

A 1192 II

PRZEGLĄD MECHANICZNY

MIESIĘCZNIK NAUKOWO-TECHNICZNY

STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW I TECHNIKÓW MECHANIKÓW POLSKICH

ROK IX
(1 9 5 0)



WARSZAWA

1950

WYDAWCA: NACZELNA ORGANIZACJA TECHNICZNA

SPIS RZECZY

1950



SPIS ARTYKUŁÓW WEDŁUG DZIAŁÓW

OD REDAKCJI

„Rok 1950 rozpoczyna okres wielkiego uprzemysłowienia kraju”	1
„W walce o nowe kadry”	97
„Od redakcji” 144, 167, 369, 392,	340
„Plan 6-letni planem walki o Pokój”	201
„I Polski Kongres Pokoju”	281
„Rozwój gospodarki radzieckiej”	321
„5-lecie działalności SIMP”	403

ARTYKUŁY GŁÓWNE

<i>Bąk Stanisław mgr</i> — „Interferencyjna metoda techniczna pomiaru płytek wzorcowych”	328
<i>Biernawski Witold prof. inż.</i> — „Podstawy i historia szybkościowego skrawania”	204
<i>Chodorowski Jan inż.-mech.</i> „Mikroskop elektronowy i jego zastosowanie w metalografii”	286
<i>Dobrzański Jan inż.</i> — „Plan techniczny dla zakładu przemysłowego”	57
<i>Huber M. T. prof. dr inż.</i> — „Mechanika w Związku Radzieckim”	324
<i>Kalata Czesław inż.</i> — „Odlewnictwo na I Kongresie Nauki Polskiej”	406
<i>Kosieradzki Paweł inż.-mech.</i> — „Rozwój stali szybko tnących w ostatnim 15-leciu”	407
<i>Komorowski Stanisław inż.-mech.</i> — „Powierzchniowe hartowanie kół zębatach prądami wysokiej częstotliwości”	223, 293
<i>Lugrod Adolf prof. dr inż.</i> — „O kryteriach wytrzymałościowych”	12
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — „O zagadnieniu tarcia między ciałami stałymi izotropowymi i anizotropowymi”	3
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — „Zagadnienie wytrzymałości zmęczeniowo-kształtowej w ujęciu I. A. Odinga”	101, 209
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — „Układ tolerancji gwintów na tle tolerancji średnic”	122
<i>Minchejmer Adam inż.-mech.</i> — „Pojazdy mechaniczne na XXIII Międzynarodowych Targach Poznańskich”	126

<i>Nawrocki Zbigniew inż.-mech.</i> — „Zarys organizacji produkcji ciągłej”	118
<i>Obalski Jan inż.-mech.</i> — „O dokładności planimetru Prytza”	282, 333
<i>Olędzki Władysław inż.</i> — „Uwagi o pracy linii automatycznych dla obróbki skrawaniem w ZSRR”	112
<i>Piaskowski Jerzy inż.</i> — „Żeliwo ciągliwe w przemyśle motoryzacyjnym”	415
<i>Plużański Stanisław prof. inż.</i> — „Obróbka skrawaniem przy wysokich temperaturach”	52
<i>Sobolewski Hipolit prof. dr inż.</i> — „Nowoczesne tokowe silniki parowe”	18
<i>Staub Fryderyk prof. inż. i Wojciechowski Stefan inż.</i> — „Współczesne metody badania hartowności stali”	44
<i>Tomaszewski Aleksander inż.-mech.</i> — „Wpływ temperatury na dokładność pomiarów płytek wzorcowych”	218
<i>Troskolewski Adam Tadeusz inż.-mech. i Vorbrodt Tadeusz inż.-mech.</i> — „O podstawach teoretycznych konstrukcji manometrów różnicowych naczyniowych ze wstawką pierwiastkującą”	35
<i>Ziemięcki Andrzej.</i> — „Rozwój gospodarki radzieckiej”	321

POLSKA ENCYKLOPEDIA MECHANIKI

<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — „Wytrzymałość zmęczeniowo-kształtowa części maszynowych”	230
--	-----

TECHNIKA TURBINOWA

<i>Brosch Jan inż.-mech.</i> — „Bezkorbowe silnikosprężarka i próby jej zastosowania w procesie turbiny gazowej”	261
<i>Leśkiewicz Henryk inż.-mech.</i> — „Najkorzystniejsze parametry konstrukcyjne regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej”	266
<i>Perycz Stefan inż.-mech.</i> — „Zasady geometrycznego kształtowania kierownic turbinowych”	159

<i>Piechota Andrzej inż.-mech.</i> — „Współbrzmienie w układzie łopatkowym turbin parowych i spalinowych”	152
<i>Piechota Andrzej inż.-mech.</i> — „Zasada wyważania wirników oraz nowoczesny sprzęt do wyważania”	358
<i>Szewalski Robert prof. dr inż.</i> — „Nowa teoria uszczelnień labiryntowych”	144
<i>Szewalski Robert prof. dr inż.</i> — „O program nauczania specjalności „Ciepne maszyny wirnikowe”	274
<i>Szewalski Robert prof. dr inż.</i> — „Zagadnienie mocy granicznej turbin parowych i nowe turbozespoły 100.000 kW produkcji radzieckiej”	350
„Przegląd rozwoju konstrukcji Brown Boveri w 1949 roku” <i>A. P.</i>	275
„Referaty wygłoszone staraniem Zakładu Ciepłych Maszyn Wirnikowych GIM oraz Katedry Turbin Parowych i Spalinowych Politechniki Gdańskiej” <i>R. S.</i>	369

SŁOWNICTWO TECHNICZNE

<i>Minchejmer Adam inż.-mech.</i> — „Zasady tworzenia nazw części pojazdów mechanicznych”	316
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — „W sprawie słownictwa elementów maszyn”	339
„Językoznawstwo w świetle marksizmu” <i>A. T. T.</i>	337
<i>Moszyński Wacław prof. dr inż.</i> — „Uwagi do artykułu pt. „Zasady tworzenia nazw części pojazdów mechanicznych”	341

DZIAŁ ODLEWNICZY

<i>Adamski Czesław inż.</i> — „Gazy w stopach miedzi”	244
<i>Hess Kazimierz inż.</i> — „Dobór i obliczanie układów wlewowych form odlewniczych”	132
<i>Kalata Czesław inż. i Andrzej Paraszczak inż.-mech.</i> — „O pełne wykorzystanie żeliwa jako materiału konstrukcyjnego”	254
<i>Lutosławski Jerzy inż.-mech.</i> — „Odlewy kokiłowe w Związku Radzieckim”	343
<i>Wendorff Zofia inż. i Antoni Bogustawski</i> — „Żeliwo modyfikowane”	71
<i>Zimnawoda Henryk inż.</i> — „Sześć sposobów mechanizacji odlewni”	61

DZIAŁ SAMOCHODOWY

<i>Dębicki Mieczysław prof. inż.</i> — „Samochodowe przekładnie hydrokinetyczne”	307
<i>Minchejmer Adam inż.-mech.</i> — „Zasady tworzenia nazw części pojazdów mechanicznych”	316
<i>Minchejmer Adam inż.-mech.</i> — „Drogi postępu technicznego w radzieckim przemyśle samochodowym”	373
<i>Wakalski Marian inż.-mech.</i> — „Gniazda obróbki części samochodowych”	299

DŹWIGI I PRZENOŚNIKI

<i>Brach Ignacy prof. inż.</i> — „Maszyny budowlane i dźwigowe na Targach Lipskich 1950 r.”	178
<i>Brach Ignacy prof. inż.</i> — „Wstęp do klasyfikacji nośników bliskiego transportu”	168

<i>Brach Ignacy prof. inż.</i> — „Mechanizmy czerpania w koparkach łyżkowych”	152
<i>Król Stanisław prof. inż.</i> — i <i>Piątkiewicz Aleksy prof. dr inż.</i> — „Zagadnienie dźwignic” (wytyczne dla prac I Kongresu Nauki)	420
<i>Piątkiewicz Aleksy prof. dr inż.</i> — „Kompensacja przy napędzie łańcuchów długoogniowych”	169
<i>Wójcikowski Andrzej inż.</i> — „Żurawie budowlane”	274
„Ogólnopolska Konferencja Transportu Wewnętrznego w zakładach pracy” — <i>I. B.</i>	182

PRZEGLĄD PRASY TECHNICZNEJ

„Staliwo zawierające grafit” — <i>J. P.</i>	83
„Wpływ mikrostruktury na obrabialność żeliwa” <i>Z. T.</i>	83
„Drzwi samochodowe odlewane pod ciśnieniem” <i>T. M.</i>	85
„Sytuacja materiałowa w amerykańskich odlewniach” <i>K. S.</i>	85
„Klasyfikacja stopów żaroodpornych” <i>J. P.</i>	84
„Nowy brąz fosforowo-olowiowy z dodatkiem niklu” <i>J. P.</i>	84
„Mierzenie i ocena lojalności metali,” <i>Jur Piszak</i>	349
„Przegląd prasy technicznej turbinowej” <i>A. P.</i>	166
„Połączenie turbiny gazowej z turbiną parową jako nowy rodzaj napędu okrętowego” <i>J. D.</i>	370
„Lane trwałe magnesy” <i>J. P.</i>	143
„Formy i rdzenie” <i>Z. Czaj.</i>	141

BIBLIOGRAFIA

<i>Czesław Kłóś prof. dr.</i> — „Fundamenty pod maszyn” (prof. dr <i>Wacław Moszyński</i>)	86
<i>B. E. Wołowik i M. W. Zacharow</i> „Troinyje i czetyrniye systemy” <i>J. P.</i>	86
<i>I. A. Frenkiel</i> „Wwiedzenie w teoriju metałow” (<i>J. P.</i>)	87
<i>Mieczysław Lesz inż.</i> — „Nowa technika w ciężkim przemyśle” (inż. <i>M. Wakalski</i>)	185
<i>A. A. Moisiejew</i> „Konstruktiwnyje rasczoti korabielnich turboagregatow” (inż. <i>Jan Brosch</i>)	186
„Wykaz maszyn i urzadzeń do transportu bliskiego. Nośniki bliskie” (inż. <i>Stanisław Król</i>)	187
<i>J. Litwiniszyn</i> — „Przyczynok do teorii tarcia kinetycznego” (prof. dr <i>W. Moszyński</i>)	318
<i>N. K. Bodaszkow</i> — „Awarii, parowych turbin i borba s nimi” (inż. <i>Jan Brosch</i>)	319
„Maszynostrojenje” (<i>M. T. Huber</i>)	393
<i>L. I. Kiercelli i W. J. Ryzkin.</i> — „Tieplowyje Elektriczeskije Stancii” (inż.-mech. <i>Henryk Leśkiewicz</i>)	394
„Katalog łożysk tocznych” (<i>W. M.</i>)	394
„Mechanika górnicza” (<i>M. T. Huber</i>)	395
„Prace Badawcze Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa” (<i>P. K.</i>)	396
„Z dziejów Poradnika Technicznego „Mechanik” (prof. inż. <i>Zdzisław Rytel</i>)	431
<i>P. Dubiński i J. Kostin.</i> — „Transport w zakładach przemysłowych” (<i>I. B.</i>)	433
<i>L. W. Bartaszew</i> — „Transport wewnętrzny w zakładach przemysłowych” (<i>I. B.</i>)	434

WIADOMOŚCI SIMP

„Mechanicy w walce o postęp techniczny”	88
„Walny Zjazd Delegatów SIMP”	88
„Program prac SIMP na rok 1950/51”	188
„Konferencja Szybkościowego Skrawania Metali w Poznaniu”	189
„Realizacja Ustawy o stopniu inżyniera z dnia 28. I. 1928”	192
„Sprawa kadr technicznych”	278
„Konferencja Wytrzymałościowa SIMP”	276
„Kadry techniczne w walce o Pokój”	397
„SIMP w realizacji Planu 6-letniego”	398
„Konferencja motoryzacyjna” —	398
„Konferencja gładkości powierzchni”	398
„Konferencja fabrykacyjna”	399
„Komunikat IW SIMP”	399

KRONIKA

„Sprawa podręczników dla szkolnictwa zawodowego”	87
„Reorganizacja akcji wydawniczej”	90
„Wieczorowe Szkoły Inżynierskie”	91
„Politechnika Warszawska”	92
„Szkoły Inżynierskie NOT”	92
„Kongres Nauki Polskiej”	92, 277
„Posiedzenie Prezydium NOT”	92
„70-lecie Przeglądu Technicznego”	92
„Naukowcy gdańscy współpracują z racjonalizatorami”	93
„Fundusz współzawodnictwa pracy”	93
„Robotnicy otrzymują dyplomy inżynierskie”	93
„XXIII Międzynarodowe Targi Poznańskie”	93

„Konferencja Szybkościowego Skrawania”	93
„Do autorów i tłumaczy książek technicznych”	94
„Zarządzenie Przewodniczącego PKPG w sprawie metalizacji natryskowej”	94
„Do autorów artykułów technicznych”	111
„Komunikat redakcji”	151
„XXIII Międzynarodowe Targi Poznańskie 29 kwietnia — 21 maja 1950 r.” A. T. T.	193
„Biblioteka NOT”	195
„Zjazd Rektorów Szkół Inżynierskich NOT”	196
„Posiedzenie Rady Głównej NOT”	196
„Konferencja Redaktorów czasopism technicznych NOT”	196
„Inauguracja roku szkolnego w szkole inżynierskiej NOT we Wrocławiu”	197
„O mobilizacji rezerw przez przyspieszenie obiegu środków obrotowych”	197
„O oszczędności w przemysłowej gospodarce stałą”	198
„Wystawa aparatów naukowo-badawczych”	277
„Konferencja w sprawie organizacji prac słownicznych”	277
„Międzynarodowy raid techniczno-doświadczalny samochodów ciężarowych”	278
„Uchwały Komitetu Postępu Technicznego”	400
„Organizowanie Komórek Normalizacyjnych w Resortach Gospodarczych”	400
„Zastosowanie promieni podczerwonych do suszenia i grzania” inż. S. J.	400
„Utworzenie Centralnego Instytutu Ochrony Pracy”	400
„Utworzenie Komitetu Postępu Technicznego”	400

B. SPIS ARTYKUŁÓW WEDŁUG DZIEDZIN WIEDZY**DŹWIGI I PRZENOŚNIKI**

Prof. inż. Ignacy Brach — „Wstęp do klasyfikacji nośników bliskiego transportu”	168
Prof. inż. Ignacy Brach — „Maszyny budowlane i dźwigowe na Targach Lipskich 1950 r.”	178
Prof. inż. Ignacy Brach — „Mechanizmy czerpania w koparkach łyżkowych”	178
Inż. Stanisław Król i inż. Aleksy Piątkiewicz — „Zagadnienie dźwignic” (wytyczne dla prac na I Kongresie Nauki Polskiej)	420
„Ogólnokrajowa Konferencja Transportu Wewnętrznego w Zakładach Pracy” I. B.	182
Dr inż. Aleksy Piątkiewicz — „Kompensacja przy napędzie łańcuchów długoogniwowych”	169
Inż. Andrzej Wójcikowski — „Żurawie budowlane”	

ENERGETYKA

Inż.-mech. Henryk Leskiewicz — „Najkorzystniejsze parametry konstrukcyjne regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej”	266
--	-----

GOSPODARKA NARODOWA

„XXIII Międzynarodowe Targi Poznańskie 26 kwietnia — 21 maja 1950 r.” A. T. T.	193
„Plan 6-letni planem walki o Pokój”	201
„Rok 1950 rozpoczyna okres wielkiego uprzemysłowienia kraju”	1
Andrzej Ziemięcki — „Rozwój gospodarki radzieckiej”	321

GOSPODARKA PRZEMYSŁOWA

(planowanie, organizacja, metody wytwarzania)

Inż. Jan Dobrzański — „Plan techniczny dla zakładu przemysłowego”	57
Inż.-mech. mgr fil. Zbigniew Nawrocki — „Zarys organizacji produkcji ciągłej”	118
Inż. Władysław Oledzki — „Uwagi o pracy linii automatycznych dla obróbki skrawaniem w ZSRR”	112
Inż.-mech. Marian Wakalski — „Gniazda obróbki części samochodowych”	299
„O oszczędności w przemysłowej gospodarce stałą”	198

MECHANIKA

Prof. dr inż. M. T. Huber — „Mechanika w Związku Radzieckim”	324
Prof. dr inż. Waclaw Moszyński — „O zagadnieniu tarcia między ciałami stałymi izotropowymi i anizotropowymi”	3

METALOZNAWSTWO I OBRÓBKA CIEPLNA**METALI**

Inż. Czesław Adamski — „Gazy w stopach miedzi”	244
Inż.-mech. Jan Chodorowski — „Mikroskop elektronowy i jego zastosowanie w metalografii”	286

Inż.-mech. Stanisław Komorowski — „Powierzchniowe hartowanie kół zębatych prądem wysokiej częstotliwości”	223, 293
Inż. Paweł Kosieradzki — „Rozwój stali szybko- tających w ostatnim 15-leciu”	407
„Staliwo zawierające grafit” J. P.	83
Prof. inż. Fryderyk Staub i inż. Stefan Wojciechowski — „Współczesne metody badania hartowności stali”	44
Inż. Zofia Wendorff i Antoni Bogusławski — „Żeliwo modyfikowane”	71

METROLOGIA TECHNICZNA

Mgr Stanisław Bąk — „Interferencyjna metoda techniczną pomiaru płytek wzorcowych”	328
Inż.-mech. Jan Obalski — „O dokładności planimetru Prytza”	282, 333
Inż.-mech. Aleksander Tomaszewski — „Wpływ temperatury na dokładność płytek wzorcowych”	218
Inż.-mech. Adam Tadeusz Troskoleński i inż.-mech. Tadeusz Vorbrodt — „O podstawach teoretycznych konstrukcji manometrów różnicowych naczyniowych ze wstawką pierwiastkującą”	35

OBRÓBKA SKRAWANIEM I OBRABIARKI

Prof. inż. Witold Biernawski — „Podstawy i historia szybkościowego skrawania”	204
Prof. inż. Stanisław Płużański — „Obróbka skrawaniem przy wysokich temperaturach”	52
„Konferencja szybkościowego skrawania”	93

ODLEWNICTWO

Inż. Kazimierz Hess — „Dobór i obliczanie układów wlewowych form odlewniczych”	132
Inż. Czesław Kalata — „Odlewnictwo na I Kongresie Nauki Polskiej”	406
Inż.-mech. Czesław Kalata i inż.-mech. Andrzej Paraszcak — „O pełne wykorzystanie żeliwa jako materiału konstrukcyjnego”	254
Inż.-mech. Jerzy Lutostawski — „Odlewy kokilowe w Związku Radzieckim”	343
Inż. Jerzy Piaskowski — „Żeliwo ciągliwe w przemyśle motoryzacyjnym”	415
Inż. Henryk Zimnawoda — „Sześć sposobów mechanizacji odlewni”	61
„Staliwo zawierające grafit” J. P.	83
„Wpływ mikrostruktury na obrabialność żeliwa” Z. T.	83
„Klasyfikacja stopów żaroodpornych” J. P.	84
„Sytuacja materiałowa w amerykańskich odlewniach” K. S.	85
„Drzwi samochodowe odlewane pod ciśnieniem” T. M.	85
„Nowy brąz fosforowo-olowiowy z dodatkiem niklu” J. P.	84
„Formy i rdzenie”. Z. Czaj	141
„Lane trwałe magnesy” J. P.	143
„Mierzenie i ocena lejności metali” Jur Piszak	349

POJAZDY MECHANICZNE

Prof. inż. Mieczysław Dębicki — „Samochodowe przekładnie hydrokinetyczne”	307, 384
Inż.-mech. Adam Minchejmer — „Drogi postępu technicznego w Radzieckim przemyśle samochodowym”	373
Inż.-mech. Adam Minchejmer — „Pojazdy mechaniczne na XXIII Międzynarodowych Targach Poznańskich”	126
„Międzynarodowy raid samochodów ciężarowych” Z. A.	392
„Międzynarodowy raid techniczno-doświadczalny samochodów ciężarowych” W. S.	278

SILNIKI

Inż.-mech. Jan Brosch — „Bezkorbowa silnikosprężarka i próby jej zastosowania w procesie turbiny gazowej”	261
Inż. Jan Dłużewski — „Połączenie turbiny gazowej z turbiną parową jako nowy rodzaj napędu okrętowego”	370
Inż.-mech. Stefan Perycz — „Zasady geometrycznego kształtowania kierownic turbinowych”	159
Inż.-mech. Andrzej Piechota — „Współbrzmienie w układzie łopatkowym turbin parowych i spalinowych”	152
Inż.-mech. Andrzej Piechota — „Zasada wyważania wirników oraz nowoczesny sprzęt do wyważania”	358
Prof. dr inż. Hipolit Sobolewski — „Nowoczesne tłokowe silniki parowe”	18
Prof. dr inż. Robert Szewalski — „Nowa teoria uszczelnień labiryntowych”	144
Prof. dr Robert Szewalski — „Referaty wygłoszone staraniem Zakładu Ciepłych Maszyn Wirnikowych GIM oraz Katedry Turbin Parowych i Spalinowych Politechniki Gdańskiej”	369
Prof. dr inż. Robert Szewalski — „Zagadnienie mocy granicznej turbin parowych i nowe turbozespoły 100.000 kW produkcji radzieckiej”	350

SŁOWNICTWO TECHNICZNE

Inż.-mech. Adam Minchejmer — „Zasady tworzenia nazw części pojazdów mechanicznych”	316
Prof. dr inż. Wacław Moszyński — „Uwagi do artykułu pt. „Zasady tworzenia nazw części pojazdów mechanicznych”	341
Prof. dr inż. Wacław Moszyński — „W sprawie słownictwa elementów maszyn”	339
„Językoznawstwo w świetle marksizmu” A. T. T.	337
„Konferencja w sprawie organizacji prac słownicznych” A. T. T.	277

SZKOLNICTWO

Prof. dr inż. Robert Szewalski — „O program nauczania specjalności: Ciepłe maszyny wirnikowe”	274
„Realizacja Ustawy o stopniu inżyniera z dnia 28. I. 1948 r.” E. M.	192
„W walce o nowe kadry”	97

TOLERANCJE I PASOWANIE

Prof. dr inż. *Wacław Moszyński* — „Układ tolerancji gwintów na tle tolerancji średnic” 122

WYTRZYMAŁOŚĆ MATERIAŁÓW

Prof. dr inż. *Adolf Langrod* — „O kryteriach wytrzymałościowych” 12
 Prof. dr inż. *Wacław Moszyński* — „Zagadnienie wytrzymałości zmęczeniowo-kształtowej w ujęciu *I. A. Odina*” 101, 209
 Prof. dr inż. *Wacław Moszyński* — „Wytrzymałość zmęczeniowo-kształtowa części maszynowych” 230

SPRAWOZDAWCY I RECENZENCI SYGNUJA

I. B. — Prof. inż. *Ignacy Brach*
Z. Czaj. — Mgr *Zofia Czajkówna*
S. J. — Inż.-mech. *Stanisław Jabłoński*
P. K. — Inż.-mech. *Paweł Kosieradzki*
T. M. — Inż. *Tadeusz Maślanka*
W. M. — Prof. dr inż. *Wacław Moszyński*
E. M. — Inż.-mech. *Eugeniusz Małkiewicz*
J. O. — Inż.-mech. *Jan Obalski*
J. P. — Inż.-mech. *Jerzy Piaskowski*
A. P. — Inż.-mech. *Andrzej Piechota*
R. S. — Prof. dr inż. *Robert Szewalski*
K. S. — *Karol Suchanek*
A. T. T. — Inż.-mech. *Adam Tadeusz Troskoleński*
Z. T. — Inż. *Zbigniew Tyszko*

SKOROWIDZ RZECZOWY

- Absorbpcja gazu przez metal 246
 anizotropia 7
 — ruchowa 7÷9
 — spoczynkowa 7
 anizotropowość 3÷11
 — bezzwrotna 6
 — dwuzwrotna 6
 — sztuczna 8
 — zwrotna 6
 atmosfera pieca 249
 autobusy 128
 awarie turbinowe 152
- Baba kafarowa 180
 belka wlewowa 132
 betoniarki o ruchu ciągłym 180
 — wolnospadowe 180
 bezwładność cieplna 221
 bezkorkowa silniko-sprężarka 261÷266
 biuro usprawnień 59
 brąz fosforowo-olowiowy z dodatkiem niklu 84
- Cięgno 342
 — łańcuchowe długoogniwowe 169
 ciężło 317
 ciągniki 126
 — gąsienicowy 128
 — rolniczy 127÷128
 ciśnienie przy zalewaniu formy
 — — — — — dynamiczne 136
 — — — — — statyczne 134
 cukry 142
 czas zalewania formy 137
 częstotści własnych drgań łopatek 154
 czop 317
- Dekstryna 142
 dokładność pomiarów długości 219
 dozór techniczny 60
 drażek 317, 432
 dźwig kolejowy 178
 dźwignice, dźwigi 168
- Element nastawczy 317
 — odległościowy 317
 — oporowy 317
 — ustalający 317
 energia odkształcenia sprężystego całkowita 13
 — — — — — postaciowego 13
 estry krzemowe 142
- Formierki-wstrząsarki 64
 formy odlewnicze 141÷142
 — trwałe 343
- Gazy nierozpuszczalne w metalach 249
 — w stopach miedzi 244÷253
 głębokość przenikania prądu 225
 gospodarność zakładu 58
 grafit przechłodzenia eutektyczny 72
 — sferoidalny 72
 grafityzacja 72
 gniazdo obróbki 299÷307
 — — specjalizacja 306
 — — wydajność 306
 granica płynności 12÷14
 — poślizgu najniższa 213
 — spójności 12
 — wytrzymałości zmęczeniowej 105
 grzanie dielektryczne 224
 — indukcyjne 223, 226
 — kół zębatach 293
 gwint metryczny 122
- Hartowania intensywność 45
 hartowanie kół zębatach 228÷229
 — — — — — na powietrzu 51
 — — — — — powierzchniowe 223, 293÷298
 — — — — — metodą dwustopniową 294
 hartowność stali 44÷52
 hipoteza energii postaciowej (*Huber-Mises-Hencky*) 14, 108
- hipoteza największego naprężenia statycznego *Coulomba* 15
 — odkształcenia postaciowego 12
 — wytrzymałościowa energetyczna 13
 hipoteza wytrzymałościowa *Beltramiego* 13
 — — — — — *A. Föppla* 13
 — — — — — *Guest-Mohra* 108
 — — — — — *Hubera* 13
 — — — — — *Huber-Mises-Hencky* 14, 108
 — — — — — *H. v. Helmholtza* 13
 — — — — — *H. Hencky'ego* 14
 — — — — — *R. v. Misesa* 13
 — — — — — *O. Mohra* 17
 — — — — — *I. A. Odina* 101÷111, 209÷218
 — — — — — *Tresca* 16
 — — — — — *de St. Venanta* (największego odkształcenia podłużnego) 16
 — — — — — odkształceniowa 105
 hipotezy wytrzymałościowe 12÷18
 histereza odkształceniowa 231
- Intensywność hartowania 45
 izotropowość 3÷11 —
- Jamy usadowe w odlewie 133
 język techniczny 339
- Kadłub 316, 341
 kafary 180
 kanał parowy 159
 karb 210, 236, 242, 259
 — ostry 213
 karbu działanie 242, 259
 kąta natarcia 53, 206
 — poślizgu 206
 — przyłożenia 54
 — przystawienia 54
 — skrawania 206
 — wyprzedzenia zbiegu 173
 kąty wyrównawcze w układzie stycznym 176

- kierownica turbinowa 152+166
kinematyka układów niewyrównanych 169
kliny 317
kokile o podziale pionowym 346
— — — poziomym 346
kokile z rdzeniami piaskowymi 343
kołek 317
koło szyjowe 160
koparka skrobakowa 179
koparki do rowów 129, 180
kryteria wytrzymałościowe 12+18
krzepnięcie odlewów 133
- Lejek wlewowy** 132
lejność metalu 134, 348
linia obróbki ciągłej 299
— czoła szczeliny 232
linie automatyczne 112—118
— *Lüdersa* lub *Hartmanna* 15
— produkcyjne 118
- Ładowaczka** 128
ładowarka czerpakowa 179
— typu *Heinzelmana* 179
łańcuch długoogniowy 169+177
łopatka *Baumana* 356
— bez walca przejściowego 164
— z walcem przejściowym 165
— kierująca 310
łożysko 317
— wzdłużne 342
ług posiarzynowy 142
- Magnes trwały** 143
— — lany 143
makrokarb 215
makroporowatość 244
manometr pierwiastkujący hydraulicznie 36
— różnicowy naczyniowy zwykły 35
— — z krzywką pierwiastkującą 36
— — ze ściętą wstawką pierwiastkującą 42
— — — wstawką pierwiastkującą 35+44, 37
— — — — i stożkowym przejściem 42
masa formierska 61
maszyny ciepłe wirnikowe 274+275
— napędowe 168
— robocze 168
mechanizacja odlewni 61+71
mechanizm wyrównawczy 175
metoda badania hartowności
— — — *Greena* i *Posta* 49
— — — *M. A. Grossmanna* 49
- metoda badania hartowności
— — — *Shepherd*a tarczowa 50
— — — *Queneau* i *Mayo* 49
— — — stali stopowych głęboko hartujących 51
— — — *S-A-C* 47
— *N. N. Afanasjewa* 231
— *H. Buchnera* 213
— ciąгла hartowania kół zębatach 229
— hartowania *Jominyego* 46
— — kół zębatach 229
— *Jominyego* badania hartowności stali 44
— okresowa hartowania kół zębatach 228
— *Rayleigha-Ritza* 155
— wariacyjna *Ritza* 155
— *Rockwella* oznaczenia rozkładu twardości na przekroju hartowanym 46
mikrokarb 215
mikropęcherze gazowe 244
— międzydentrytyczne 244
— międzykrystaliczne 244
mikroporowatość 244
mikroskop elektronowy 286+292
— — emisyjny 287
— — na wiązkę elektronów odbitą 287
— — — — — przechodzącą (transmisyjny) 287
— — o zimnej katodzie i mieszanym układzie soczewek 288
mikroskop oporowy 286
mikrostruktura żeliwa 83
moc graniczna turbin parowych 350+358
modyfikacja żeliwa 259
modyfikator 71
— grafityzujący 73
— stabilizujący 73
modyfikowanie ciepłym żelivem 73
— małymi ilościami dodatków 73
— żeliwa 71+83
— — dużymi dozami 73
- Nabieganie** ciągu w układzie cięciwowym 171
— — — — stycznym 170
naciski tłokowe 263
nadlew otwarty 132
— zakryty 132
nagrzewanie koła zębatego metodą indukcyjną 294
nakrętka 312
naprężenia dopuszczalne przy obciążeniach okresowo-zmiennych 106
— — różnicowy sposób wyznaczania 214
— nominalne 210
— rezonansowe 158
— zastępcze 241
- naprężenie złożone 108
niewyważenie wirnika dynamiczne 359
— — statyczne 359
nomogram *K. A. Sobolewa* 139
normalizacja słownictwa 340
nośniki bliskiego transportu (bliskie) 168
— dalekie 168
- Obciążenia stałe** 236
— tętniące 236
— wahadłowe 236
obieg *Carnota* 267
— idealnej wymiany 266
— — — dla pary wodnej 267
— z parą przegrzaną 267
obudowa 316
obróbka mechaniczna żeliwa 77
— skrawaniem 52+57, 112+118
odgazowanie metalu przez CO₂ 252
— — rudą manganową 252
— — sprężonymi gazami 252
— stopów 250
odpuszczanie stali szybko tnącej 412
odkształcenie plastyczne 16
odlewy handlowe 343
— kokilowe 343+347
— na magnesy trwałe 143
odżulanie metalu 143
oleje schnące 141
opór właściwy skrawania 207
organizacja pracy 59
- Panew** 342
panewka 317
parametry konstrukcyjne regeneracyjnego podgrzewania wody zasilającej 266+273
pasowań układy 122
pęknięcie zmęczeniowe 231
pętla histerezy 211
— — odkształceń sprężystych 105+107
pierścienie uszczelniające węglowe 27
plan produkcji 59
— techniczny zakładu przemysłowego 57+60
planimetr *Prytza* 333+336, 282+286
plastyczność 14
płytki wzorcowe 218+223, 328+333
— — metody pomiaru 218+223
podgrzewanie wody zasilającej 272
pojazdy mechaniczne 126+131
— transportowe 128
pomiar głębokości utwardzenia 46
— płytek wzorcowych metodą interferencyjną 328+333

- porowatość 244
 — w stopach nieżelaznych 248
 poślizg krystaliczny 15
 praca odkształceń plastycznych 205
 — skrawania 205
 prawo zmienności szybkości ką-
 towej napędu 175
 produkcja ciągła (potokowa,
 przepływowa) 118
 — masowa 118
 prowadnica zakrzywiona ciągna 174
 próbki normalne z karbem 212
 przeguby *Cardana* 418
 przegrzew pary 22
 przegrzewacz 372
 przelew (w odlewnictwie) 132
 przelotność turbiny parowej 355
 przekładnia hydrauliczna 307÷315
 — hydrokinetyczna 307÷315 ...
 — — dwustopniowa 312
 — — *Föttingera* 311
 — — *White* 314
 — — wielofazowa 308, 315
 — — wielostopniowa 308
 — hydromechaniczna 307
 — hydrostatyczna 307
 — promieniowa 386
 — samochodowa hydrokinetyczna 384÷392
 — *Trilak* 314
 przemysł samochodowy 373÷383
 przenikanie prądu 224
 przenikliwość magnetyczna 225
 przenośnik systemu *Aprona* 67
 — taśmowy 179, 303
 — wałkowy 64, 304
 — wodny 168
 przenośniki 168
 — beziegnowe 168
 — cięgnowe 166
 — grawitacyjne 303
 — płytowe 65÷67
 — powietrzne 168
 przetwornica częstotliwości lam-
 powa 224
 — — wirująca 224
 przyrząd rejestrujący natężenia
 przepływu 35
 — — ze wstawką pierwiastku-
 jącą 36
 przewodność elektryczna 225
- Radioczęstotliwość** 224
 rdzenie odlewnicze 141÷142
 reaktor 314
 regulacja ciśnieniowa 263, 264
 rośnięcie żeliwa 76
 równania parametryczne krzywej
 planimetru 283
 — *Bastiena* 348
 — *de St. Venanta* 147
 rozciąganie prętów płaskich 210
- rozpuszczalność gazów w metalu 244÷253
 rytmiczność procesu produkcyj-
 nego 119
- Samochód ciężarowy 126
 — osobowy 127÷131
 — parowy 31÷34
 samoregulacja 263
 silnik parowy niskopiętny 19
 — — okrętowy 30
 — — przelotowy 21
 — — — do napędu walcarek 29
 — — samochodowy 31÷34
 — — tłokowy 18÷34, 30
 — — — stały 23
 — — — — dwucylindrowy, je-
 dnostronnego działania 28
 — — upustowy 30
 — — wysokopiętny 19
 silnik przemysłowy wysokopiętny 127
 silniko-sprężarka bezkorbowa 261÷266
 siła (opór) tarcia 3
 — tarcia poprzeczna 7
 — — wzdluzna 7
 siłownia parowo-gazowa 370
 skrawanie przy wysokich tempe-
 raturach 52÷57
 — szybkościowe 204÷209
 skrobia 141
 słownictwo samochodowe 316÷317
 — techniczne 337÷339
 smarowanie cylindrów 27
 — pary 22
 stopy na magnesy trwałe 143
 — żaroodporne 84
 spiętrzenie naprężeń 217, 235
 spoiwa organiczne 141
 sprawność całkowita urządzenia
 parowo-turbinowego 273
 — obiegowa 273
 — przekładni hydrokinetycznej 313
 — wewnętrzna turbiny 273
 sprężarka bezkorbowa *Junkersa* 263
 sprzęgło hydrauliczne 308
 — — sprawność 309, 313, 314
 — — poślizg 309
 — — opór 314
 stała *Plancka* 287
 stan zainwestowania 58
 stator 311
 stabilizator ciśnienia 265
 stal *Momax* 407
 — chromowa 407
 — kobaltowa 408
 — narzędziowa 409
 — szybko tnąca 407, 408
 — — chłodzenie 411
 — na magnesy trwałe 143
 staliwo grafitowe 83
- stawidło bezsprężynowe *Doerfla* 25
 — dyfuzorowe *Gutermutha* 24
 — hydrauliczne 25
 — jarmowe 26
 — krzywkowe *Lentza* 25
 — maszyny parowej 23
 — — — wodzone biegunowe 25
 — — — ortogonalne 26
 — — — *Stephensona* 26
 — — — suwakowe 23
 — *Walschacrta-Heusingera* 27
 — wewnętrzne 23
 — wodzone 25
 — wychwytowe 25
 — zewnętrzne 25
 stożek tarcia 4
 strata nieuszczelnienia 145
 — — jednostkowa 146
 — przekładni hydrokinetycznej 313
 stygnięcie odlewów 133
 suwnica 168
 — bramowa *Abus* 178
 sworzeń 317
 synchronizacja operacji 119
 — — ostateczna 119
 — — wstępna 119
 szerokość pętli histerezy odkształ-
 ceń 105
 szybkość skrawania 204÷209
 — tłokowa 263
 — wagowa spływu metali z kadzi 136
 — zalewania formy 135
 — — — liniowa 135
 — — — wagowa 135
- Środki produkcji 168
 śruba 317, 342
- Takt produkcji 119
 tarcie 3÷11
 — kinetyczne 5
 temperatura hartowania 409
 — krzepnięcia 134
 twardość wtórna 413
 teoria *Davenporta* i *Baina* 45
 — *Rungego* 282
 — sprężystości nieliniowa 326
 — turbin klasyczna 153
 — uszczelnień labiryntowych 144÷151
 — — — *Stodoli* 144÷146
 termoelektrony 287
 topienie metali pod powłoką
 ochronną 251
 transport 168
 — bliski 168
 — międzyoperacyjny 303÷305
 — wewnętrzny 168
 trzon 317, 342
 tuleja 317
 turbina gazowa 370

PRZEGLĄD MECHANICZNY

MIESIĘCZNIK NAUKOWO-TECHNICZNY

STOWARZYSZENIA INŻYNIERÓW MECHANIKÓW I TECHNIKÓW POLSKICH

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

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

Rok 1950

rozpoczyna okres wielkiego uprzemysłowienia kraju

... Naród polski z prawdziwą satysfakcją podsumowuje dziś wyniki swej pracy w roku ubiegłym. Bo czyż nie mamy prawa do radości i dumy, skoro zakończyliśmy pomyślnie — i już na dwa miesiące przed terminem — pierwszy plan odbudowy gospodarczej Polski! Był to przecież plan śmiały, ale i trudny, wymagający nie tylko olbrzymiego wysiłku, ale i wielkiego hartu. Dla pomyślnego wykonania planu potrzeba nie tylko wytrwałej woli kierownictwa, ale i głębokiej ufności, zwartości, świadomości, zapatu, patriotyzmu wykonujących ten plan mas pracujących.

... W warunkach niestychanie ciężkich zniszczeń wojennych, które pochłonęły miliony istnień ludzkich i około 40 proc. substancji całego polskiego majątku narodowego — rozpoczęła się planowa odbudowa gospodarcza naszego kraju.

W okresie opracowywania trzyletniego planu odbudowy gospodarczej wielu ludziom plan ten wydawał się zbyt śmiały i niewykonalny. Ale klasa robotnicza i masy pracujące w olbrzymiej większości zaufały ludowej władzy, uwierzyły w realność planu i wykonały go zwycięsko. Klasa robotnicza i masy pracujące naszego kraju mają więc prawo do radości i dumy, podsumowując wyniki swej twórczej pracy w okresie ubiegłym.

W roku 1949 produkcja przemysłu w wartości globalnej była o około 75 proc. wyższa, niż w ostatnich latach przed wojną, zaś w przeliczeniu na głowę ludności przemysł nasz produkuje dziś prawie dwa i pół raza więcej, niż przed wojną (według wartości w cenach przedwojennych). Również rolnictwo, aczkolwiek rozwój jego jest powolniejszy od tempa rozwoju przemysłu, osiągnęło już ogólnie w obliczeniu na głowę ludności produkcję o 12 proc. wyższą od produkcji przedwojennej,

O czym świadczą te cyfry?

Świadczą one — po pierwsze — o wyższości gospodarki uspołecznionej i planowej nad gospodarką kapitalistyczną. Dzięki czemu Polska osiągnęła tak szybkie i pomyślne wyniki w odbudowie swego kraju? Dzięki ustrojowi demokracji ludowej, dzięki usunięciu obszarników i kapitalistów, dzięki reformie rolnej i unarodowieniu podstawowych gałęzi przemysłu, komunikacji, handlu i banków.

Świadczą one — po wtóre — o wielkiej zdolności twórczej i pracowitości naszego narodu. W ciągu kilku lat planowych wysiłków, naród nasz potrafił nie tylko odbudować zniszczone warsztaty pracy i narzędzia produkcji, ale również rozszerzyć je, usprawnić technicznie i uzupełnić nowymi zakładami i środkami produkcyjnymi, powiększając o trzy czwarte produkcję całego przemysłu i dźwigając wzwyż również rolnictwo.

... Faktem jest, że szybki wzrost produkcji przemysłowej i rolnej w Polsce podnosi z roku na rok poziom życia materialnego i kulturalnego polskiego ludu pracującego w mieście i na wsi.

Na dalszy wzrost poziomu życia materialnego i kulturalnego mas pracujących, które stanowią olbrzymią większość naszego narodu, wywierać będzie decydujący wpływ szybkie uprzemysłowienie Polski.

Od końca 1946 r. do połowy roku 1949 liczba pracowników najemnych w mieście wzrosła o 1.100.000, tj. o 40 proc. Młodzież robotnicza i chłopska w coraz większej liczbie zdobywa możliwość nauki w szkołach średnich i zawodowych, oraz uczelniach wyższych, korzystając z pomocy Państwa, samorządów i organizacji społecznych.

Najcenniejszym skarbem narodu w warunkach demokracji ludowej są wykształceni politycznie i wykwalifikowani zawodowo, kulturalni ludzie, wyrastający z klasy robotniczej i chłopskiej. Wraz z inteligencją pracującą, która zdobyła wykształcenie jeszcze w warunkach przedwojennych, kadry nowej inteligencji, wyrastającej z młodzieży robotniczej i chłopskiej, wzbogacają swymi talentami i zapałem nasze życie i rozwój gospodarki ogólnonarodowej. Ważnym przeto zadaniem jest przyspieszyć wzrost liczebny tych wykwalifikowanych kadr ludzkich, oraz podnieść wyżej poziom ich świadomości politycznej, ich dojrzałości ideologicznej.

Wielka i zaszczytna rola przypada w tej dziedzinie przodownikom pracy, nowatorom i racjonalizatorom naszego przemysłu i gospodarki rolnej, którzy dają wspaniałe wzory pracy, przyspieszającej rozkwit gospodarczy i kulturalny naszej Ojczyzny. Są to ludzie, którzy ze swego praktycznego doświadczenia w pracy wyciągają najlepszą naukę, czyniąc z niej zdobycz szerokich mas pracujących.

Aby uczynić nasze życie lepszym i szczęśliwszym, musimy pracować — ucząc się i uczyć się — pracując. Współzawodnictwo w pracy jest taką szkołą nowej, wydajniejszej pracy, szkołą nowego stosunku do pracy, wolnej od wyzysku kapitalistycznego, pracy dla Narodu, pracy, która podnosi i uszlachetnia człowieka.

... Nowy Rok 1950 rozpoczyna nowy, najbardziej doniosły i decydujący o przyszłości naszego narodu okres wielkiego uprzemysłowienia Polski. Będzie to pierwszy rok planu 6-letniego, który jest planem socjalistycznej przebudowy kraju.

Plan 6-letni to wielki program gospodarczy, społeczny i polityczny, który stawia sobie za cel likwidację wiekowego zacofania i wysunięcie Polski do rzędu przodujących krajów — w oparciu o socjalistyczny ustrój społeczny. Wykonanie planu 6-letniego podniesie produkcję naszego przemysłu na głowę ludności przeszło 5-krotnie w porównaniu z poziomem przedwojennym. Oczywiście, osiągnięcie tak wysokiego poziomu uprzemysłowienia kraju wpłynie z kolei na szybszy rozwój rolnictwa.

Szybka i znaczna rozbudowa przemysłu jest warunkiem podstawowym dla usunięcia naszego zacofania gospodarczego i naszych trudności, wynikających z tego zacofania.

Jest rzeczą jasną, że wykonanie tego wielkiego programu przebudowy gospodarczej wymagać będzie dużego wysiłku i wielkiej ofiarności ze strony mas pracujących. Wykonanie planu 6-letniego przyniesie w rezultacie poważny wzrost ogólnego dobrobytu materialnego, oraz oświaty i kultury polskiego ludu pracującego. Przeciętna stopa życiowa mas pracujących będzie w końcowym okresie planu 6-letniego około dwa razy wyższa w porównaniu z okresem przedwojennym. Wzrosną poważnie możliwości korzystania przez najszersze masy pracujące z rosnącego dorobku kultury, nauki i sztuki.

Rok, który dziś witamy, będzie właśnie jednym z najważniejszych etapów, zabezpieczających zwycięstwo tego wielkiego przelomu, jaki wnosi do dziejów naszego narodu plan 6-letni. O tym, że zadanie to jest wykonalne, że przyniesie ono narodowi pomnożenie jego sił i bogactw — mówi nam doświadczenie i przykład wielkiego Związku Radzieckiego.

... Sprostamy wszystkim trudnościom i wykonamy porywające plany 1950 roku, jeśli w nadchodzącym roku pracować będziemy jeszcze lepiej, jeszcze wydajniej, jeśli będziemy śmiało usuwali błędy i uchybienia naszych instytucji i urzędów, jeśli będziemy twardzi dla nieprzyjaciół i pełni serdecznej życzliwości dla współbudowniczych nowego, pięknego życia dla wszystkich prostych ludzi dźwigających wzwyż budowaną ich rękami Polskę Ludową.

Z orędzia noworocznego Prezydenta RP
Bolesława Bieruta

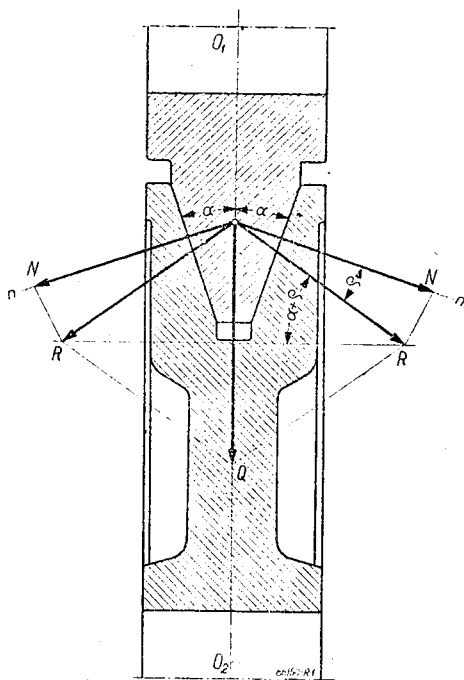
O zagadnieniu tarcia między ciałami stałymi izotropowymi i anizotropowymi

Prof. dr inż. WACŁAW MOSZYŃSKI

Omówienie niektórych błędów, często popełnianych przy rozpatrywaniu ciernych napędów rowkowych, sp. zęgieł stożkowych i napędów linowych. — Myślone schematy zastępcze, służące dla wyjaśnienia pozornego zanikania tarcia, towarzyszącego dodatkowym, jednoczesnym wzajemnym przesunięciom ciał. — Tarcie w układach anizotropowych. — Rodzaje anizotropowości. — Rozbieżność między kierunkiem działania siły, wywołującej wzajemny ruch ciał i kierunkiem tego ruchu. — Anizotropia spoczynkowa i ruchowa, oraz ich doświadczalne wyznaczenie. — Rozpatrzenie szczególnych przypadków sztucznej anizotropowości układów.

Zagadnienie tarcia budziło dość często, i niezawodnie wciąż jeszcze nieraz budzi, wiele nieporozumień. Jeżeli ciało o ciężarze Q , spoczywające na poziomym podłożu, wykazującym względem ciała współczynnik tarcia μ , poddane jest sile poziomej P , to na zapytanie, ile wynosi siła tarcia T , najczęściej odpowiadamy bez chwili namysłu, iż $T = Q\mu$. Tymczasem jest to słuszne jedynie wówczas, gdy $P \gg Q\mu$; w przeciwnym razie $T = P$.

Szczególnie częste i o wiele poważniejsze błędy od wyżej przytoczonej pomyłki popełniamy wtedy, gdy dopuszczamy jednoczesne istnienie oporów tarcia w pełnej granicznej wartości $N\mu$ (N jest tu normalną do powierzchni zetknięcia składową reakcji podłoża) w dwóch różnych kierunkach możliwego wzajemnego ślizgania się ciał.

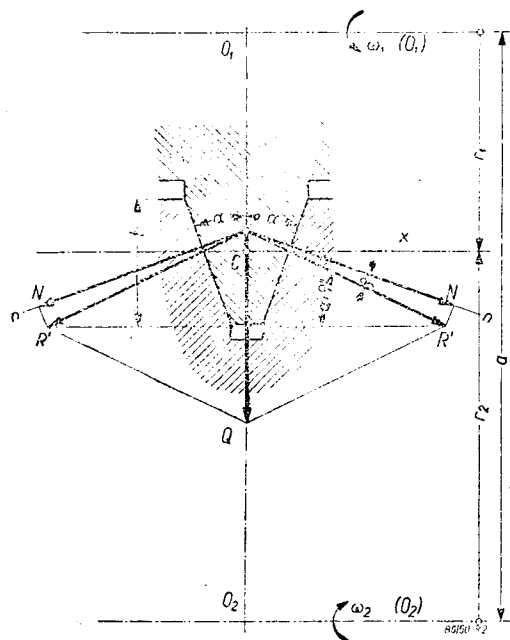


Rys. 1.

W wielu podręcznikach technicznych możemy np. znaleźć zupełnie błędne wyznaczenie obwodowej siły tarcia T , występującej w row-

kowych kołach ciernych, ujęte w sposób następujący (rys. 1):

$$T \geq 2 N\mu = 2 R \cos \varrho \cdot \mu = 2 \cdot \frac{0,5 Q}{\sin(\alpha + \varrho)} \cdot \cos \varrho \cdot \mu = \frac{Q \cdot \cos \varrho \cdot \mu}{\sin \alpha \cdot \cos \varrho + \cos \alpha \cdot \sin \varrho} = \frac{Q \cdot \mu}{\sin \alpha + \mu \cos \alpha} \text{ kG.}$$

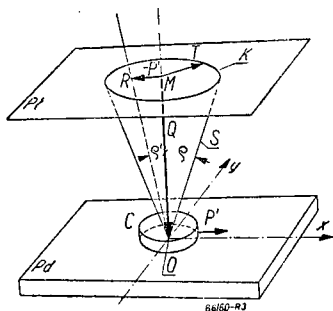


Rys. 2.

Otóż w obliczeniu tym, stosowanym również w przypadku rowkowych lub stożkowych sprzęgieł ciernych, a nieraz i w napędach linowych, zawiera się zasadniczy błąd. Jeżeli bowiem w rozpatrywanym napędzie ciernym, lub w innych podobnych przypadkach, rozwijamy jakkolwiek, chociażby niezbyt wielką, obwodową siłę tarcia T' , to wówczas reakcja R powierzchni ciernych nie może leżeć w płaszczyźnie rysunku, przechodzącej przez osie układu, lecz musi wychylać się z niej o jakiś kąt $\varrho' \ll \varrho$. Z tego wynika, iż na rys. 2 możemy widzieć jedynie rzut R' tej reakcji, równy $R \cos \varrho'$, i że tworzy on może z normalną n kąt ϱ'' mniejszy od kąta tarcia ϱ , i to tym mniejszy, im siła T'

jest bliższa swej granicznej wartości $T = N\mu = N \operatorname{tg} \varrho$.

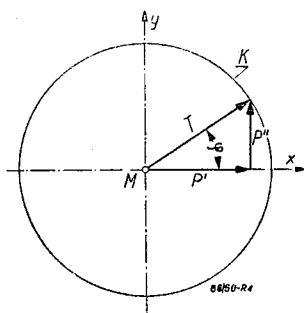
Najłatwiej możemy to uzasadnić, rozpatrując następujący schemat. Na podłożu Pd (rys. 3) znajduje się ciało C w postaci płaskiej płytki, dociskanej doń siłą Q . Kąt tarcia wynosi ϱ . Zbudujemy stożek tarcia S o osi OM prostopadłej do podłoża Pd , o wierzchołku O leżącym w środku powierzchni zetknięcia płytki i podłoża, i o półkącie rozwarcia równym ϱ .



Rys. 3.

Przetnijmy ów stożek płaszczyzną Pt równoległą do podłoża i odległą od niego o $OM = Q$. Uzyskamy koło K o promieniu $T = Q \operatorname{tg} \varrho = Q\mu$. Jeżeli do ciała przyłożymy równoległą do podłoża siłę P przechodzącą przez oś OM i skierowaną np. wzdłuż osi Ox , przy czym $P' < T$, reakcja podłoża wychyli się w płaszczyźnie MOx o kąt $\varrho' = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{P'}{Q} < \varrho$ w kierunku przeciwnym sile P' . Wierz-

chołek tej reakcji znajdzie w płaszczyźnie Pt w punkcie R , odległym od punktu M o P' , a więc leżącym wewnątrz koła K . Dla przedstawienia tego wystarczy samo koło K , pokazane na rys. 4, przy czym możemy odkładać w nim bezpośrednio wektory sił. Wiemy, iż ciało tak długo pozostawać będzie w spoczynku, póki zaczepiona w środku M wypadkowa wszystkich sił równoległych do podłoża, działających na ciało C , pozostawać będzie wewnątrz koła K . Jeżeli więc oprócz siły P' , przyłożymy do ciała C drugą siłę P'' równoległą do osi My , to wielkość jej nie może przekroczyć wartości $\sqrt{T^2 - P'^2}$, jeżeli



Rys. 4.

układ ma pozostawać w równowadze sił. Im siła P' jest bliższa swej granicznej wartości T tym mniejszą będzie siła tarcia P'' , jaka może powstać w kierunku osi y . Jeżeli siła $P' = T$, wówczas ciało jest na granicy ślizgania się w kierunku osi x . W tym przypadku najmniejsza siła P'' , skierowana wzdłuż osi y , wywoła ślizganie się w kierunku odchylonym od osi Ox o kąt $\operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{P''}{P'}$.

3. Powracając do rys. 2 widzimy więc, iż możemy całkowicie pominąć kąt ϱ'' , przyjmując

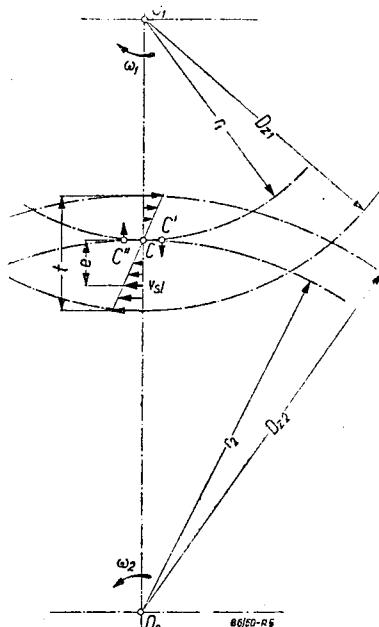
jąc $T' \leq 2N\mu = 2 \cdot \frac{0,5 Q\mu}{\operatorname{sina}} = \frac{Q\mu}{\operatorname{sina}} = Q\mu'$, gdzie

$\mu' = \frac{\mu}{\operatorname{sina}}$ jest *pozornym współczynnikiem tarcia*.

W napędach ciernych o kołach rowkowych przebieg wzajemnego ślizgania się po sobie powierzchni roboczych obydwu kół jest dość złożony. W każdym bowiem położeniu kół zachodzi tu ich chwilowy względny obrót dookoła osi Cx (rys. 2), leżącej w płaszczyźnie osi (O_1) i (O_2) , oraz równoległej do nich i dzielącej ich odległości a w stosunku przełożenia

$i = \frac{r_1}{r_2} = \frac{\omega_2}{\omega_1}$ przy czym prędkość ślizgania

$v_{sl} = e(\omega_1 + \omega_2)$, gdzie e jest odległością rozpa-



Rys. 5.

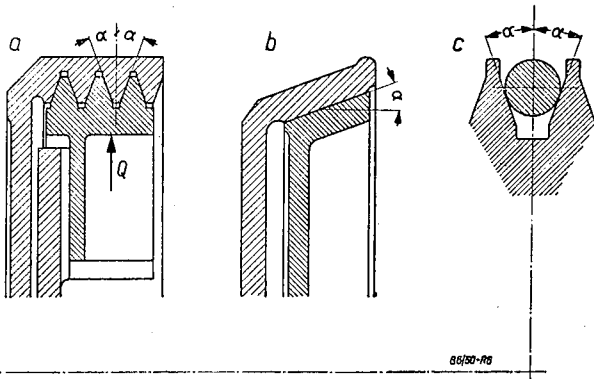
trywanego punktu od osi Cx (rys. 5). Wolne od wzajemnego ślizgania się powierzchni roboczych obydwu kół są więc jedynie punkty, leżące na obwodzie kół tocznych o promieniach r_1 i r_2 . Tam też skupią się największe naciski, gdyż ten obszar powierzchni roboczych ulegać będzie najwolniejszemu zużyciu. Owe ślizganie się powierzchni roboczych po sobie zmniejsza sprawność przekładni ciernych. Toteż głębokość t przenikania kół ciernych utrzymujemy niewielką.¹⁾

W sposób tym bardziej oczywisty stwierdzimy, iż w rowkowych (dziś już zarzuconych) i stożkowych sprzęgłach ciernych (rys. 6a i b) oraz w kołach linowych (rys. 6c), również należy przyjmować pozorny współczynnik tarcia

$\mu' = \frac{\mu}{\operatorname{sina}}$, a nie, jak to podają niektóre podręcz-

niki, $\mu'' = \frac{\mu}{\operatorname{sina} + \mu \operatorname{cosa}}$. W sprzęgłach bowiem

wyzyskujemy zasadniczo pełnię obwodowej siły tarcia. Jeżeli zaś włączamy sprzęgło w spoczynku i normalna składowa docisku



Rys. 6.

w wyniku tarcia okazałaby się niewystarczająca, najmniejszy ruch obwodowego ślizgania między powierzchniami roboczymi sprzęgła przywróci współczynnikowi tarcia pozornego jego pełną wartość $\mu' = \frac{\mu}{\sin \alpha}$. To samo zachodzi

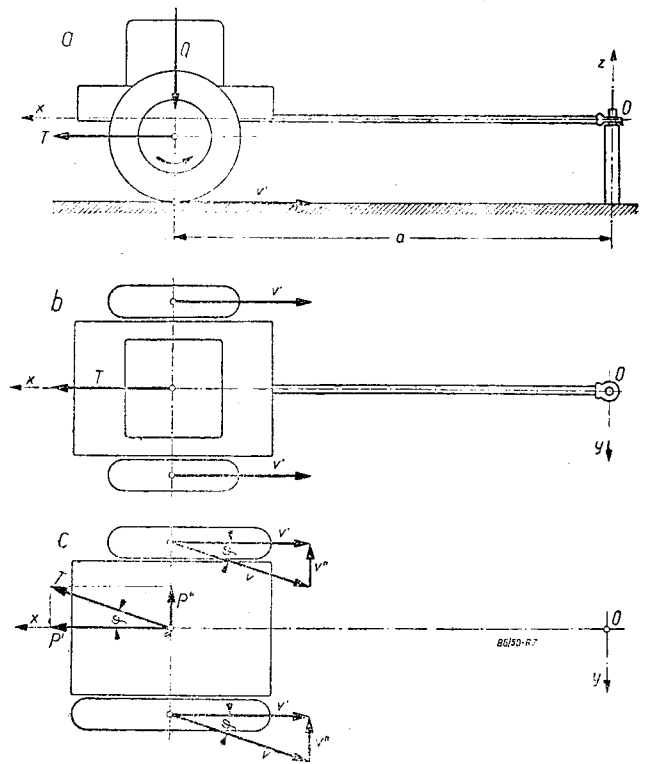
w napędach linowych w wyniku sprężystych poślizgów liny na ścianach rowka linowego.

We wszystkich więc przypadkach, gdzie z natury rzeczy rozwijamy duże siły tarcia, tj. bliskie ich wartościom granicznym, w jakimś określonym kierunku, możemy pomijać opory tarcia w kierunku doń prostopadłym, jeżeli chodzi o b. drobne wzajemne przesunięcia, jakie np. zachodzą przy dociskaniu powierzchni roboczych w napędach lub sprzęgłach ciernych, oraz lin i powierzchni rowków w napędach linowych.

4. Pomijając w powyższych warunkach opory tarcia w jakimś określonym kierunku, mówimy nieraz, iż operamy się na zjawisku *pozornego zanikania tarcia*. Określenie to, jakkolwiek może być przydatne dla wzajemnego porozumiewania się, jest nieściśle i może prowadzić do błędnej interpretacji owego *zanikania tarcia*. Łatwo bowiem możemy myślowo przejść od *pozornego zanikania*, do rzeczywistego, popełniając grubo błąd. Z drugiej

strony można tę pozornosc wzięć dosłownie i sądzić, że „kiedy podczas ślizgania się ciała w pewnym kierunku w pewnej chwili wystąpi nowa siła, działająca na ciało w kierunku innym, lecz w płaszczyźnie równoległej do płaszczyzny ślizgania, ciało tak długo nie zmienia swego kierunku ruchu, aż ta nowa siła nie przekroczy pewnej wartości, po czym dopiero rozpocznie zmieniać się kierunek ruchu i kierunek siły tarcia kinetycznego“.²⁾

Sprawy te zostały już wprawdzie wyczerpująco wyjaśnione³⁾. Ponieważ jednak wydają się wciąż jeszcze pozostawiać pewne wątpliwości, sądzę, że warto może do nich raz jeszcze powrócić i wyjaśnić to *pozorne zanikanie tarcia*, posiłkując się nader prostym schematem myślowym. Wyobraźmy sobie (rys. 7a, b, c), iż na płaskim poziomym podłożu stoi wózek dwukołowy, zaczepiony dyszlem na czopie 0. Sil-



Rys. 7.

¹⁾ Ściśle rzecz ujmując, ślizganie nie zachodzi jedynie w punkcie środkowym C (rys. 5); w pobliskich punktach C' i C'' obszaru zetknięcia, ślizganie to zachodzi i to w kierunkach przeciwnych. Naciski są tu jednak bardzo małe, a więc i siły tarcia są niewielkie.

Zauważymy też, że punkt C nie leży w środku głębokości t wzajemnego przenikania obydwu zarzysów kół. Ież bliżej obrzeża koła biernego, — tym bliżej, im większe jest obciążenie przekładni, osiągając, w granicznym przypadku, owo obrzeże. Przełożenie $i = \frac{\omega_2}{\omega_1}$

nie jest tu więc stałe, lecz maleje w miarę wzrostu obciążenia układu. Zalecanie przyjmowania średnic tocznych kół, równych $D_1 = 2r_1 = D_{z1} - t$ i $D_2 = 2r_2 = D_{z2} - t$, jakie najczęściej spotyka się w podreżnikach, jest drugim z kolei, grubym błędem, popełnianym w jednym i tym samym zagadnieniu. (Bliższe wyjaśnienie — patrz p. 6P2 „Wykład Elementów Maszyn“ tegoż autora, str. 6, tom III).

nik, ustawiony na wózku, nadaje obrót kołom w kierunku strzałki ze stałą prędkością obwodową v' , wytwarzając siłę tarcia $T = Q\mu$. Zakładając, iż cały układ jest doskonale symetryczny względem płaszczyzny Oxz , wózek, mimo ruchu kół, pozostanie w spoczynku. Przyłożymy teraz do wózka dowolnie małą, poziomą siłę poprzeczną P'' , skierowaną równoległe do osi kół. Siła tarcia T , zaczepiona na kołach, w ich punktach zetknięcia z podłożem (na ry-

²⁾ Cytuję słowa prof. Langroda z polemiki z prof. Huberem (Przeгляд Mechaniczny, 1948, str. 325).

³⁾ Prof. Huber — „Refleksje na temat tarcia między ciałami stałymi“ (Przeгляд Mechaniczny, 1947 r., str. 345).

sunku w środku osi wózka), nie zmieniając swej wielkości odchyli się o kąt $\varphi = \arcsin \frac{P''}{T}$ a obwodowa siła tarcia na kołach zmniejszy się do wartości $P' = \sqrt{T^2 - P''^2}$. Wózek ruszy z miejsca i, pomijając początkowy okres rozruchu, poruszać się będzie z niezmienną prędkością, mierzoną na obwodzie koła o promieniu a , równą:

$$v'' = v' \cdot \frac{P''}{P'} = v' \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{T}{P''}\right)^2 - 1}} = \frac{v'}{\sqrt{\left(\frac{Q\mu}{P''}\right)^2 - 1}}$$

I przeciwnie, chcąc nadać wózkowi prędkość v'' , mierzoną na obwodzie koła o promieniu a , musielibyśmy w danych warunkach przyłożyć doń siłę poprzeczną:

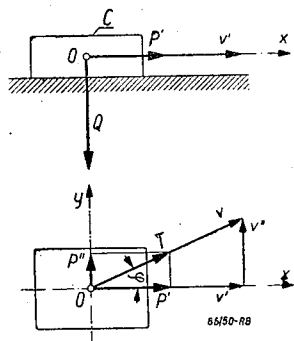
$$P'' = T \cdot \frac{v''}{v} = T \cdot \frac{v''}{\sqrt{v'^2 + v''^2}} = \frac{Q\mu}{\sqrt{\left(\frac{v'}{v''}\right)^2 + 1}}$$

Rzeczy te są tak proste, iż nie ma potrzeby ich udowadniać. Gdybyśmy chcieli wprowadzić tu pojęcie *pozornego współczynnika tarcia* μ'' kół wózka o podłoże w ruchu krążącym wózka dookoła O , znaleźlibyśmy:

$$\mu'' = \frac{P''}{Q} = \frac{\mu}{\sqrt{\left(\frac{v'}{v''}\right)^2 + 1}}$$

Nie może być więc mowy nawet o pozornym zanikaniu tarcia w ruchu poprzecznym, gdyż μ'' ma wyraźnie określoną wartość, zależną od rzeczywistego współczynnika tarcia μ i od stosunku v'/v'' . Dla v' bardzo dużego wobec v'' , μ'' może osiągnąć bardzo małe wartości, ale nie spadnie nigdy do zera. Dla v' bardzo małego wobec v'' , μ'' dąży do wartości μ , którą osiągnie, gdy v' będzie równe zero.

Z drugiej strony, widzimy, iż teza, przytoczona wyżej w cudzysłowie, nie da się utrzymać, gdyż najmniejsze nawet wartości P'' zdolne są wywołać ruch poprzeczny wózka, jakkolwiek ruch ten będzie bardzo powolny. Siła poprzeczna P'' nie ma więc żadnej dolnej granicy, którą musiałaby dopiero przekroczyć, by zmienić warunki ruchu układu. Dodatnią stroną powyższego schematu myślowego jest to,



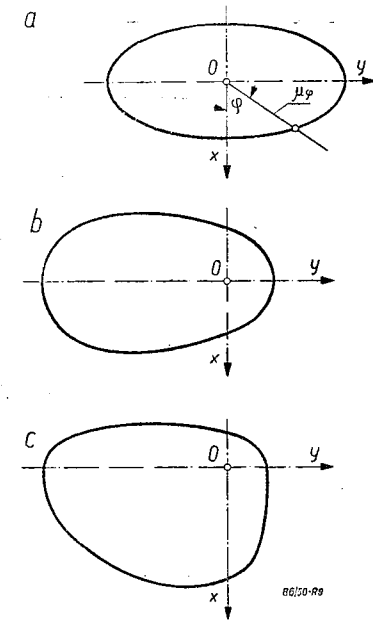
Rys. 8.

iż zaczepienie dyszla wózka w punkcie O uczyniło przebieg zjawiska bardziej oczywistym i poglądowym. To samo jednak jeszcze prościej możemy przedstawić na schemacie, pokazanym

na rys. 8. Zmniejszenie się siły P' , koniecznej dla utrzymania ruchu ciała C z prędkością v' w kierunku Ox , po przyłożeniu siły P'' i zjawieniu się wraz z nią prędkości v'' , widać tu z całą wyrazistością. Zarówno tu, jak i poprzednio pominęliśmy możliwą zmianę współczynnika tarcia μ , związaną ze wzrostem prędkości ślizgania v , oraz założyliśmy milcząco zupełną izotropowość powierzchni zetknięcia podłoża i ciała.

5. Jakkolwiek zjawiska anizotropowości trących się powierzchni zachodzą stosunkowo rzadko w urządzeniach, z jakimi technika najczęściej ma do czynienia, tym nie mniej warto i tu poświęcić nieco uwagi związanym z tym rozważaniami.

Anizotropowość może być rozmaita. Obrazem jej może być krzywa zamknięta $\mu_\varphi = f(\varphi)$, odniesiona do układu współrzędnych biegunowych, będąca zarysem przekroju stożkowej powierzchni tarcia, dokonanego płaszczyzną równoległą do podłoża i odległą od niego o 1, albo



Rys. 9.

też, co na jedno wychodzi, krzywa $T_\varphi = Q\mu_\varphi$ będąca zarysem przekroju tego samego stożka tarcia, dokonanego płaszczyzną równoległą do podłoża i odległą od niego o Q .

Powierzchniom izotropowym odpowiadałoby znane już nam koło o równaniu $\mu_\varphi = \mu$ lub $T_\varphi = T$ (rys. 4).

Anizotropowość dwóch stykających się powierzchni trących może być, ogólnie biorąc, trójką. Obrazem ich byłyby (rys. 9): krzywa o dwóch osiach symetrii (a), krzywa o jednej tylko osi symetrii (b) i krzywa pozbawiona osi symetrii (c). Trzy te rodzaje anizotropowości można byłoby nazwać *anizotropowością bezzwrotną*, *anizotropowością zwrotną* i *anizotropowością dwuzwrotną*.

Zauważmy, iż anizotropowość powierzchni trących zależy od ich wzajemnego położenia, gdyż zmiana jego powoduje niemal zawsze znaczne zmiany w kształcie krzywej anizotropowości.

Schematem myślowym powierzchni anizotropowych mogą być powierzchnie regularnie rowkowane lub powierzchnie szorstkowe,

utworzone przez sprężyste druciki, o niezmienniej długości i jednakowych przekrojach. Jeżeli druciki te są okrągłe i skierowane prostopadłe do utworzonego przez nie podłoża, szczytka przedstawia powierzchnię izotropową. Jeżeli druciki są skierowane prostopadłe, lecz przekroje ich są jednakowo zorientowanymi prostokątami, otrzymujemy podłoże anizotropowe bezzwrotne, gdyż opory przesuwania się izotropowego chropowatego ciała na takim podłożu nie będą zależały od zwrotu wektora przesunięcia, będą natomiast zależały od jego kierunku. Jeżeli powrócimy do szczytki o okrągłych drucikach, lecz pochylimy je wszystkie o ten sam kąt w tym samym kierunku, uzyskamy podłoże anizotropowe zwrotne, gdyż opory będą zależne od zwrotu wektora przesunięcia, leżącego w płaszczyźnie symetrii układu. Wreszcie, jeżeli druciki mają jednakowo zorientowane przekroje prostokątne i są pochylone w kierunku skośnym względem osi głównych tych przekrojów, otrzymamy anizotropowość dwuzwrotną, gdyż opory ruchu będą zależne od zwrotu wektora przesunięcia, leżącego w dowolnie skierowanej płaszczyźnie.

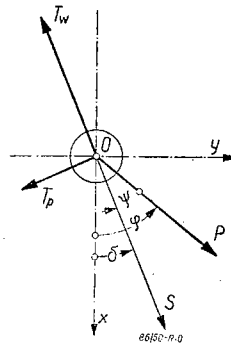
Podobnie moglibyśmy sobie wyobrazić powierzchnie rowkowane, uzyskane przez żłobienie ich na krzyż rowkami o zarysach trójkątnych, — o jednakowych lub o różnych kątach rozwarcia, oraz o zarysach symetrycznych lub niesymetrycznych.

Naturalną anizotropowość w dość znacznym stopniu posiada drewno, zwłaszcza, gdy włókna obydwóch powierzchni trących są skierowane równoległe. W przypadku gdy kierunek włókien odchyła się nieznacznie od powierzchni tarcia, możemy uzyskać wyraźną anizotropowość zwrotną, jeżeli kierunki włókien w obydwóch trących się przedmiotach są w przybliżeniu zgodne.

6. Anizotropia $\mu_{\varphi} = f(\varphi)$ przedstawione na rys. 9 zobrazowały nam wielkość współczynnika tarcia, występującego w przypadku, gdy siła P , starająca się przesunąć ciało na podłożu, odchyłona jest o kąt φ od kierunku Ox , któremu odpowiada najmniejsze tarcie. Cechą charakterystyczną układów anizotropowych jest to, iż wykazują one tylko nieliczne kierunki, które nazwiemy kierunkami głównymi, w których wektory siły P i wywołanego nią przesunięcia S zlewają się ze sobą. Na ogół zaś kierunek ruchu odchyła się od kierunku działania siły o pewien kąt ψ , zawsze w kierunku malejących promieni wodzących anizotropii. Ostatecznie więc kierunek przesunięcia S utworzy z osią Ox kąt $\vartheta = \varphi - \psi$.

Zmusza to do ściślejszego określenia samego pojęcia tarcia w przypadku ogólnym. We wszelkich układach, zarówno izotropowych jak i anizotropowych, tarcie możemy przedstawić za pomocą wektora siły T , będącej rzutem siły reakcji R , z jaką jedno

z dwóch wzajemnie stykających się ciał działa na drugie, na wspólną ich płaszczyznę styczności. Najwyższą wartość siła tarcia osiąga wtedy, gdy zaczyna się wzajemne ślizganie się ciał. Wówczas jednak należy odmiennie ująć zagadnienie tarcia w przypadku układu izotropowego i anizotropowego. W pierwszym — zjawienie się ruchu nie wnosi nic nowego poza możliwym nieznacznym zmniejszeniem się siły tarcia przy przejściu od spoczynku do ruchu.

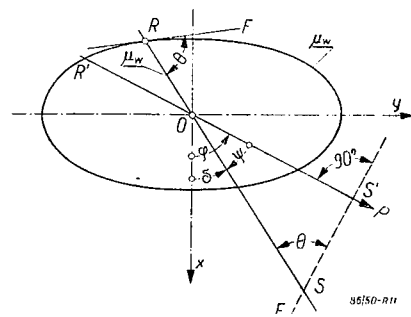


Rys. 10.

Mechanizm ruchu możemy sobie uzmysłwić w sposób następujący:

Wyznaczmy współczynniki tarcia *wzdłużnej* $\mu_w = \frac{T_w}{Q}$ dla różnych wartości kąta δ (rys. 10)

i zbudujmy nową, nie pokazaną na rys. 10, anizotropę ruchową $\mu_w = f(\delta)$. Poprzednio rozpatrywaną anizotropę nazwiemy dla odróżnienia anizotropą spoczynkową $\mu_{\varphi} = f(\varphi)$. Założmy, iż rys. 11 przedstawia anizotropę ruchową. Za-



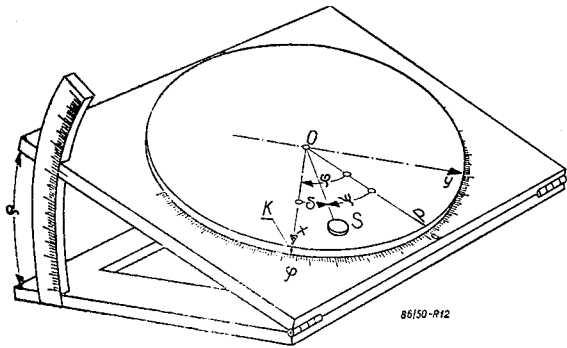
Rys. 11.

łożmy kierunek działania siły P i zauważmy, iż wywoła ona przesunięcie w takim kierunku OS , który utworzy jednakowe kąty $\theta = 90^\circ - \varphi$ z prostopadłą $S'E$ do kierunku OP i ze styczną RF do anizotropii μ_w . Wynika to stąd, iż, jak to łatwo udowodnić, dla tego właśnie kierunku praca przesunięcia ciała, wynosząca $L = S \cdot Q \mu_w$, wypadnie najmniejsza.⁴⁾

7. Praktyczne wyznaczenie anizotropii spoczynkowej i ruchowej możliwe jest przy po-

⁴⁾ Odchylając bowiem kierunek OS o niewielki kąt w prawo i w lewo, uzyskamy w obydwóch przypadkach pracę L większą, niż dla kierunku OS , przy tym samym zawsze przesunięciu S .

mocy pochylni ze stołem obrotowym (rys. 12). Badane podłoże, w postaci okrągłej płyty, umieszczone jest na stole w ten sposób, iż kierunek Ox , odpowiadający najmniejszemu opo-



Rys. 12.

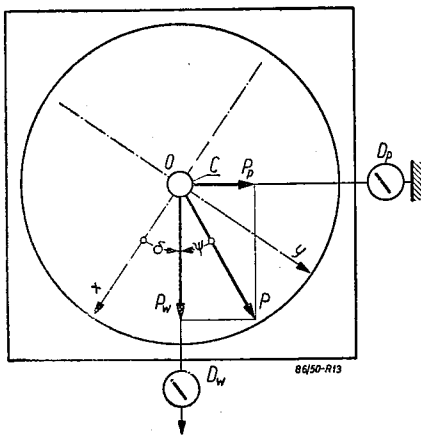
rom tarcia, zgodny jest z kierunkiem OK ; K jest kreską dla odczytywania kąta φ między kierunkami OP największego spadku i działania siły P , oraz kierunkiem Ox . Po nastawieniu kąta φ i umieszczenia ciała C w środku stołu, zwiększamy pochylenie stołu do chwili, gdy ciało zacznie się zsuwać w kierunku OS , odchylnym o bezpośrednio mierzony kąt ψ od kierunku OP i o kąt $\delta = \varphi - \psi$ od kierunku Ox . Odpowiadający temu kąt pochylenia stołu jest ϱ .

Jeżeli ciężar ciała wynosi Q , normalna składowa reakcji $N = Q \cos \varrho$, siła $P = Q \sin \varrho$ i jej składowa wzdłużna, w kierunku OS , wynosi $P_w = P \cdot \cos \psi$. Współczynnik tarcia spoczynkowego $\mu = \frac{P}{N} = \operatorname{tg} \varrho$, a współczynnik tarcia

wzdłużnego $\mu_w = \frac{P_w}{N} \operatorname{tg} \varrho \cos \psi$.

Powtarzając to dla wielu kątów φ , możemy zbudować obie anizotropie, spoczynkową i ruchową.

Rys. 13 przedstawia inny przyrząd do wyznaczania anizotrop, o poziomym stole obrotowym.



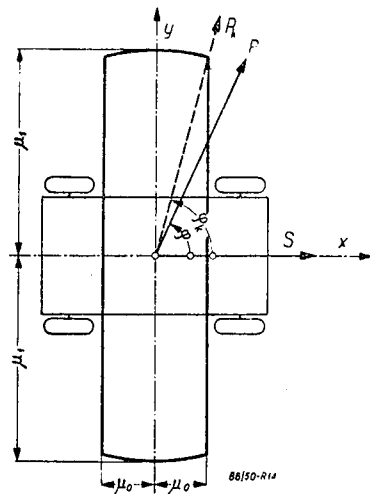
Rys. 13.

wym. Ciało C , przywiązane poprzez cienki, napięty sznurek i czuły dynamometr D_p do stałego punktu, zostaje przesunięte w kierunku

prostopadłym do tego sznurka poprzez inny sznurek i dynamometr D_w . Siły P_p i P_w , odczytane w chwili ruszenia ciała, pozwalają wyznaczyć

$$\mu_w = \frac{P_w}{Q} \text{ i } \mu = \frac{\mu_w}{\cos \psi}, \text{ przy czym } \operatorname{tg} \psi = \frac{P_p}{P_w}.$$

Posługiwanie się anizotropiami jest jednak mało wygodne. Lepsze wyniki daje posługiwanie się tablicą lub wykresem interpolacyjnym, podającym jednocześnie wartości wszystkich ważnych dla nas wielkości δ , ψ , μ i μ_w w funkcji φ , lub φ , ψ , μ i μ_w w funkcji δ . Zdajemy sobie sprawę, iż opisane sposoby wyznaczania kierunkowych współczynników tarcia są dość mało dokładne, jak zresztą wszelkie doświadczalne pomiary tych współczynników, nawet w przypadku doskonałej izotropowości.



Rys. 14.

8. Anizotropowość sztuczna, i to bardzo znaczną, posiada każdy przedmiot ustawiony na łożkach, płozach lub kołach. Możemy nawet mówić o anizotropowości pojazdów szynowych lub sań ujętych w prowadnice.

Rozważmy przypadek wózka na kołach, ustawionego na podłożu izotropowym. Przyjmijmy, iż D jest średnicą kół, a d średnicą czopów osi kół, przy czym pozorny współczynnik tarcia czopów w panwiach wynosi μ' , a współczynnik tarcia kół o podłoże wynosi μ_1 . Pomijając tarcie w toczeniu kół po podłożu, znajdziemy współczynnik tarcia wózka w kierunku toczenia się kół $\mu_{\min} = \mu_0 = \mu' \frac{d}{D}$, oraz

w kierunku doń prostopadłym $\mu_{\max} = \mu_1$.

Załóżmy, iż toczenie się kół po podłożu w kierunku osi Ox (rys. 14) nie zmienia współczynnika tarcia μ_1 kół na podłożu przy ich ślizganiu się po nim w kierunkach pobliskich osi Oy , co w przybliżeniu odpowiada rzeczywistości, i że nacisk poprzeczny, wywierany na

wózek, nie zwiększa oporów łożyskowania kół. Stwierdzimy, iż anizotropa spoczynkowa będzie miała kształt środkowego odcinka koła o średnicy $2\mu_1$ i o szerokości $2\mu_0$; jak długo kąt φ , jaki tworzy siła P , działająca na wózek, z osią Ox , jest mniejszy od krytycznej wartości $\varphi_k =$

$$= \arccos \frac{\mu_0}{\mu_1}, \text{ tak długo będzie } \psi = \varphi \text{ i } \delta = 0,$$

ozn. iż przesunięcie wózka odbywać się będzie w płaszczyźnie kół, które będą toczyć się po podłożu bez poprzecznego ślizgania się. Z chwilą, gdy kąt φ przekroczy krytyczną wartość φ_k , koła przestaną się obracać i wózek będzie się musiał ślizgać po podłożu dokładnie w kierunku siły P , czyli iż kąt ψ będzie równy zeru. Ten stan rzeczy trwać będzie, aż do osiągnięcia przez kąt φ nowej wartości krytycznej

$$\varphi'_k = \arccos \left(-\frac{\mu_1}{\mu_1} \right). \text{ Po przekroczeniu jej znów}$$

zacznie się wyłącznie toczenie kół w kierunku ujemnym osi x .

Jedynie dla krytycznych kierunków wypadkowej P wszystkich sił, działających na wózek równoległe do podłoża, a więc gdy $\varphi = \varphi_k =$

$$\arccos \left(\pm \frac{\mu_c}{\mu_1} \right), \text{ odbywać się będzie równocześnie}$$

toczenie się kół w ich płaszczyźnie i ślizganie się ich prostopadle do tej płaszczyzny. Kierunek S przesunięcia jest wtedy nieokreślony.

Możemy w każdym przypadku narzucić ów kierunek przesunięcia wózka, określając go dowolnym kątem δ , jaki utworzy on z osią Ox . Wówczas przesunięcia S_0 , odpowiadające toczeniu się kół, oraz S_1 , odpowiadające ich ślizganiu się po podłożu, spełniać będą warunek

$$\frac{S_1}{S_0} = \operatorname{tg} \delta, \text{ przy czym } \delta \text{ może przyjąć}$$

wszelkie wartości, zawarte między 0 i φ_k , jeżeli ograniczymy się do pierwszej ćwiartki pola, objętej osiami Ox i Oy . Jeżeli wózek przesunie się o S w kierunku określonym przez

$$\text{kąt } \delta, \text{ koła obróć się } \frac{S \cos \delta}{\pi D} \text{ razy.}$$

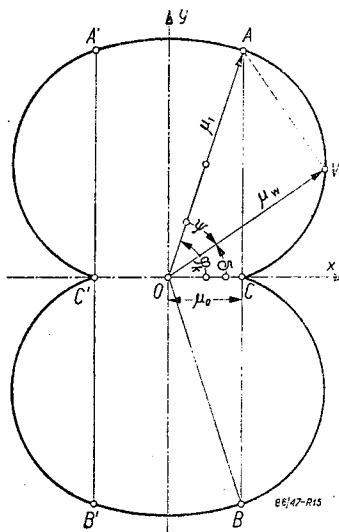
W przypadku planimetru, dzięki łożyskowaniu krążka praktycznie pozbawionemu tarcia, μ_0 jest znikome i anizotropa przekształca się w odcinek prostej, skierowanej wzdłuż osi

bębena. W tym więc przypadku $\varphi_k = \frac{\pi}{2}$ i ob-

szar martwy, w którym bębenek nie mógłby się obracać, znika, sprowadzając się do kierunku, równoległego do osi bębena.

Rys. 15 przedstawia anizotropę ruchową rozpatrywanego układu. Posiada ona kształt

zewnątrznego zarysu ósemki. Składa się z dwu łuków AA' i BB' poprzedniej anizotropy spoczynkowej, opisanych promieniem μ_1 ze środka O , oraz z czterech niepełnych półłuków, opisanych promieniem $\frac{\mu_1}{2}$, na we-



Rys. 15.

wózek, składowa P' działająca równoległe do płaszczyzny kół, zdolna wywołać toczenie się wózka, wynosiłaby nie $Q\mu_0$, lecz $P' = Q\mu_0 +$

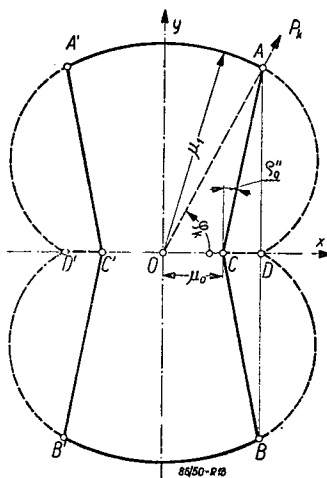
$+ P''\mu''_0$, gdzie μ''_0 uwzględnia owe dodatkowe opory ruchu. Jeżeli średnią średnicę powierzchni wieńca piasty kół oznaczymy przez d_s , współczynnik zaś tarcia na niej oznaczymy przez μ''_0 , to znajdziemy $\mu''_0 =$

$$= \mu'' \frac{d_s}{D}. \text{ W tym}$$

przypadku anizotropia spoczynkowa przyjmie kształt linii $CAA'C'B'BC'$, przedstawionej na rys. 16 (grubą linią);

kąt $\varphi''_0 = \arccos \operatorname{tg} \mu''_0$. Wszystko inne pozostaje poza tym bez zmiany w porównaniu z poprzednim przypadkiem, gdy było $\mu''_0 = 0$.

Na rys. 16 pokazano jednocześnie linią kreskową anizotropę ruchową. Obejmuje ona odcinki CD i $C'D'$ osi Ox (punkty D i D' są środ-



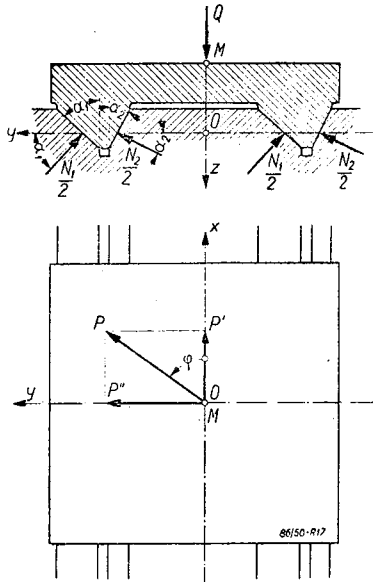
Rys. 16.

⁵⁾ Jak wiemy bowiem, wychodząc z anizotropii spoczynkowej, możemy zawsze zbudować anizotropę ruchową, rzutując wektor μ_φ , odpowiadający obranemu kierunkowi przesunięcia, na ten właśnie kierunek. W naszym przypadku μ_φ jest niezmienny co do wielkości i kierunku i równy μ_1 , a $\varphi = \varphi_k$ dla wszelkich wartości δ zawartych od 0 do φ_k . Stąd powyższa konstrukcja (rys. 15).

kami odcinków AB i $A'B'$), cztery niepełne półkola opisane na odcinkach OA , OB , OA' i OB' , jako na średnicach, oraz dwa łuki AA' i BB' opisane promieniem μ_1 ze środka O .

W obydwóch przypadkach możemy zupełnie wyraźnie mówić o określonych dolnych granicach oporów przesunięć poprzecznych układu toczącego się w kierunku wzdłużnym.

9. Rozważmy z kolei płytę osadzoną w pryzmatycznych niesymetrycznych prowadnicach, przedstawioną na rys. 17, obciążoną



Rys. 17.

siłą Q , i zbadajmy warunki jej ślizgania się pod działaniem skośnej siły P , równoległej do płaszczyzny Oxy . Możemy napisać:

$$\begin{aligned} P'' &= P \sin \varphi = N_1 \cos \alpha_1 - N_2 \cos \alpha_2, \\ P' &= P \cos \varphi = (N_1 + N_2) \mu, \quad \text{oraz} \\ Q &= N_1 \sin \alpha_1 + N_2 \sin \alpha_2. \end{aligned}$$

Przyjmując, iż wielkości α_1 , α_2 , μ , Q i φ są dane, możemy wyznaczyć siłę P , konieczną dla wywołania przesunięcia się płyty wzdłuż prowadnic, oraz reakcje N_1 i N_2 . Eliminując znajdziemy:

$$\begin{aligned} P &= Q \frac{\mu(\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2) \cos \varphi + \mu(\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2) \sin \varphi} \\ N_2 &= Q \frac{\cos \alpha_1 \cos \varphi - \mu \sin \varphi}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2) \cos \varphi + \mu(\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2) \sin \varphi} \end{aligned}$$

Widzimy, iż dla $\varphi = \varphi_k = \arctg \frac{\cos \alpha_1}{\mu}$ będzie

$N_2 = 0$, jeżeli zaś φ przekroczy tę wartość krytyczną, płyta zostanie uniesiona i zjedzie z prowadnic skośnym przesunięciem, odchylonym od kierunku Ox o kąt δ .

Dla tego przypadku mielibyśmy już inne zależności. Oznaczmy przez ε kąt, jaki kierunek przesunięcia płyty na ścianach prowadnic utworzy z kierunkiem tych prowadnic.

Uwzględniając, iż opory tarcia, równe $N_1 \mu$, skierowane będą przeciwnie, niż to przesunięcie, możemy napisać:

$$\begin{aligned} P'' &= P \sin \varphi = N_1 (\cos \alpha_1 + \mu \sin \varepsilon \sin \alpha_1), \\ P' &= P \cos \varphi = N_1 \mu \cos \varepsilon, \quad \text{oraz} \\ Q &= N_1 (\sin \alpha_1 - \mu \sin \varepsilon \cos \alpha_1). \end{aligned}$$

Obierając, jako wielkości założone, α_1 , μ , Q i ε , a jako niewiadome φ , P i N_1 , znajdujemy bezpośrednio:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\cos \alpha_1 + \mu \sin \varepsilon \sin \alpha_1}{\mu \cos \varepsilon} \Rightarrow \operatorname{tg} \varphi_k = \frac{\cos \alpha_1}{\mu}$$

$$\text{oraz } P = \frac{Q \mu \cdot \cos \varepsilon}{(\sin \alpha_1 - \mu \cos \alpha_1 \sin \varepsilon) \cos \varphi}$$

Poza tym kąt δ wynika z zależności $\operatorname{tg} \delta = \sin \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \varepsilon$.

Gdybyśmy siłę P odchyłili w przeciwną stronę, aby składowa P'' wypadła w kierunku ujemnych wartości y , wzory byłyby nadal ważne, jednak φ musielibyśmy liczyć ujemnie (albo jako większe od 270°). Krytyczną wartość kąta φ wyznaczylibyśmy, przyrównując N_1 do zera; byłaby ona równa:

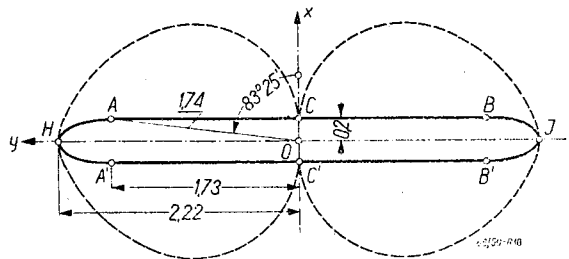
$$\varphi = \varphi_k = - \operatorname{arctg} \frac{\cos \alpha_2}{\mu}$$

Zauważmy, iż jeżeli kąty α_1 i α_2 są równe, pierwsza grupa wzorów znacznie upraszcza się. Uzyskalibyśmy $P = \frac{Q \mu}{\sin \alpha_1 \cos \varphi}$ lub

$P = \frac{Q \mu'}{\cos \varphi}$, jeżeli wprowadzić pozorny współ-

czynnik tarcia $\mu' = \frac{\mu}{\sin \alpha_1}$, jak to zwykle robimy w podobnych przypadkach. Anizotropia spoczynkowa miałaby w obszarze $\varphi = 0 \div \varphi_k$ kształt dwóch prostych o odciętych $x = \pm \frac{\mu'}{\cos \varphi}$

Składowa poprzeczna P'' obciąża wprawdzie dodatkowo lewe ściany prowadnic (rys. 17),



Rys. 18.

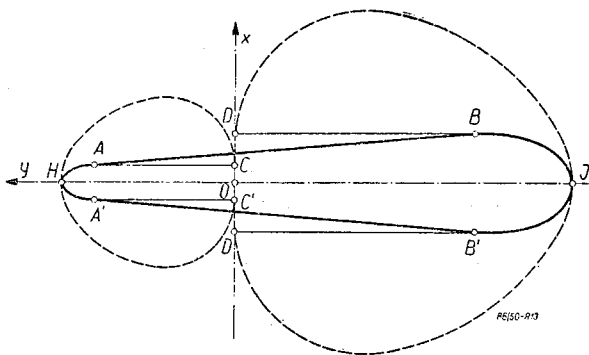
lecz w tej samej mierze odciąża prawe ściany; łączne opory ruchu pozostają w tym przypadku bez zmian. Łatwo jest przekonać się, iż prostoliniowa część anizotropii spoczynkowej po-

krywa b. duży obszar kątowny. Np. dla $\alpha_1 = \alpha_2 = 30^\circ$ i $\mu = 0,1$ znajdujemy $\varphi_h \approx 83^\circ 5'$, czemu odpowiada $\mu_\varphi = 1,74$ (rys. 18). Dalszemu wzrostowi kąta φ do 90° odpowiada krzywoliniowa wierzchołkowa część anizotropy, przy czym μ_φ osiąga dla $\varphi = 90^\circ$ najwyższą wartość 2,22. Jednocześnie kąt δ szybko pokrywa całą przestrzeń od 0 do 90° , podczas gdy φ rośnie od $83,5^\circ$ do 90° . Współczynnik tarcia μ_w zmienia się przy tym od 0,2 do 2,22.

Anizotropa ruchowa ma kształt bardzo podobny do przedstawionego na rys. 15 i 16. Wychodząc z punktów C i C' , odpowiadających odcinkowi ACB i $A'C'B'$ anizotropii spoczynkowej, opisuje krzywą ósemkową, stykając się w punktach wierzchołkowych H i J z anizotropią spoczynkową.

Przy większym współczynniku tarcia μ , np. $\mu = 0,3$ i większych kątach α_1 , np. $\alpha_1 = \alpha_2 = 60^\circ$, uzyskalibyśmy $\varphi_h \approx 59^\circ$ i $\mu_\varphi \approx 0,68$; przy wzroście φ do 90° , μ_φ wzrosłoby do 0,94. Anizotropa spoczynkowa uległa więc znacznemu rozszerzeniu, (gdyż dla $\varphi = 0$, $\mu_\varphi \approx 0,35$) i skróceniu, zbliżając się do kształtu koła, jaki przybrałaby, gdyby kąty α_1 i α_2 stały się równe 90° , tzn. gdybyśmy mieli do czynienia z podłożem, będącym izotropową płaszczyzną. Podobnym zmianom uległaby również anizotropa ruchowa.

W przypadku różnych kątów α_1 i α_2 uzyskalibyśmy wyraźną asymetrię układu. Rys. 19 przedstawia obie odpowiadające temu przy-



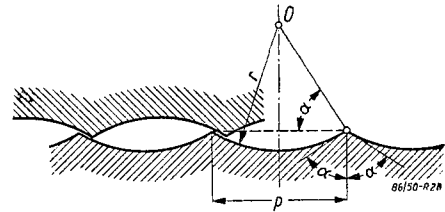
Rys. 19.

padkowi anizotropii. Różnica, w porównaniu z rys. 18 sprowadza się do tego, iż proste AB i $A'B'$ anizotropii spoczynkowej są tu zbieżne i odległości wierzchołków H i J od środka O układu są różne.

Zaznaczamy, iż wyniki byłyby te same, gdybyśmy, zamiast stołu na prowadnicach, rozpatrywali dwie płyty pokryte prostymi, dowolnie drobnymi, prawidłowymi rowkami o półkątach rozwarcia α_1 i α_2 . Zbliżone wyniki dają dwie płyty strugane, złożone w ten sposób, by kierunki ich strugania były równoległe. Rowki mają zarys zbliżony do zarysu fal i wyznacze-

nie skutecznego półkąta ich rozwarcia jest możliwe.⁶⁾ Falistość występuje również w kierunku wzdłużnym, przez co charakter anizotropowości ulega częściowemu lub nawet całkowitemu zatarciu.

10. Rozpatrzmy na zakończenie pojazdy szynowe lub sanie w prowadnicach tak zbudowanych, iż przesunięcia boczne są niemożliwe. Wyłączając tarcie boczne, uzyskalibyśmy, ja-



Rys. 20.

ko anizotropię spoczynkową dwie proste, prostopadłe do kierunku szyn lub prowadnic, odległe o $\pm \mu_0$ od początku O układu, a więc wykres z rys. 14, lecz o nieograniczenie wielkim μ_1 . W tych warunkach anizotropa ruchowa z rys. 15 przyjęłaby postać dwóch półprostych, leżących wzdłuż osi Ox i wychodzących z punktów $\pm \mu_0$ w kierunkach dodatnim i ujemnym. Uwzględniając tarcie boczne, uzyskujemy anizotropię spoczynkową z rys. 16, lecz przy nieograniczenie wielkim μ_1 ; anizotropa ruchowa byłaby taka sama, jak przy pomijaniu tarcia bocznego. W obydwóch przypadkach ruch może odbywać się tylko wzdłuż toru, a więc niezmiennie $\psi = \varphi$ i $\delta = 0$. Siła P , zdolna wywołać ruch

pojazdów lub sań, wynosi $P = \frac{Q\mu_0}{\cos\varphi - \mu'_c \sin\varphi''}$

rośnie więc nieograniczenie, gdy φ dąży do wartości $\text{arc tg } \frac{1}{\mu_0}$, tj. gdy promień OA dąży do położenia równoległego do prostej CA (albo do prostej $C'A'$).

Współczynnik tarcia wzdłużnego

$$\mu_w = \frac{P \cos\varphi}{Q} = \frac{\mu_0}{1 - \mu'_c \text{tg}\varphi}$$

Na tym kończymy nasze rozważania, związane z zagadnieniami tarcia między ciałami stałymi, obejmującymi układy izotropowe i anizotropowe, jak również przypadki, które określiliśmy mianem sztucznej anizotropowości układu.

⁶⁾ Kąt α należy przyjąć równy połowie kąta u wierzchołka fali (rys. 20). W przybliżeniu przyjąc można $\alpha = \cos \frac{p}{2r}$, jeżeli przez p oznaczymy posuw narzędzia, a przez r promień krzywizny zarysu jego krawędzi tnącej.

○ kryteriach wytrzymałościowych

Prof. dr inż. A. LANGROD

Znaczenie techniczne i przyrodnicze kryteriów wytrzymałościowych. — Hipotezy wytrzymałościowe; hipoteza właściwego naprężenia stycznego oraz hipoteza właściwej energii odkształcenia postaciowego. — Różnica ich charakteru w porównaniu z hipotezami fizycznymi. — Obliczenie techniczne w oparciu na regule dającej się dostosować do różnych rodzajów tworzyw i obciążeń. — Potrzeba badań wyjaśniających zjawiska stanów krytycznych spójności tworzyw.

Fakt, że wyniki obu dzisiaj bodaj najwięcej uznawanych hipotez wytrzymałościowych, tj. hipotezy właściwego naprężenia stycznego i hipotezy właściwej energii odkształcenia postaciowego, w zastosowaniu do tworzyw plastycznych i granicy płynności, różnią się stosunkowo bardzo nieznacznie, jest powodem, że praktyczni inżynierzy nie interesują się sprawą, która z obu hipotez odzwierciedla leniej przebiegi rzeczywiste. Największa różnica tych wyników wynosi 15.5%, lecz w przeważającej liczbie wypadków jest mniejsza, a w niektórych przypadkach zupełnie zanika. To stanowisko praktycznych inżynierów jest tym bardziej uzasadnione, że pojęcie granicy płynności jest nieściśle i raczej konwencyjne, że obliczenia wytrzymałościowe są prymitywne, gdyż oparte na licznych aroksymiacjach i że własności wytrzymałościowe tworzyw tego samego rodzaju i gatunku są chwiejne.

Praktyczna technika nie wymaga naukowej ścisłości, jej wystarcza dostateczna użyteczność. Jednak hipotezy wytrzymałościowe mają także aspekt przyrodniczy. Określając bowiem warunki wystąpienia stanów krytycznych materii pod działaniem sił zewnętrznych, stanowią ważny szczebel w poznaniu zachowania się ciał pod działaniem tych sił. Na nich opiera się mechanika odkształcania plastycznego. Przyczyniają się do poznania zbyt niejasnych jeszcze różnic między stanem płynnym i stałym i stanów przejściowych między tymi stanami skrajnymi. Wchodzi w skład nauki o spójności, z wszystkich dziedzin fizyki dotychczas najmniej rozwiniętej. Pod względem zaś przyrodniczym obie wspomniane hipotezy są zasadniczo różne.

Pomiędzy granicę proporcjonalności i granicę sprężystości rozważamy w technice przede wszystkim dwa stany krytyczne, a mianowicie: granicę płynności i granicę spójności. Pierwsza z tych granic przeważnie nie ma ścisłego odpowiednika przyrodniczego. Jednak wprowadzenie pojęcia tej granicy, choć tylko konwencyjnie określonej, jest pożądane, gdyż różnica zachowania się ciał przed i poza tą granicą jest, mimo często łagodnego przejścia przez tę granicę, na ogół wybitna. Natomiast granica spójności jest przyrodniczo ściśle określona. Szukamy kryterium wystąpienia granicy płynności i granicy spójności.

Zagadnienie przedstawia się jak następuje. W każdym punkcie obciążonego przedmiotu występuje tensor naprężeń, ściśle określony przez trzy prostopadłe do siebie naprężenia główne σ_1 , σ_2 i σ_3 . Zakładamy naprężenia rozciągające jako dodatnie, a ściskające jako ujemne. W systemie współrzędnych σ_1 , σ_2 , σ_3 każdemu punktowi przestrzeni odpowiada inny tensor naprężenia, a jak w technice mówimy, inny stan napięcia. Szukamy powierzchni o tej właściwości, że przy stanach napięcia, odpowiadających punktom poniżej tej powierzchni, stan krytyczny nie jest jeszcze osiągnięty, a przy stanach napięcia, odpowiadających punktom powyżej tej powierzchni, stan krytyczny jest przekroczony. Funkcja σ_1 , σ_2 i σ_3 określająca tę powierzchnię stanowi szukane kryterium. Nazwijmy powierzchnie te krytycznymi. Oznaczmy powierzchnię określającą granicę płynności przez P , a określającą granicę spójności przez R . Z góry możemy stwierdzić, że dla tworzywa izotropowego, tj. bezpostaciowego lub quasiizotropowego, przekroje powierzchni krytycznej z płaszczyznami $\sigma_1\sigma_2$, $\sigma_2\sigma_3$ i $\sigma_3\sigma_1$ są jednakowe.

Aby znaleźć powierzchnię krytyczną, bądź P bądź R dla danego tworzywa, należałoby wykonać z odpowiednio ukształtowanymi próbkami tego tworzywa duży szereg doświadczeń, poddając je różnym rodzajom obciążenia, dążąc, aby w punkcie, w którym podczas doświadczenia wystąpi stan krytyczny, był w każdym doświadczeniu inny stan napięcia. W ten sposób otrzymalibyśmy szereg punktów powierzchni krytycznej i moglibyśmy drogą matematycznej interpolacji wyników określić funkcję naprężeń głównych odpowiadającą tej powierzchni. Jednak tej bezpośredniej metodzie badawczej przeciwstawiają się bardzo wielkie trudności. Przede wszystkim w obecnym stanie wiedzy nie możemy w przeważającej ilości przypadków określić dość ściśle rozkładu stanów napięcia w różnych punktach obciążonej próbki, nawet przyjmując najprostszy związek między naprężeniami i odkształceniami, tj. stałą wartość modułu Younga i liczby Poissona. Nawet przy prostym rozciąganiu w przekroju, w którym tworzywo traci spójność, w różnych punktach istnieje różny stan napięcia, wskutek czego według badań I. Barby i B. Kirscha najpierw występuje rozłam roz-

dzieli w środku próbki, a następnie pierścieniowy stożek rozłamu poślizgowego. Inny stan napięcia wywołuje rozłam rozdzielczy, a inny rozłam poślizgowy. Rozdziału stanów napięcia w tym przypadku nie znamy i przyjmujemy jednoosiowy stan napięcia, występujący w chwili tworzenia się przewężenia próbki, jako krytyczny dla utraty spójności przy rozciąganiu. Nie mamy ściślejszych wzorów określających rozkład stanów napięcia w technicznie tak prostych i częstych przypadkach, jak skręcanie i zginanie, gdyż stosowane wzory nie uwzględniają okoliczności, że poszczególne włókna nie są luźne, lecz wzajemnie na siebie oddziałują i utrudniają swe odkształcenie.

Z powyższego wynika, że nawet doświadczalne sprawdzenie hipotez wytrzymałościowych jest trudne. Sprawdzanie to przeważnie polega na porównaniu wartości na granicy płynności największego naprężenia stycznego przy skręcaniu $\tau_{nieb.}$ i naprężenia głównego przy rozciąganiu $\sigma_{nieb.}$. Jednak $\tau_{nieb.}$ określamy z wzoru nieuwzględniającego wzajemne oddziaływanie na siebie włókien, wskutek czego otrzymujemy z wyników doświadczeń inne wartości stosunku $\frac{\sigma_{nieb.}}{\tau_{nieb.}}$, gdy skręcane są ru-

ry, a inne wartości, gdy skręcane są pełne pręty, a mianowicie wartości te są tym większe im więcej cienkościnną jest rura. Z doświadczeń *Gueta* z cienkościnnymi rurami z miękkiej stali (średnica zewnętrzna = 32,435 mm,

grubość ścianki = 0,635 mm) wynika $\frac{\sigma_{nieb.}}{\tau_{nieb.}} =$

$= 1,7 \div 2,6$ a średnio 1,92. Z doświadczenia zaś *Ensslina*, przy których skręcane były pełne

pręty, wynika $\frac{\sigma_{nieb.}}{\tau_{nieb.}} = 1,3 \div 1,5$, a średnio

1,4, a z tych doświadczeń, przy których skręcane były rury o średnicy zewnętrznej 12 do 14 mm i grubości ścianki od 2 do 0,5 mm, wy-

nika $\frac{\sigma_{nieb.}}{\tau_{nieb.}} = 1,42 \div 1,72$, a średnio 1,58.

Doświadczenia należałoby wykonać z różnymi tworzywami izotropowymi, a z góry nie można przewidzieć, czy powierzchni krytycznej różnych tworzyw odpowiada ta sama funkcja matematyczna, w której tylko stałe parametry wykazują różnice zależne od jakości tworzywa. Wobec tych trudności nie pozostaje nic innego, jak określenie powierzchni krytycznej oprócz na hipotezie. Lecz idąc tą drogą, przyjmujemy, że hipoteza obejmuje albo wszystkie tworzywa izotropowe, albo grupę tworzyw o pewnych wspólnych własnościach wytrzymałościowych, np. tworzywa, w których absolutna wartość naprężenia głównego na granicy płynności przy rozciąganiu jest ta sama co przy ściskaniu.

Istnieją dwie drogi tworzenia hipotezy. Jedna jest, tak jak droga uoswiadczenia, fenomenologiczna. Opisujemy zjawisko nie wnikając w przebiegi prowadzące do niego. Druga polega na zoorazowaniu przypuszczalnych przebiegów, w wyniku których występuje rozważane zjawisko.

Fenomenologiczną jest hipoteza energetyczna. Narzuca się myśl, czy pojęcie energii, które z chwilą wykrycia prawa jej zachowania znalazło we wszystkich dziedzinach fizyki obszerne zastosowania do wyjaśnienia i wykrycia nowych zjawisk, nie może również posłużyć do wykrycia kryteriów wytrzymałościowych.

Tę myśl powziął pierwszy *Beltrami* (1885 r.) i utworzył hipotezę, że całkowita energia odkształcenia w jednostce objętości jest miarą niebezpieczeństwa utraty spójności, tj. wystąpienia pęknięcia. Niezależnie od *Beltrami* tę samą hipotezę podał *M. T. Huber* w roku 1904. Jednak jeszcze w tym samym roku *M. T. Huber* wyraża wątpliwość, czy ta hipoteza daje się rozciągnąć na wszystkie stany napięcia. *H. v. Heermann* (1893 r.) rozdzielił całkowitą energię odkształcenia na energię odkształcenia postaciowego i energię odkształcenia postaciowego. Opierając na tym oraz na fakcie, „że odkształcenie objętościowe przy ściskaniu nie wpływa na niebezpieczeństwo pęknięcia“ *M. T. Huber* podnosi w tej samej pracy, że „można z wielkim prawdopodobieństwem uważać energię postaciową za miarę wyężenia“. Następnie *A. Foppl*, przez którego hipoteza *M. T. Hubera* przeszła do wiadomości zagranicy, podaje w 1920 r. tę hipotezę w następującej formie: Jeżeli wskutek obciążenia objętość doznaje wzrostu, tzn. suma naprężeń głównych jest dodatnia, miarę wyężenia, tzn. niebezpieczeństwa wystąpienia stanu krytycznego, stanowi całkowita energia odkształcenia, natomiast jeżeli suma ta jest ujemna, miarę wyężenia stanowi tylko energia odkształcenia postaciowego. Granicę ważności obu tych energii, jako miary wyężenia, stanowi przypadek skręcania, w którym suma naprężeń głównych = 0. W tym przypadku obie częściowe hipotezy powinny określać tę samą miarę wyężenia. Jednak z całkowitej energii odkształcenia sprężystego wynika w tym przypadku $\frac{\sigma_{nieb.}}{\tau_{nieb.}} = 1,61$, a z energii sprężystego odkształ-

cenia postaciowego $\frac{\sigma_{nieb.}}{\tau_{nieb.}} = 1,73$. Zatem w tym

technicznie ważnym przypadku; który służy jako jeden z głównych sprawdzianów hipotez, mamy dwie różne miary wyężenia i powstaje wątpliwość, która jest ważna.

Badając mechanikę ciał plastycznych *R. v. Mises* (1913 r.) przyjął najpierw kryterium

granicy płynności, oparte na hipotezie największego naprężenia stycznego. Jednak w celu uproszczenia matematycznej analizy wprowadził nową funkcję naprężeń dla powierzchni P . Następnie okazało się, że funkcja ta odpowiada energii postaciowej. Z tego powodu także $R. v. Mises$ jest uważany jako twórca hipotezy energii postaciowej.

Wreszcie $H. Hencky$ (1924 r.) również przy badaniu mechaniki ciał plastycznych przyjął, że ciało stałe ma tylko pewną pojemność dla energii sprężystego odkształcenia postaciowego. Jest to oczywista prawda, gdyż nie pojemność dla tej energii określa granicę płynności, lecz granica płynności określa tę pojemność i dla stanów napięcia, odpowiadających różnym punktom powierzchni P , ta pojemność może mieć wartość różną. Jednak $H. Hencky$ przyjął, że ta pojemność danego tworzywa ma wartość stałą, tj. niezależną od rodzaju stanu napięcia na granicy płynności, a to przyjęcie stanowi hipotezę określającą granicę płynności.

Zatem hipotezę energii postaciowej zw. hipotezą *Huber-Mises-Hencky* można ogólnie wyrazić jak następuje:

Ilość energii sprężystego odkształcenia postaciowego, którą może objąć jednostka objętości ciała stałego izotropowego bez przekroczenia granicy krytycznej, ma dla każdego tworzywa pewną wartość stałą, tj. niezależną od rodzaju stanu napięcia na tej granicy.

Hipoteza ta upraszcza znacznie mechanikę ciał plastycznych, jednak przypuszczenie stałej wartości pojemności dla energii postaciowej nie daje się żadnym rozumowaniem uzasadnić.

Według tej hipotezy mamy dla powierzchni krytycznej następujące równanie:

$$k = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad [1]$$

Z tego równania wynika:
dla prostego rozciągania

$$(\sigma_2 = \sigma_3 = 0, \sigma_1 > 0) \dots \delta_1 = k$$

dla prostego ściskania

$$(\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 < 0) \dots \delta_3 = -k$$

Zatem stała k równa się naprężeniu krytycznemu przy rozciąganiu ($\sigma_{1 \text{ nieb.}}$). Następnie widzimy, że według tej hipotezy absolutna wartość naprężeń krytycznych przy rozciąganiu i ściskaniu jest ta sama ($\sigma_{1 \text{ nieb.}} = \sigma_{3 \text{ nieb.}}$). Zatem hipoteza ta może odnosić się tylko do tworzyw, w których $\sigma_{1 \text{ nieb.}} = \sigma_{3 \text{ nieb.}}$. Tę właściwość wykazują tworzywa zw. plastycznymi. Pod plastycznością rozumiemy zdolność do znacznego odkształcenia trwałego przed utratą spójności. Jednak zdolność ta jest zależna od rodzaju obciążenia i jest tym większa im algebraicznie mniejszą wartość ma suma naprężeń

głównych $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$. Przy wszechstronnym znacznym ściskaniu wszelkie tworzywa stają się plastyczne. Świadczą o tym doświadczenia $v. K\ddot{u}rmanna$ z cylindrami z marmuru i piaskowca. Jednak w technice nazywamy ciała plastycznymi, które już przy prostym rozciąganiu doznają znacznego trwałego odkształcenia przed utratą spójności. Hipoteza właściwej energii odkształcenia postaciowego odnoszona jest w piśmiennictwie do tworzyw plastycznych, lecz ściślej hipoteza ta może odnosić się tylko do tworzyw, w których $\sigma_{1 \text{ nieb.}} = \sigma_{3 \text{ nieb.}}$.

Załóżmy, że σ_1 ma wartość algebraicznie największą, a σ_3 najmniejszą i oznaczmy

$$m = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad [2]$$

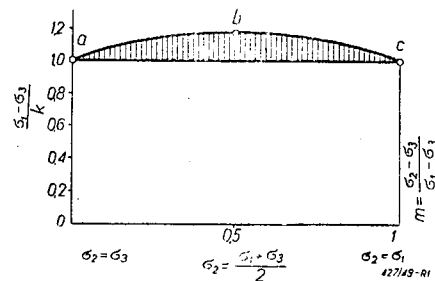
a ponieważ $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$, przeto $0 < m < 1$. Uwzględniając równ. [2] mamy z równ. [1]:

$$k = (\sigma_1 - \sigma_3) \sqrt{1 - m + m^2} \quad [3]$$

Na rys. 1, w którym poziomo jest mierzone m ,

a pionowo $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{k}$, równanie to przedstawia

linia abc . Ten płaski system współrzędnych zastępuje przestrzenny system współrzędnych $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, a linia abc zastępuje powierzchnię



Rys. 1.

krytyczną, odpowiadającą omawianej hipotezie. Według tej hipotezy w stanach napięcia odpowiadających punktom poniżej linii abc , stan krytyczny nie jest osiągnięty, a w stanach napięcia odpowiadających punktom powyżej tej linii, stan krytyczny jest przekro-

czony. Punktem a i b odpowiada $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{k} = 1$,

a punktowi b odpowiada $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{k} = 1,155$. Osią-

gnięcie stanu krytycznego jest zależne od stosunku różnicy największego i najmniejszego naprężenia głównego do stałej $k = \sigma_{1 \text{ nieb.}}$. Najmniejsza wartość różnicy $\sigma_1 - \sigma_3$ powoduje stan krytyczny, gdy $m = 0$, np. przy rozciąganiu i gdy $m = 1$, np. przy ściskaniu, przy czym $\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{1 \text{ nieb.}}$. Największa zaś wartość tej różnicy powoduje stan krytyczny, gdy $m = 0,5$, np. przy skręcaniu, przy czym $\sigma_1 - \sigma_3 = 1,155 \sigma_{1 \text{ nieb.}}$. Zatem w zakresie wszystkich możli-

wych rodzajów obciążenia w stanie krytycznym największa wartość różnicy $\delta_1 - \delta_3$ różni się od najmniejszej wartości tej różnicy tylko o 15,5%.

W przypadku wszechstronnego równomier-
nego ściskania ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 < 0$) mamy

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{k} = 0$$

Zatem w tym przypadku nie może być osiągnięty stan krytyczny, co odpowiada rzeczywistości. Jednak także w przypadku wszechstronnego równomiernego rozciągania ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 > 0$) mamy również

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{k} = 0$$

co jest sprzeczne z rzeczywistością, gdyż w tym przypadku tworzywo straci niezawodnie swą spójność, gdy σ_1 przekroczy pewną wartość.

Przy skręcaniu $\tau_{max} = \sigma_1$, $\sigma_3 = -\sigma_1$ a $m = 0,5$, zatem z równ. [3] mamy

$$\frac{k}{\tau_{max}} = 1,732$$

Ponieważ zaś $k = \sigma_{1nieb.}$, a na granicy krytycznej $\tau_{max} = \tau_{nieb.}$, przeto

$$\frac{\sigma_{1nieb.}}{\tau_{nieb.}} = 1,732$$

O tym stosunku wspomniałem już powyżej, zarówno i o trudności ściślejszego określenia tego stosunku z wyników doświadczeń i do tej sprawy w dalszym ciągu jeszcze powrócę. Jednak z doświadczeń licznych badaczy wynikała wartość tego stosunku przybliżona do powyższej, co było powodem faworyzowania tej hipotezy zwłaszcza w niemieckich kalendarzach i zapiskach technicznych okresu wojennego.

Skoro oparcie sprawdzenia hipotezy na liczbowych wynikach doświadczeń jest trudne, można je oprzeć na stwierdzeniu, czy hipoteza wyjaśnia zjawiska występujące przy przekraczaniu stanów krytycznych.

Po przekroczeniu granicy płynności pojawiają się na gładkiej powierzchni rozciąganych lub ściskanych próbek z tworzywa quasiizotropowego (np. stal, marmur itp.), jak i z tworzywa izotropowego (np. klej, parafina itp.), linie, zwane liniami *Lüdersa* lub *Hartmanna*. Linie te występują tym wyraźniej, im wyraźniejszą jest granica płynności tworzywa (np. miękka stal) i przebiegają w tworzywach o jednakowej granicy płynności przy rozciąganiu i zginiataniu pod kątem 45° do kierunku działania obciążenia, a zatem w kierunku działania największego naprężenia stycznego. W tworzywach zaś, których granica płynności przy zginiataniu jest wyższa niż przy rozciąganiu, linie te występują więcej stromo (np. przy zginiataniu cylindrycznych próbek z twardego

kamienia) (Handbuch der Physik, 1928 r. tom VI, str. 461). Szczególnie regularnie występują te linie w zginiatanych lub rozciąganych sztabkach metalu z otworem lub z korbami o kierunku prostopadłym do kierunku obciążenia, przy czym linie te rozchodzą się od otworu lub karbu pod kątem 45° do kierunku obciążenia.

Po przekroczeniu granicy płynności tworzą się wewnątrz skręcających sztabek żelaznych regularnie przebiegające cienkie warstwy, w których żelazo jest silniej odkształcone. Na wytrawionych powierzchniach warstwy te ujawniają się jako ciemne paski, których kierunek świadczy o odkształceniu w płaszczyźnie momentu skręcającego (A. Nadai, Handbuch der Physik, 1928 r. tom VI, str. 482).

Niezależnie od tych linii występują po przekroczeniu granicy płynności w poszczególnych ziarnach tworzyw quasiizotropowych mikroskopowo dostrzegalne równoległe linie poślizgów o kierunku zależnym od kierunku osi krystalograficznych danego ziarna. Rozróżniamy zatem poślizgi krystaliczne (mikroskopowe) i poślizgi konglomeratu kryształów (makroskopowe). Tylko te ostatnie mają kierunek zależny od kierunku działania sił zewnętrznych.

Rozłam rozerwanej stalowej próbki cylindrycznej składa się z dwóch powierzchni, z których środkowa jest płaska, prostopadła do siły rozrywającej, a skrajna tworzy stożek z tworzącymi nachylonymi pod kątem 45° do kierunku siły rozrywającej. Im twardszą i mniej ciągliwą jest stal, tym większą jest płaska część rozłamu. Część płaska stanowi rozłam rozdzielczy, a część stożkowa rozłam poślizgowy. Rozłam próbek z tworzywa kruchego jest tylko rozdzielczy.

Próbki skręcane z tworzywa ciągliwego rozłamują się w płaszczyźnie równoległej do płaszczyzny momentu skręcającego. Skręcane zaś próbki z tworzywa kruchego rozłamują się pod kątem mniej więcej 45° do płaszczyzny momentu skręcającego (C. Bach „Elastizität und Festigkeit“, 1920 r. str. 348).

Zjawiska te świadczą, że skutek przekroczenia stanu krytycznego jest kierunkowy. Jest to zrozumiałe, mając na uwadze, że tensor naprężeń jest wielkością kierunkową. Energia zaś odkształcenia sprężystego, całkowita lub tylko odkształcenia postaciowego jest wielkością bezkierunkową. Zatem hipoteza energetyczna nie tylko powyższych zjawisk nie tłumaczy, lecz jest z nimi wprost sprzeczna.

Coulomb, twórca teorii tarcia ślizgowego, uwzględniając kierunkowość zjawisk wytrzymałościowych, tłumaczył je pokonywaniem tarcia wewnętrznego i postawił hipotezę największego odkształcenia stycznego, identyczną z hipotezą największego naprężenia stycznego. Na podstawie doświadczeń z wpływem ołowiu z naczyń pod wysokim naciskiem przyjął

Tresca (1865, 1868 i 1890 r.), że przy plastycznym odkształceniu ciał stałych największe naprężenie styczne ma w każdym miejscu niezmienną wartość stałą. To przyjęcie obejmuje dwie hipotezy, a mianowicie, że granica płynności występuje, gdy największe naprężenie styczne osiąga pewną wartość, a następnie, gdy podczas dalszego odkształcania wartość ta nie ulega zmianie. Ta druga hipoteza nie odpowiada rzeczywistości w przypadku ciał quasiizotropowych, gdyż przy tych ciałach plastyczne odkształcanie w stanie zimnym powoduje utwardzanie tworzywa. Zachęcony przez doświadczenia Trescy utworzył De St. Venant w 1871 r. teorię odkształcenia plastycznego ciał stałych, ograniczoną do zagadnienia płaskiego, opartą na tych samych przesłankach. De St. Venant wprowadza do równań, określających warunki równowagi, warunek plastyczności, według którego na granicy płynności największe naprężenie styczne ma pewną wartość stałą. Zatem De St. Venant stosuje w mechanice plastycznego odkształcania hipotezę największego naprężenia stycznego, choć podnosi się ogólnie, że De St. Venant jest twórcą hipotezy największego odkształcenia podłużnego. Jednak tę hipotezę podał De St. Venant jeszcze przed doświadczeniami Trescy, odnosząc ją przede wszystkim do granicy spójności.

Według hipotezy największego naprężenia stycznego mamy na granicy płynności

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \frac{k}{2} \quad [4]$$

Z tego równ. mamy dla rozciągania ($\sigma_3 = 0$): $\sigma_1_{niev.} = k$, a dla zgniatania ($\sigma_1 = 0$): $\sigma_3_{nieb.} = -k$. Zatem w tych dwóch rodzajach obciążenia hipoteza największego naprężenia stycznego daje te same wartości naprężenia głównego na granicy płynności, co hipoteza energii postaciowej i obie hipotezy odnoszą się tylko do tworzyw, w których $\sigma_3_{nieb.} = -\sigma_1_{nieb.}$. Natomiast dla skręcania mamy z powyższego

$$\text{równ. } \tau_{nieb.} = \frac{k}{2} \text{ a zatem } \frac{\sigma_1_{nieb.}}{\tau_{nieb.}} = 2$$

a więc w tym rodzaju obciążenia wynik hipotezy największego naprężenia stycznego jest

$$o\left(\frac{2}{1,732} - 1\right) 100 = 15,5\% \text{ większy od wyniku}$$

hipotezy energii postaciowej. Jest to różnica największa, gdyż na rys. 1 hipotezie największego naprężenia stycznego odpowiada linia prosta ac , a przy skręcaniu $m = 0,5$.

Jednak różnica między obu hipotezami jest wprawdzie nie ilościowo lecz jakościowo bardzo wielka: według hipotezy największego naprężenia stycznego naprężenie pośrednie σ_2 nie ma wpływu na granicę płynności, natomiast według hipotezy energii postaciowej wpływ ten istnieje. Okoliczność ta jest powodem zarzutu niektórych badaczy przeciw hipotezie

największego naprężenia stycznego, którzy z góry przyjmują, że wpływ taki istnieć musi. Odstępując od założenia $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ i wprowadzając oznaczenie

$$n = \frac{\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_3}$$

mamy dla hipotezy energii postaciowej z równ. [1]:

$$k^2 = \sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_3 + \sigma_3^2 + n(n-1)(\sigma_1 + \sigma_3)^2$$

Z tego równania widzimy, że gdy $n = 0$, a więc $\sigma_2 = 0$, lub gdy $n = 1$, a więc $\sigma_2 = \sigma_1 + \sigma_3$, to w obu przypadkach te same wartości naprężeń głównych σ_1 i σ_3 powodują wystąpienie granicy płynności. Czy można przyjąć z góry, że ten wynik hipotezy energii postaciowej jest więcej prawdopodobny niż powyższy wynik hipotezy największego naprężenia stycznego?

Niezależnie od tego, że już kierunkowość zjawisk krytycznych przemawia za brakiem wpływu naprężenia pośredniego na ich wystąpienie, teza ta wymaga doświadczalnego stwierdzenia. Sprawę tę badał doświadczalnie Lode (W. Lode, „Versuche über den Einfluss der mittleren Hauptspannung auf das Fließen der Metalle Eisen, Kupfer und Nickel“, Zeitschrift für Physik, 1926 r.). Z wyników tych doświadczeń, które omówiłem obszerniej w moim artykule „O hipotezach wyteżenia“ (Czasopismo Techniczne, 1947 r.), Lode stwierdził, że dopóki tworzywo nie doznało utwardzenia przez trwałe odkształcenie, wpływ naprężenia pośredniego na granicę płynności nie ujawnia się. Dopiero po znacznym trwałym odkształceniu i odpowiednim utwardzeniu wpływ ten staje się widoczny i odpowiada mniej więcej hipotezie energii postaciowej. Z wyników doświadczeń, wykonanych przy wysokich temperaturach w laboratorium w Zurychu, stwierdzili Ros i Einchinger, że przy wysokich temperaturach i spawaniu hipoteza energii postaciowej lepiej odpowiada rzeczywistości niż hipoteza największego naprężenia stycznego.

Z powyższych rozważań wynika, że według obecnego stanu sprawy, granicy płynności metali znormalizowanych, tj. ściśle quasiizotropowych, bez naprężeń własnych, odpowiada hipoteza największego naprężenia stycznego, zaś tworzyw utwardzonych przez zimną obróbkę plastyczną lub przy wysokiej temperaturze i spawaniu lepiej odpowiada hipoteza energii postaciowej. Nie znamy przyczyny tej różnicy zachowania się metali. Może wyjaśni ją zapowiedziana publikacja Rosa i Eichingera.

Hipoteza największego naprężenia stycznego odnoszona jest także do granicy spójności. Według tej hipotezy przekroczenie granicy spójności powoduje wystąpienie rozłamów poślizgowych. To było również powodem zarzutu przeciw tej hipotezie, gdyż jak wyżej wspominałem, nie można zaprzeczyć występowaniu

w pewnych warunkach rozłamów rozdzielczych. Rozłamy poślizgowe są skośne, a rozłamy rozdzielcze prostopadłe do największego naprężenia głównego. Jednak uzasadnione jest przyjęcie, że gdy największe naprężenie styczne pokona tarcie wewnętrzne, tj. opór tworzywa przeciw odkształceniu postaciowemu aż do utraty spójności, wystąpi rozłam poślizgowy, a gdy największe naprężenie główne pokona jeszcze wcześniej spójność tworzywa w kierunku tego naprężenia, wystąpi rozłam rozdzielczy. To uzupełnienie hipotezy największego naprężenia stycznego w odniesieniu do granicy spójności omawiam obszerniej w moim artykule „O hipotezach wyteżenia“ (Czasopismo Techniczne 1947 r.), w dyskusji w przedmiocie tego artykułu (Czasopismo Techniczne 1948 r., str. 19) i w artykule „O zagadnieniach wytrzymałościowych“ (Czasopismo Techniczne 1948 r., str. 47).

W 1900 r. O. Mohr, wychodząc z hipotezy największego naprężenia stycznego, utworzył nową hipotezę, obejmującą także tworzywa, w których największe naprężenie główne na granicach krytycznych jest pod względem wartości absolutnej większe przy ściskaniu niż przy rozciąganiu, tj. gdy przy naszym oznaczeniu — $\sigma_{3\text{nieb.}} > \sigma_{1\text{nieb.}}$. Tworzywa te odznaczają się małą plastycznością i nazywane bywają kruchymi. W przypadku, gdy — $\sigma_{3\text{nieb.}} = \sigma_{1\text{nieb.}}$ hipoteza O. Mohra, którą obszerniej omawiam w moim artykule „O hipotezach wyteżenia“, jest identyczną z hipotezą największego naprężenia stycznego. Hipoteza ta odpowiada najlepiej wszystkim zjawiskom na obu granicach krytycznych tworzyw ściśle quasiizotropowych.

Równania [1] i [4] określające kryterium wytrzymałościowe według obu hipotez odniesionych do tworzyw, w których $\delta_{1\text{nieb.}} = -\delta_{3\text{nieb.}}$ zawierają tylko jedną wielkość stałą k równą $\sigma_{1\text{nieb.}}$. Zatem każdy rzeczywisty rodzaj obciążenia jest odnośnie stanu krytycznego równoważny fikcyjnemu rozciąganiu, przy którym naprężenie $\sigma = k = \sigma_{1\text{nieb.}}$. Natomiast według hipotezy Mohra, odniesionej do tworzyw, w których $\sigma_{3\text{nieb.}}$ różni się od $\sigma_{1\text{nieb.}}$, mamy w najprostszym przybliżeniu

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_{1\text{nieb.}}} - \frac{\sigma_3}{\sigma_{3\text{nieb.}}} = 1 \quad [5]$$

Zatem wystąpienie stanu krytycznego jest zależne co najmniej od dwóch wielkości stałych, określających właściwości wytrzymałościowe tworzywa.

Kryterium wytrzymałościowe stosowane jest w obliczeniach praktycznych w przypadku obciążenia złożonego belek z tworzywa plastycznego. Dla przypadku płaskiego stanu napięcia, występującego przy obciążeniu złożonym z rozciągania lub zginania (naprężenie σ)

i z ścinania lub skręcania (naprężenie τ) mamy z obu hipotez

$$\sigma_{\text{nieb.}} = \sqrt{\sigma^2 + \left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right)^2 \tau^2} \quad [6]$$

Według hipotezy naprężenia stycznego $\left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right) = 4$, a według hipotezy energii postaciowej $\left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right) = 3$. Naprężenie σ i τ obliczamy ze znanych wzorów. Jednak wzory te dla skręcania i zginania są niedokładne, gdyż nie uwzględniają wzajemnego wpływu na siebie włókien sąsiednich. Wszak to jest bodaj powodem, że przy określaniu stosunku $\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}$ z wyników do-

świadczeń z cienkościennymi rurami stosunek ten wynosi około 2, a z doświadczeń z pełnymi prętami, porównując rozciąganie i skręcanie, około 1,4. Bowiem przyjmuje się, że $\sigma_{\text{nieb.}}$ przy prostym rozciąganiu i w skrajnym włóknie przy zginaniu, a $\tau_{\text{nieb.}}$ przy ścinaniu i w skrajnym włóknie przy skręcaniu mają wartości jednakowe, choć nie jest to niezawodnie stwierdzone. To przyjęcie stanowi dodatkową hipotezę. Jednak niezależnie od tego, czy ta dodatkowa hipoteza odpowiada rzeczywistości, czy też nie, należałoby w powyższym równa-

niu wstawić dla stosunku $\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}$ wartość okre-

ślona z wyników doświadczeń według tych samych wzorów, z których określa się σ i τ . Z tego wynika, że np. przy rozciąganiu i równoczesnym skręcaniu cienkościennych rur

należałoby przyjąć $\left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right)^2 \approx 4$, a przy tym sa-

mym obciążeniu złożonym pełnych prętów $\left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right)^2 \approx 2$, a w ogólności, że dla tego stosunku

należałoby przyjmować wartość zależną od rodzaju obciążenia.

Z powyższego równania mamy:

$$\frac{\sigma}{\sigma_{\text{nieb.}}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right)^2 \left(\frac{\tau}{\sigma}\right)^2}} \quad [7]$$

Rys. 2 podaje według tego równania stosunek $\frac{\sigma}{\sigma_{\text{nieb.}}}$ mierzony pionowo w zależności od sto-

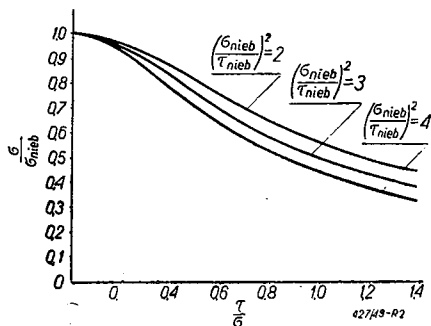
sunku $\frac{\tau}{\sigma}$ mierzonego poziomo. Naprężenie σ ma

wartość tym mniejszą, a zatem liczymy tym bezpieczniej, im większą wartość przyjmujemy dla stosunku $\left(\frac{\sigma_{\text{nieb.}}}{\tau_{\text{nieb.}}}\right)^2$. Przyjmując ten sto-

sunek = 4, otrzymujemy dla najczęstszego przypadku, tj. równoczesnego zginania i skręcania wzór najprostszy, a mianowicie

$$\sigma_{nieb.} = \frac{1}{W} \sqrt{M_z^2 + M_s^2}$$

gdzie M_z oznacza moment zginający, M_s moment skręcający, a W — moment oporu.



Rys. 2.

Z powyższych rozważań wynika, że równ. [6] możemy uważać jako regułę techniczną, niezależną od tej lub innej hipotezy. Reguła ta jest nieściśłą, jak wszelkie reguły techniczne, co jednak nie usuwa jej użyteczności w praktycznych potrzebach techniki. Wszak ścisłość obliczeń technicznych można porównać z celnością strzelca, który nawet przy największej precyzji strzelby musi się liczyć z rozbieżnością strzałów, tym większą, im mniejszą jest wprawa strzelca. Wprawa zaś technika w obliczeniach technicznych ujawnia się w opartym na wyszkolonym wyczuciu dobrze współczynnika bezpieczeństwa. Dobór ten ułatwiają podręczniki podające współczynnik bezpieczeństwa dla różnych części przedmio-

tów technicznych, uwzględniający rozbieżność właściwości wytrzymałościowych tworzywa, niedokładność wzorów obliczeniowych i trudności w określeniu rodzaju i wielkości obciążenia.

Hipotezy wytrzymałościowe różnią się zasadniczo od hipotez stosowanych w fizyce, jeżeli pominiemy uogólnienia badań doświadczalnych, które zalicza się również do hipotez. Poza tymi hipotezami, hipotezy stosowane w fizyce, dające utworzony przez wyobraźnię obraz ustroju podłoża poznanych już zjawisk i przebiegów w tym podłożu, prowadzących do tych zjawisk, są cennym środkiem badawczym, służącym do wykrycia nowych zjawisk. Takiej hipotezy w dziedzinie siły spójności i tarcia wewnętrznego, wyjaśniającej zjawisko sprężystości, utwardzenie tworzyw przez odkształcanie, utratę względnie wywołanie spójności przez siły zewnętrzne itp., dotychczas nie mamy, lecz istnieją już jej zaczątki. Próbowano już określić wytrzymałość a priori na podstawie zapatrywań o siatce atomowej kryształów, lecz w ten sposób obliczona wytrzymałość okazała się 100 ÷ 1000 razy większą od rzeczywistej. Jednak *Griffith* stwierdził doświadczalnie, że wytrzymałość bardzo cienkich nitok ze szkła i kwarcu zbliża się do wartości określonych z teorii atomowej. Opierając się na tym *Griffith* przyjął, że ciała stałe są przez liczne, optycznie niespostrzegalne, wewnętrzne rysy w swej spójności osłabione i na tej podstawie oparł swą teorię rozłamu pod działaniem sił zewnętrznych. Wszystkie te badania stanowią tylko pierwsze kroki, dążące do poznania wiedzy o spójności, najmniej dotychczas poznanej z wszystkich dziedzin fizyki.

Nowoczesne tłokowe silniki parowe

Prof. dr inż. HIPOLIT SOBOLEWSKI

Moc. — Ciśnienia pary dołotowej. — Ilości obrotów. — Przegrzewanie pary. — Zużycie pary. — Stawidła. Tendencje w kierunku usunięcia smarowania cylindrów. — Silniki stałe, okrętowe, samochodowe.

Najstarszy silnik, tłokowy silnik parowy, któremu zawdzięcza ludzkość olbrzymi rozwój przemysłu i komunikacji w wieku XIX, po latach zastoju w rozwoju form konstrukcyjnych, obecnie, poczynając mniej więcej od lat 20-tych naszego stulecia, przeżywa okres swojego odrodzenia. W nowej szacie konstrukcyjnej, przy wysokich ciśnieniach pary dołotowej i przy podwyższonych znacznie obrotach, staje się on, w dziedzinie niedużych mocy, równorzędnym partnerem w rodzinie silników cie-

plnych. Posiadając w dalszym ciągu szerokie zastosowanie w budowie lokomotyw, rozpowszechniając się jako silnik stały oraz silnik okrętowy, rozszerzył poza tym nowoczesny tłokowy silnik parowy swój zakres zastosowania na dziedziny najmniej oczekiwane, a mianowicie na traktory oraz samochody tak ciężarowe jak lekkie osobowe.

Celem niniejszego artykułu jest zaznajomienie polskiego czytelnika z mało znanymi u nas nowymi rozwiązaniami, tendencjami rozwojo-

wymi i możliwościami konstrukcyjnymi w dziedzinie nowoczesnych tłokowych silników parowych.

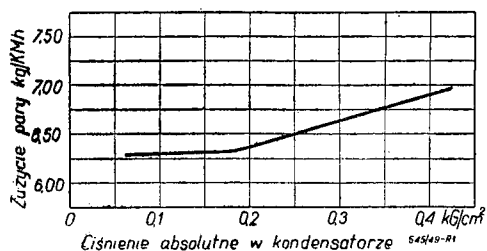
Cechy charakterystyczne nowoczesnych silników parowych

1. Moc

Stare, nieekonomiczne silniki-olbrzymy o dużych mocach i małych ilościach obrotów należą już do przeszłości.

Nowoczesny tłokowy silnik parowy jest silnikiem niedużej mocy; tylko wyjątkowo spotyka się jednostki o mocach wyższych od 1000 KM. Wielkie moce najekonomiczniej realizuje się w turbinach parowych, w których otrzymanie wielkich przełyków dla pary nie następuje trudności, nawet przy zastosowaniu kondensacji o bardzo wysokiej próżni w skraplaczu.

W silnikach tłokowych kondensacyjnych, ze względu na ograniczoną wielkość przekrojów wylotowych, jest bezcelowym stosowanie wysokich próżni w skraplaczu, gdyż dławienie pary o dużej objętości w organach sterujących wylot, wywołuje dużą różnicę ciśnienia między przestrzenią cylindra a skraplaczem i to tym większą, im wyższa jest próżnia, co w konsekwencji nie daje pożądanego przedłużenia



Rys. 1. Wykres zużycia pary w tłokowym silniku parowym w zależności od ciśnienia w kondensatorze.

rozprężania w cylindrze, a więc i korzyści w zużyciu pary na 1 KWh. Z wykresu na rys. 1 sporządzonego na podstawie badań silnika niskopięrznego o trzykrotnym rozprężeniu pary, widocznym jest, że przy ciśnieniach w kondensatorze niższych od 0,2 at a zużycie pary na 1 KWh pozostaje prawie niezmiennie.

Najkorzystniejsza próżnia w tłokowych silnikach parowych wynosi 85÷90%, a więc jest ona niższa od tej, jaka może być realizowana w turbinach parowych.

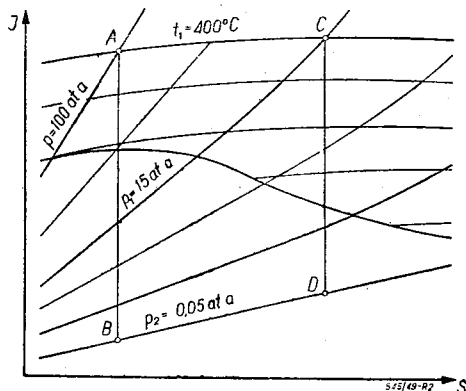
Ten wzgląd zadecydował między innymi, że w nowoczesnych silnikach okrętowych, budowanych jako kondensacyjne i wysokosprawne, dołącza się do silnika tłokowego turbinę parową jako ostatni stopień rozprężania. W dziedzinie wysokich ciśnień, przy małej objętości pary, silnik tłokowy pracuje bardzo ekonomicznie.

Wyjątkiem w tym względzie jest silnik tłokowy przelotowy, w którym duże przekroje szczelin wylotowych w gładzi cylindrowej dają możliwość lepszego wypływu pary o dużej objętości z cylindra do skraplacza i w którym uzyskiwane próżnie są wyższe. W wypadku jednak czystej przelotowości, tzn. przy jednym rzędzie szczelin w środku gładzi cylindrowej, silnik ten wymaga dużej długości tłoka, wynoszącej 85÷90% wielkości skoku i w związku z tym powstają trudności w opanowaniu sił bieżących, specjalnie przy większych obrotach oraz w cylindrach niskopięrnych o dużych średnicach. Poza tym w silniku tym otrzymuje się, często niepożądane, wysokie sprężanie. Przy dwóch rzędach szczelin w gładzi cylindrowej otrzymuje się wprawdzie normalne wymiary tłoka oraz mniejsze sprężanie, jednak konieczne jest tutaj umieszczenie na szczelinach dodatkowych organów sterujących, które zmniejszają przekroje wylotowe.

2. Wysokie ciśnienia pary dolotowej

Za silniki wysokopięrzone uważa się te, które pracują z ciśnieniem pary dolotowej przekraczającym 40 at n. Najwyższe ciśnienia stosowane w nowoczesnych silnikach tłokowych wynoszą 100÷120 at n.

Jeżeli porównać ciepłiki pary o ciśnieniach np. 100 at a i 15 at a przy jednakowej temperaturze np. 400° C (rys. 2), to otrzymamy w pierwszym wypadku $i_1 = 737$ kcal/kg, w drugim $i_1 = 775$ kcal/kg. Czyli dla otrzymania 1 kg pary o wysokim ciśnieniu potrzebna jest mniejsza ilość ciepła niż o ciśnieniu niskim. Przyjmując dla obu przypadków przeciwciepłotę np. 0,05 at a, otrzymamy spadek adiabatyczny w silniku wysokopięrznym $AB = i_1 - i_2 = 284$ kcal/kg, w silniku niskopięrznym $CD = i_1 - i_2 = 245$ kcal/kg. Zakładając jeszcze temperaturę wody, z której została wytworzona para $t_w = 15^\circ$ C, otrzymamy wartość współczyn-



Rys. 2. Wykres I—S dla pary wodnej.

nika sprawności teoretycznej w pierwszym wypadku:

$$\eta_{tw} = \frac{284}{737-15} = 0,398$$

w drugim:

$$\eta_{tm} = \frac{245}{775-15} = 0,323.$$

Wzrost współczynnika sprawności teoretycznej w silniku wysokoprężnym wynosi więc ok. 23% w porównaniu z silnikiem niskoprężnym. Porównując jednak położenia odcinków obrazujących spadki adiabatyczne w obu wypadkach, widzimy, że odcinek AB , w odróżnieniu od CD , przebiega w większej swojej części w sferze pary wilgotnej, co z kolei oznacza, że w silniku wysokoprężnym powstaną większe straty wewnętrzne od wstępnego skraplania oraz oddziaływania ścian cylindra, wywołując obniżenie współczynnika sprawności indykowanej η_i , a w rezultacie i współczynnika sprawności efektywnej η , gdyż $\eta_e = \eta_t \cdot \eta_i \cdot \eta_m$. Stąd wniosek, że aby w silniku wysokoprężnym otrzymać te korzyści, jakie daje para dolotowa o wysokim ciśnieniu, należy w nich, dążąc do poprawienia η_i , stosować wielostopniowe rozprężanie oraz międzystopniowy przegrzew pary, specjalnie między dalszymi stopniami.

W nowoczesnych silnikach wysokoprężnych i wysokosprawnych stosuje się 3÷5 stopni rozprężania i międzystopniowe przegrzewy, poczynając najczęściej od drugiego stopnia, przy czym w wypadku silników kondensacyjnych daje się czasem jako ostatni stopień rozprężania turbinę parową, która lepiej opanowuje spadki ciepłika przy niskich ciśnieniach.

Jeżeli nie stosuje się turbiny parowej, to dla zmniejszenia dużych wymiarów cylindrów niskoprężnych, można zastosować napęd na dwa wały, przy czym wał napędzany przez ostatnie stopnie wykonuje większą ilość obrotów, będąc połączonym przekładnią zębatą z wałem wolniej obracającym się, napędzanym przez stopnie wysokoprężne. Międzystopniowe przegrzewy dokonuje się najczęściej przy pomocy świeżej pary dolotowej, która przed wejściem do cylindra wysokoprężnego przechodzi najpierw przez międzystopniowe przegrzewacze.

3. Duże ilości obrotów

Ilość obrotów w silnikach tłokowych starych wzrastała od około 20 obr/min w silniku *Watta* do 120÷150 obr/min. Wykonywane były także silniki z maksymalną ilością obrotów wynoszącą 300 obr/min. Ostatnio buduje się silniki stałe z ilością obrotów przewyższającą 1000 obr/min, zaś w silnikach trakcyjnych przekracza się nawet 2000 obr/min przy najczęściej stosowanym stawidle suwakowym.

Dla podobnie zbudowanych silników można wyprowadzić następujące zależności dla wielko-

ści ciężaru oraz objętości silnika przypadających na jednostkę mocy:

$$G_{Ne} = \frac{\text{const}}{n^{2/3}} \text{ kG/KMe};$$

$$V_{Ne} = \frac{\text{const}}{n^2} \text{ m}^3/\text{KMe}.$$

Korzyści z zastosowania wysokich obrotów, jeśli chodzi o zmniejszenie ciężaru silnika, a specjalnie jego wymiarów, są widoczne. Ma to specjalne znaczenie w silnikach trakcyjnych, przy czym należy podkreślić, że właśnie podwyższenie obrotów, poza podwyższeniem ciśnienia ze względu na konstrukcję generatora pary, umożliwiło zastosowanie tłokowego silnika parowego do napędu lekkich pojazdów mechanicznych.

Należy zastanowić się nad tym, jakie są możliwości realizowania w tłokowym silniku parowym wysokich ilości obrotów i jaka jest górna ich granica przy obecnie znanych stawidłach.

Pomijając sprawę dużych sił bezwładności, jakie występują przy wysokich obrotach tak w mechanizmie korbowym, jak stawidle, a które mogą być łatwo opanowane, główną przyczyną ograniczającą ilość obrotów w tłokowym silniku parowym jest przebieg wlotu i wylotu pary z cylindra.

Szybkość pary wlotowej o dużym ciśnieniu, a więc małej objętości, realizuje się kosztem odpowiedniego spadku ciśnienia w czasie napełniania, co z kolei wywołuje zmniejszenie pola wykresu indykatorowego, tym większe im krótszy jest czas wlotu przy danym napełnieniu. W porównaniu z wlotem, gorsze warunki istnieją w wylocie ze względu na nieduże, ściśle określone spadki ciśnienia między przestrzenią cylindra a rurą wylotową, oraz ze względu na dużą objętość pary otrzymywaną w końcu rozprężania, która musi być usunięta z cylindra ze stosunkowo niedużą, zmienną szybkością w krótkim okresie czasu. A więc warunki wylotu pary decydują o ilości obrotów, jakie się da osiągnąć w tłokowym silniku parowym. Oczywiście, nie małą rolę odgrywa także rodzaj stawidla sterującego wylot pary z cylindra.

Weźmy pod uwagę równanie ciągłości strugi parowej w cylindrze oraz w kanale wylotowym przy średniej szybkości tłoka:

$$c_{sr} \cdot F = f \cdot u \quad [1]$$

$$\text{gdzie: } c_{sr} = \frac{s \cdot n}{30};$$

s — skok tłoka w m;

n — ilość obrotów na minutę;

F — powierzchnia tłoka w m^2 ;

f — największe otwarcie kanału wylotowego w m^2 ;

u — tzw. średnia szybkość pary w kanale wylotowym w m/sek.

Z równania [1], biorąc pod uwagę istniejącą pewną zależność między wymiarami kanału wylotowego a wymiarami cylindra, można otrzymać następującą wartość dla ilości obrotów n :

$$n = C \frac{u}{D};$$

gdzie D — średnica cylindra w cm.

Stałą wartość C można przyjąć dla niedużych tłokowych silników parowych średnio równą 190, czyli

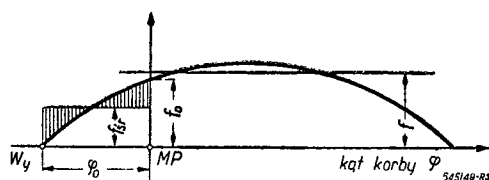
$$n = 190 \frac{u}{D}. \quad [2]$$

Osiągana ilość obrotów będzie więc tym większa, im większą da się zrealizować tzw. średnią szybkość pary w kanałach wylotowych, oraz im mniejsza jest średnica cylindra.

Możliwa do osiągnięcia wartość szybkości u zależy przede wszystkim od konstrukcyjnych właściwości stawidła sterującego wylot oraz od ukształtowania kanałów wylotowych i może być wyznaczona z równania podanego przez Schülego („Zur Dynamik der Dampfströmung“ VDI 1906 str. 1900, 1934, 1987) lub W. H. Fritscha („Schnellaufende Kolhendampfmaschinen zum Kraftwagenantrieb“ Die Wärme 1936, str. 585, 601, 618). Z równania tego wynika, że największy wpływ na wartość u ma wielkość kąta wylotu przedzwrotnego φ_0 oraz wielkość stosunku $f_{sr} : f$.

Rys. 3 przedstawia wykres otwarć kanału wylotowego w zależności od kąta korby φ , przy czym oznaczono:

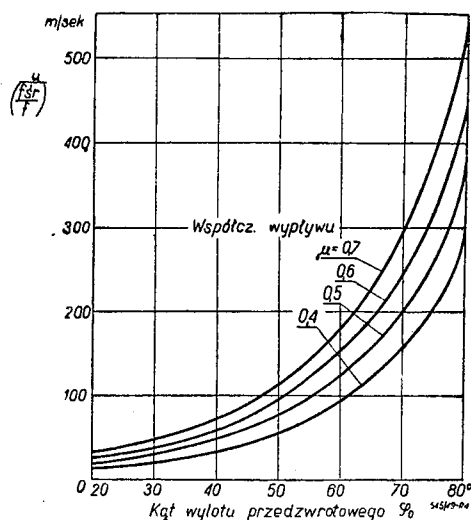
- Wy — początek wylotu przedzwrotnego;
- φ_0 — kąt wylotu przedzwrotnego;
- f — pełny przekrój kanału wylotowego;
- MP — martwe położenie tłoka;
- f_0 — otwarcie kanału wylotowego przy martwym położeniu tłoka;
- f_{sr} — średnie otwarcie kanału wylotowego w czasie wylotu przedzwrotnego.



Rys. 3. Wykres otwarć kanału wylotowego w zależności od kąta korby.

Wykresy na rys. 4, wynikające z równania Schülego, dają możliwość wyznaczenia wartości $u/(f_{sr}/f)$ zależnie od kąta wylotu przedzwrotnego φ_0 , dla różnych wielkości współczynnika wypływu pary μ . Według Schülego, wartości μ leżą najczęściej między 0,64 a 0,7 i są tym większe, im dogodniej ukształtowane są kanały dla wylotu pary.

Wielkość stosunku f_{sr}/f charakteryzuje szybkość otwarcia kanału wylotowego i jest ściśle związana z rodzajem stawidła sterującego wylot. Spośród znanych stawideł, największe wartości stosunku f_{sr}/f otrzymuje się w silniku przelotowym, w którym wylot pary odbywa



Rys. 4. Wykresy stosunku tzw. średniej szybkości pary w kanale wylotowym u do f_{sr}/f w zależności od kąta wylotu przedzwrotnego φ_0 .

się przez szczeliny w gładzi cylindrowej sterowane tłokiem. To jest przyczyną częstego stosowania przelotowości w nowoczesnych tłokowych silnikach szybkoobrotowych. W silnikach tych wielkość stosunku f_{sr}/f zależy tylko od wartości kąta φ_0 i przy maksymalnej jego wartości dochodzącej do 50° , mamy:

$$f_{sr}/f = 0,6 \div 0,7.$$

Stąd, na podstawie wykresu na rys. 4 otrzymuje się możliwość do zrealizowania szybkości u wynoszącej:

$$u = 70 \div 80 \text{ m/sek.}$$

Wstawiając te wartości do równania [2], przy założeniu, np. dla silników samochodowych wielocylindrowych, o niewielkiej średnicy tłoka, $D = 5$ cm, otrzymuje się maksymalne ilości obrotów:

$$n = 2500 \div 3000 \text{ obr/min.}$$

Można je uważać za graniczne dla niedużych tłokowych silników parowych i są one wystarczające dla silników stosowanych do lekkich samochodów osobowych.

Siły bezwładności, powstające w mechanizmie korbowym, zależą od wielkości skoku, kwadratu ilości obrotów oraz masy części mechanizmu korbowego, a więc wzrost tych sił przy podwyższonych obrotach jest znaczny. Istnieje ogólna zasada, że mechanizm korbowy należy tak projektować, aby siły bezwładności nie przekroczyły maksymalnych sił tłokowych, gdyż w

przeciwnym razie uzyskane zmniejszenie ciężaru silnika, przez podwyższenie ilości obrotów, w dużym stopniu traci się przez powiększenie wymiarów mechanizmu.

Siły bezwładności zmniejsza się przede wszystkim przez lekką konstrukcję części składowych mechanizmu korbowego, stosując, o ile to jest możliwe, lekkie metale oraz odpowiednie kształty dla poszczególnych części. Jeśli chodzi o tłoki, a także i cylindry parowe, to w odróżnieniu od silników spalinowych nie znalazły dotychczas zastosowania przy ich budowie lekkie metale, głównie z powodu korozji i erozji wywoływanych przez parę w zetknięciu z ich powierzchniami. Możliwe środki zapobiegawcze, jak np. oksydacja, względnie chromowanie powierzchni, nie są jeszcze rozpowszechnione.

Silnie obciążony korpus wodzika oraz trzon tłokowy tak samo w małym stopniu nadają się do stosowania przy ich budowie lekkich metali, jedynie mało obciążone łożyska wodzika wykonuje się czasami z lekkich stopów. Również części stawideł, z wyjątkiem oczywiście wewnętrznych organów sterujących, mogą być wykonane z materiałów konstrukcyjnych o mniejszym ciężarze właściwym od stali, choć jasnym jest, że zysk na ciężarze w tym wypadku będzie niewielki w stosunku do ciężaru całego silnika. Największe zmniejszenie ciężaru tłokowego silnika parowego uzyska konstruktor projektując odpowiednio kształty jego części składowych.

Szybkobieżny silnik wymaga dokładnego zrównoważenia sił bezwładności, co, jeśli chodzi specjalnie o silniki trakcyjne, prowadzi do podziału mocy na kilka cylindrów. W odróżnieniu od silników spalinowych jest to w silnikach parowych niekorzystne, ze względu na powiększenie się, przy tej samej objętości skokowej, ogólnej powierzchni gładzi cylindrowych i pokryw, powodującej większe straty wewnętrzne od przekazywania ciepła. Straty te można zmniejszyć przez odpowiednią, dobrą izolację cylindrów. Stosowanie większej ilości cylindrów niż to jest konieczne dla wyważenia sił bezwładności jest więc niepożądane, tym bardziej że wzrasta przy tym także ciężar oraz cena silnika.

W porównaniu z silnikami parowymi wolnobieżnymi, w szybkobieżnych należy się liczyć z krótszym okresem ich pracy oraz mniejszą niezawodnością ruchu. Jeśli chodzi o zużywanie się części trących, to najgorzej przedstawia się sprawa z pierścieniami tłokowymi oraz gładziami cylindrowymi, gdzie uzyskanie tarcia czysto płynnego jest utrudnione.

Przy podwyższonych obrotach oraz większych szybkościach tłokowych zużycie na jednostkę czasu tak gładzi cylindrowej jak pierścieni, jest większe. Jako środek zaradczy stosuje się ostatnio galwaniczne miedziowanie pierścieni

tłokowych, przy czym warstwa miedzi wynosi 0,08÷0,1 mm. Rola tej miękkiej warstwy polega na tym, że osiadają w niej wytarte na gładzi cylindrowej cząstki żeliwa i przestają działać jak proszek szmerglowy między pierścieniami a cylindrem. Poza tym ważne jest także odpowiednie smarowanie gładzi niezanieczyszczonym smarem.

W nowoczesnych silnikach stosuje się często nie ciągle tłoczenie smaru cylindrowego, lecz okresowe, a mianowicie tylko w martwych położeniach tłoka wtłacza się smar między pierścienie uszczelniające. Wymaga to oczywiście synchronizacji pracy pompki smarnej z biegiem silnika. Należy pamiętać, że oszczędność na smarze, jaką uzyskuje się przy tłoczeniu okresowym, zmniejsza także zanieczyszczenie pary wlotowej olejem. Stosowane jest także rozpylanie smaru do rury wlotowej, tzw. *smarowanie pary*. Jest ono bardzo wygodne i działa niezależnie, specjalnie przy silnikach mniejszych.

4. Przegrzew pary

Z wysokim przegrzewem pary związane jest mniejsze jej zużycie na jednostkę mocy i czasu przez polepszenie obiegu teoretycznego, zmniejszenie strat na skutek wstępnego skraplania oraz przez zmniejszenie oporów przy wlocie. Wysokość przegrzewu jest ograniczona warunkami smarowania i jest zależna od średniej temperatury ścianek cylindra, na którą z kolei ma duży wpływ wielkość napełnienia. W silnikach pracujących z małymi napełnieniami, np. kondensacyjnych jednocylindrowych, średnia temperatura ścian cylindra jest dość niska, a więc można w tym wypadku stosować wyższe przegrzewy aniżeli w silnikach pracujących z dużymi napełnieniami, np. silnikach o kilkakrotnym rozprężeniu pary (cylindry wysokoprężne). Jako maksymalną wartość temperatury pary dolotowej, przy obecnie stosowanych smarach, uważa się 400÷440° C, przy czym przy stawidłach zaworowych, które nie wymagają smarowania, można dopuścić wartości wyższe.

W wypadku stosowania międzystopniowego osuszania za pomocą pary dolotowej, daje się wysoką temperaturę przegrzewu pary w kotle, dochodzącą do 500° C i wyżej, tak, aby po przegrzaniu przez nią pary między stopniami, temperatura na wlocie do cylindra wysokoprężnego wynosiła 400÷440° C.

5. Zużycie pary

W nowoczesnych silnikach wysokoprężnych i wysokosprawnych osiągnięto 2÷3-krotne zmniejszenie zużycia pary na 1 KMh w porównaniu z silnikami niskoprężnymi. W tablicy I podane są wartości zużycia ciepła (w kcal) oraz pary (w kg) na jednostkę mocy i czasu dla różnych silników.

TABLICA I. Zużycia ciepła i pary w silnikach.

Rodzaj silnika		kcal/KM _i h	kg/KM _i h
Silniki niskoprężne	Jednocylindrowe z wydmuchem	4700 - 5100	6,5 - 7,0
	„ kondensacyjne	3800 - 4000	5,2 - 5,5
	Przelotowe	3200 - 3500	4,4 - 4,8
	Wydmuch. o podw.rozpr.pary	4400 - 4700	6,0 - 6,5
	Kondens. „ „ „	3000 - 3200	4,2 - 4,4
Silniki wysokoprężne		2000 - 2300	2,5 - 2,8

Niewielkie stosunkowo zużycie pary w silnikach przelotowych tłumaczy się małą ich przestrzenią szkodliwą oraz jednokierunkowym przepływem pary.

Przykłady: W silniku wysokoprężnym *Schmidta*, o początkowym rozprężaniu pary i dwukrotnym międzystopniowym przegrzewie, przy 55 at a i 465° C dla pary na wlocie do cylindra wysokoprężnego i 98% próżni w kondensatorze, otrzymano zużycie ciepła 2000 kcal/KM_ih i zużycie pary 2,56 kg/KM_ih. Moc silnika 150 KM_i, ilość obrotów $n = 147$ obr/min.

W opisanym niżej silniku wysokoprężnym okrętowym (*Deschimag* rys. 20), z czterema stopniami rozprężania w cylindrach oraz piątym w turbinie parowej i z dwoma międzystopniowymi przegrzewami pary, przy 56 at a i 550° C za przegrzewaczem w kotle, 55 at a i 440° C przed cylindrem wysokoprężnym, 0,332 at a przed turbiną parową oraz 0,022 at a w kondensatorze, osiągnięto zużycie ciepła 1925 kcal/KM_ih oraz zużycie pary 2,3 kg/KM_ih. Moc silnika 1072 KM_i.

Wpływ zwiększonej ilości obrotów na zużycie pary, jak wynika z dotychczasowych badań, jest znikomy, gdyż wprawdzie maleją w pewnym stopniu straty od oddziaływania ścian cylindra ze względu na krótszy czas jednego skoku, jednak wzrastają przy tym straty dławienia na wlocie i wylocie. Należy tylko dodać, że przy większej ilości cylindrów otrzymuje się równomierniejszy pobór pary z rury dolotowej, a więc mniejszy w niej spadek ciśnienia.

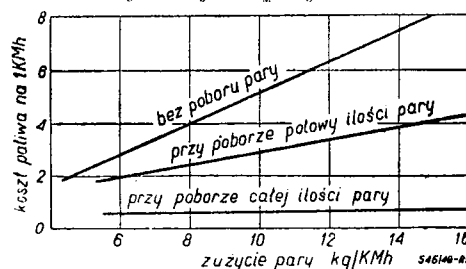
Dużą zaletą tłokowych silników parowych w obrębie niedużych mocy, jest mały spadek zużycia pary wraz ze wzrostem mocy silników. Widać to z tablicy II, w której podane są zużycia pary w silnikach niskoprężnych kondensacyjnych z podwójnym rozprężaniem pary (16 at n i 350° C), zależnie od ich mocy efektywnej.

TABLICA II.

KM _e	100	200	300	500	750	1000
kg·KM _e ·h	4,4	4,3	4,2	4,1	4,0	3,9

Spadek jednostkowego zużycia pary w silniku o mocy 1000 KM_e wynosi około 11% w stosunku do silnika o mocy 100 KM_e. Ta własność czyni tłokowy silnik parowy specjalnie przydatnym dla małych i średnich mocy, w obrębie których przewyższa on turbinę parową, a specjalnie jeszcze w tym wypadku, gdy wymagana jest nawrotność silnika oraz praca ze zmiennym, w dużych granicach, obciążeniem. Zużycie pary przez turbinę parową zależy w dużym stopniu od mocy oraz konstrukcji.

Silniki tłokowe stałe buduje się obecnie najczęściej jako przeciwprężne, względnie z upustem pary przy czym para wylotowa pobierana jest dla celów grzejnych lub fabrykacyjnych. Daje to podwójną korzyść, gdyż zwiększa się ogólny procent wykorzystania ciepła paliwa do 70% i wyżej, a poza tym ważny jest wzgląd kosztów paliwa na 1 KMh, przedstawiony na rys. 5 w funkcji zużycia pary na 1 KMh. Przy



Rys. 5. Porównawcze wykresy kosztów paliwa na 1 KMh w zależności od jednostkowego zużycia pary przez silnik.

poborze tylko mocy, względnie częściowym ciepła, widoczny jest wzrost kosztów paliwa przy wzrastającym zużyciu pary na 1 KMh; konieczne jest więc w tym wypadku instalowanie silnika o dużej sprawności, czyli małym zużyciu pary na jednostkę mocy i czasu. Przy całkowitym poborze pary wylotowej koszty paliwa są prawie niezależne od jakości silnika; można więc instalować silnik najprostsz i najtańszy.

6. Stawidła

W tłokowych silnikach parowych należy zwracać jak największą uwagę na projektowanie stawideł i następnie na ich wyregulowanie oraz utrzymywanie w porządku w ruchu, gdyż wywierają one bardzo duży wpływ na ekonomiczność silnika.

Od razu należy zaznaczyć, że spośród szeregu stawideł wewnętrznych, dawniej stosowanych, w nowoczesnych silnikach dominującą rolę odgrywają suwaki tłokowe pojedyncze oraz zawory dwu- lub jednosiedzeniowe. Suwaki podwójne *Meyera*, *Ridera* itp., nie mówiąc o suwakach płaskich, a także stawidło *Cortissa*, należą już do przeszłości.

Stawidła suwakowe rozpowszechniły się najbardziej w silnikach szybkoobrotowych trakcyjnych oraz stałych pionowych, zaworowe zaś w silnikach poziomych stałych o większych mocach przy niedużej ilości obrotów. Ze względu

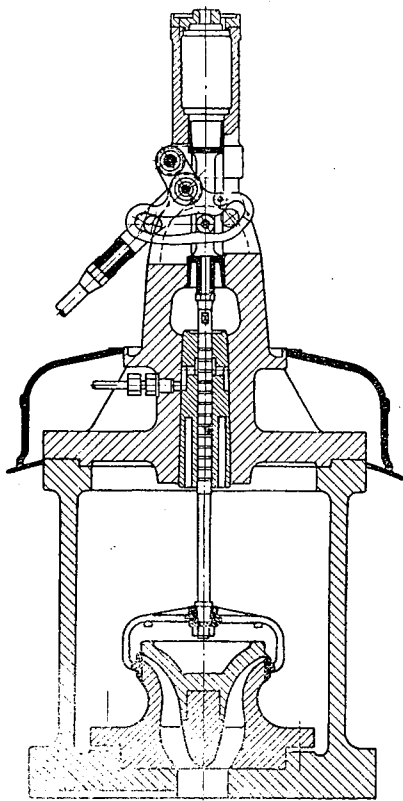
na siły bezwładności tak w samym zaworze, jak w mechanizmie stawidłowym zewnętrznym, ilość obrotów przy zaworach dwusiedzeniowych, jak dotychczas, nie przekracza 300 obr./min.

Znaczne zmniejszenie wymiarów, a więc i sił bezwładności organu sterującego, przy jednoczesnym zmniejszeniu dławienia pary na wlocie, można osiągnąć w stawidłach dyfuzorowych, zastosowanych po raz pierwszy przez *Gutermutha*.

Małe wymiary kanałów dolotowych uzyskuje się w tych stawidłach przez realizowanie w przekroju otwarcia bardzo wielkiej szybkości pary, dochodzącej przy parze przegrzanej do 560 m/sek. Dużej szybkości pary towarzyszy duży spadek ciśnienia, kosztem którego szybkość ta realizuje się. Aby w dalszym ciągu ciśnienie pary wzrosło, przepływa ona przez dyfuzor, tj. kanał o stopniowo powiększającym się przekroju, w którym na skutek zmniejszania się szybkości wzrasta jej ciśnienie, tak że w cylindrze bardzo mało różni się ono od ciśnienia pary na wlocie do kanału.

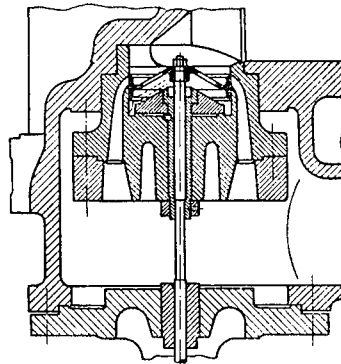
Silniki ze stawidłami dyfuzorowymi budowane są do 500 obr./min. Rys. 6 przedstawia stawidło dyfuzorowe sterujące wlot, a rys. 7 — stawidło sterujące wylot w wykonaniu Pierwszej Berneńskiej Fabryki Maszyn.

W stosunku do suwaków zawory posiadają tę zaletę, że nie wymagają smarowania oraz da-



Rys. 6. Stawidło dyfuzorowe sterujące wlot w wykonaniu Pierwszej Berneńskiej.

ją mniejsze przestrzenie szkodliwe, jednak podwyższenie ilości obrotów silnika przy ich zastosowaniu sprawia poważne trudności ze względu na duże przyspieszenia oraz uderzenia przy osiadaniu zaworów na gniazda. Przyspieszenie



Rys. 7. Stawidło dyfuzorowe sterujące wylot w wykonaniu Pierwszej Berneńskiej.

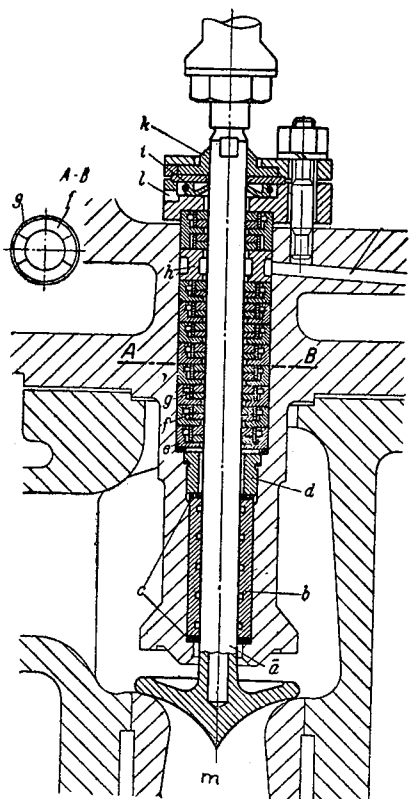
zaworu jest proporcjonalne do jego skoku oraz kwadratu stosunku ilości obrotów do wielkości kąta sterowania. Zmniejszenie skoku zaworu przez powiększenie jego średnicy jest możliwe tylko do pewnych granic, ze względu na powiększanie się przy tym jego ciężaru. Kąt sterowania zależy od wielkości napełnienia, jeżeli weźmiemy pod uwagę zawór wlotowy, dla którego kąt sterowania jest mniejszy niż dla zaworu wylotowego. Przy podwyższeniu ilości obrotów specjalnie duże trudności powstają w silnikach zaworowych, pracujących z małymi napełnieniami.

Porównując pracę zaworów w silnikach parowych z silnikami spalinowymi, należy stwierdzić, że w tych ostatnich kąt sterowania jest przeważnie większy od 180° , podczas gdy w silniku parowym, przyjmując np. kąt wlotu przedzwrotowego 12° oraz napełnienie 20%, otrzymamy kąt sterowania około 65° , a przy napełnieniu 5% — nawet około 35° . Czyli silnik spalinowy, przy tym samym skoku i przyspieszeniach zaworów, może wykonywać 3÷5 razy więcej obrotów niż silnik parowy ze stawidłem zaworowym.

Jeżeli więc w silniku spalinowym osiąga się 5000 obr./min, to przy jednakowych warunkach pracy zaworów można by osiągnąć w silniku parowym zaworowym 1000÷1500 obr./min, a nawet więcej, stosując wyższe napełnienia. Oczywiście, przy tych obrotach nie mogą wchodzić w grę zawory lane, tylko prasowane z cienkiej blachy stalowej, lub kute i całkowicie obrabiane, dwu- lub przy małych średnicach — jednosiedzeniowe (rys. 8).

Dla napędu tych zaworów najlepiej nadają się mechanizmy krzywkowe, przy czym, w odróżnieniu od silników spalinowych, należy je tak projektować, aby umożliwiały zmianę napełnienia w czasie biegu silnika. W tej dziedzi-

nie ma, jak dotychczas, odpowiednich, prostych rozwiązań poza konstrukcjami *Caprotti'ego* i *Lentza*, stosowanymi w silnikach zaworowych parowozowych.



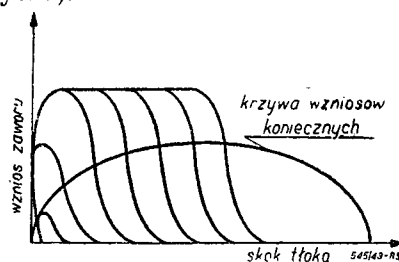
Rys. 8. Jednosiedzeniowy zawór wlotowy silnika pokazanego na rys. 14, z uszczelnieniem trzonu za pomocą trójdzielnych pierścieni węglowych; a — trzon zaworu, b — tuleja uszczelniająca węglowa, c — podkładki elastyczne, d — nakrętka dociskowa, e — komory pierścieniowe, f — trójdzielne pierścienie węglowe, g — sprężynka dociskająca pierścienie, h — pierścień, którego przestrzeń jest połączona z rurą wylotową, i, k — zbieracze smaru, l — odprowadzenie smaru, m — dyfuzor.

Wymienione względy, do których należy jeszcze dodać trudności w uzyskaniu dobrej szczelności zaworów odciążonych, spowodowały, że w budowanych ostatnio silnikach parowych szybkoobrotowych dominującą rolę odgrywa lekki, odciążony suwak tłokowy, który w dużym zakresie spełnia te wymagania, jakie stawia się stawidłom tego rodzaju silników.

Spośród stawideł zewnętrznych silników zaworowych wyszły obecnie zupełnie z użycia stawidła wychwytowe, przy których opadanie zaworu nie jest sterowane i odbywa się tylko pod naciskiem sprężyny. Stawidła te, nie dające poza tym precyzyjnego rozrządu, nadają się tylko dla silników wolnoobrotowych, do 150 obr/min.

Największe rozpowszechnienie znalazły stawidła wodzone, a wśród nich specjalnie stawidło krzywkowe *Lentza* (w silnikach z tym stawidłami została zainstalowana na całym świecie moc, wynosząca około 11 milionów KM). Daje ono stosunkowo cichy i spokojny bieg silnika

oraz nieduże skoki zaworów przy wzrastających napełnieniach, nie zapewnia jednak małego dławienia pary wlotowej przy małych napełnieniach (rys. 9).



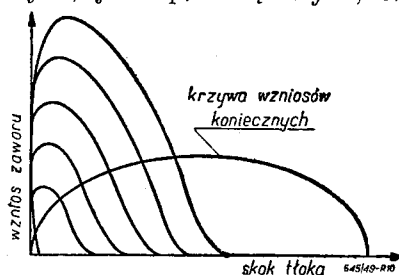
Rys. 9. Wykresy wzniosów zaworu przy różnych napełnieniach dla stawideł krzywkowych.

Z innych stawideł wodzonych, które nadają się dla nowoczesnych silników, pracujących z podwyższonymi obrotami, należy jeszcze wymienić stawidło bezsprężynowe *Doerfela*, które tak jak i stawidło *Lentza* posiada korzystną charakterystykę wzniosów zaworu (rys. 9), oraz może być lekko skonstruowane.

Stawidła wodzone biegunowe nie są obecnie stosowane ze względu na bardzo niekorzystną charakterystykę wzniosów zaworu (rys. 10), która wymaga silniejszych sprężyn oraz dłuższych, a więc i mniej szczelnych zaworów.

Najnowszym stawidłem, służącym do napędu zaworów, jest stawidło hydrauliczne, które ukazało się niedługo przed ostatnią wojną i z miejsca zdobyło szerokie rozpowszechnienie. Przy jego zastosowaniu odpadają wszystkie drążki i dźwignie mechanizmu napędowego, a zawór uruchamiany jest za pomocą ciśnienia oleju oddziałującego na odpowiedni tłoczek, prowadzony w nasadzie zaworowej (rys. 11). Aparat sterowniczy, którego główną częścią składową są pompki olejowe obsługujące zawory, jest umieszczony obok silnika i napędzany za pomocą wałka stawidłowego od wału głównego. Przez zmianę dróg oleju, prowadzących do zaworów, ze strony odkorbowej na stronę kukorbową i odwrotnie, łatwo można osiągnąć zmianę kierunku obrotów silnika.

Stawidło to jest więc wygodne dla silników nawrotowych, jak np. okrętowych, obsługują-

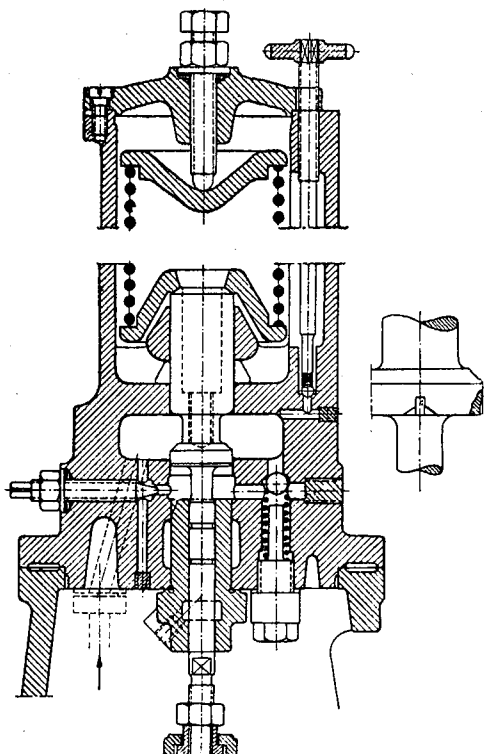


Rys. 10. Wykresy wzniosów zaworu przy różnych napełnieniach dla stawideł biegunowych.

cych maszyny wyciągowe, walcownie itp. Ze względu na brak drążków oraz ich napędu i związanych z tym strat mechanicznych, silniki ze

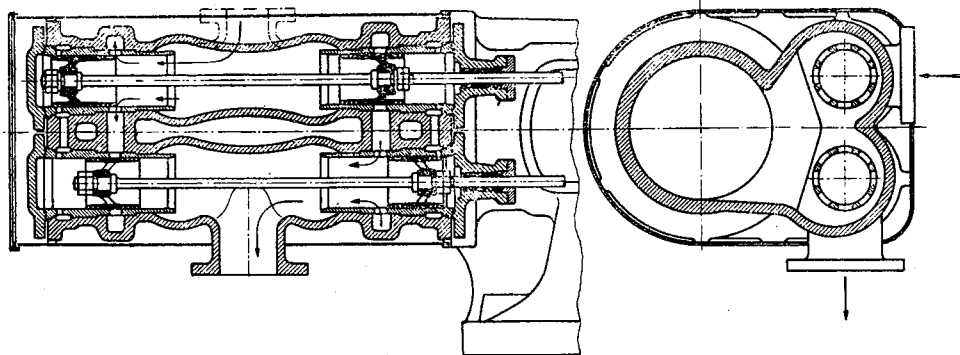
stawidłami hydraulicznymi, przy pracy wszystkich ruchomych ich części w oleju, wykazują większy współczynnik sprawności mechanicznej.

Przebudowane stare silniki na rozrząd hydrauliczny wykazały zmniejszenie zużycia pary o około 5%. Dla konstruktora, projektującego silnik, stawidła te posiadają jeszcze tę ważną zaletę, że przy umieszczaniu zaworów na cylindrze, będąc nieskrępowanym ich napędem, posiada on możliwość takiego osadzenia skrzynek



Rys. 11. Nasada zaworu sterowanego hydraulicznie.

zaworowych, aby kształty kanałów oraz warunki termiczne przepływu w nich pary były najkorzystniejsze. Jest to specjalnie ważne w silnikach pionowych, w których sprawa rozwiązania mechanicznego napędu zaworów przedstawia zawsze duże trudności.



Rys. 12. Stawidło wewnętrzne, w którym suwak górny steruje wlot a suwak dolny wylot.

Odciążony suwak tłokowy, ze względu na swoją prostotę, niezawodność ruchu, dobrą szczelność oraz lekkość, najlepiej nadaje się dla

dużych ilości obrotów, przy czym, jak wykazała praktyka parowozowa, można go stosować z powodzeniem w silnikach o większych mocach, do 2000 KM i wyżej. Tak samo stosowana w parowozach temperatura pary dolotowej do 400° C nie stanowi przeszkody w uzyskaniu niezawodnej pracy suwaka.

Do wad suwaków należy, otrzymywana przy nich, większa przestrzeń szkodliwa, specjalnie w porównaniu z zaworami umieszczonymi w łożach, oraz mniej korzystny przebieg dławienia pary na wlocie przy większych napełnieniach. Zbytne powiększanie skoku suwaka dla uzyskania większej szybkości zamykania kanału nie jest pożądane, ze względów konstrukcyjnych, gdyż wzrasta długość skrzynki suwakowej, oraz ze względu na wzrost sił bezwładności w mechanizmie stawidłowym, co jest specjalnie ważne przy większych średnicach suwaków.

Podkreślaną często w literaturze wadą suwaków pojedynczych, wynikającą ze ściślejszej zależności od siebie wszystkich punktów charakterystycznych wykresu indykatorowego, należy uważać za przesadzaną, gdyż przy odpowiednim doborze krzywej centralnej, gwarantującej utrzymywanie się w dopuszczalnych granicach położenia wlotu i wylotu przedzwrotowego, zmniejszanie się kompresji przy wzroście napełnienia jest korzystne z punktu widzenia zasady *Stumpfa*, według której najekonomiczniejsze pole wykresu indykatorowego otrzymuje się wówczas, gdy spadek ciśnienia pary przy rozprężaniu jest równy różnicy ciśnień przy kompresji. Jeżeli oddziela się czasami (rys. 12) sterowanie wlotu od sterowania, stałym mimośrodem i oddzielnym suwakiem, wylotu, to jest to przede wszystkim podyktowane korzyściami termicznymi, wynikającymi stąd, że para wylotowa nie oziębia wówczas tak intensywnie kanału doprowadzającego parę świeżą do cylindra.

Jeżeli chodzi o stawidła zewnętrzne nawrotne, służące do napędu suwaków, to w nowoczesnych silnikach samochodowych najbardziej rozpowszechniły się stawidła jarzmowe, a mianowicie najczęściej jest stosowane stawidło

z dwoma mimośrodkami i ostrymi kątami przodowania, typu *Stefensona*, rzadziej — stawidło ortogonalne, rozpowszechnione w parowozach, typu *Walschaerta-Heusingera*.

W silnikach szybkoobrotowych, specjalnie nieprzelotowych, lepsze rezultaty rozrządu pary

osiąga się przy stawidła *Stefensona*, które przy swojej krzywej centralnej w postaci paraboli daje nieduże zmniejszenie się wylotu przed-

zwrotowego przy większych napełnieniach, poza tym powiększenie się w nim liniowego wlotu przedzwrotowego przy mniejszych napełnieniach jest korzystne, gdyż z tymi napełnieniami pracuje przeważnie silnik przy dużej ilości obrotów.

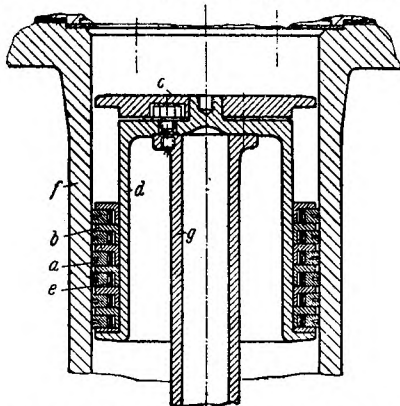
Stawidło *Walschaerta-Heusingera*, charakteryzujące się krzywą centralną w postaci linii prostej ze stałym liniowym wlotem przedzwrotowym, nadaje się bardziej dla silników szybkobieżnych przelotowych.

7. Tendencje w kierunku usunięcia smarowania cylindrów

Zanieczyszczenie pary wylotowej smarem z cylindra stanowi dużą wadę tłokowych silników parowych w porównaniu z turbinami parowymi. Odnosi się to przede wszystkim do silników pracujących z kondensacją oraz z przeciwpłynnością, w których wykorzystuje się skropliny do zasilania kotłów, względnie parę wylotową do celów fabrykacyjnych. W obu wypadkach muszą być stosowane odoliwiacze, oczyszczające skropliny, względnie parę wylotową, z oleju porwanego parą z cylindra. Odoliwiacze komplikują całość urządzenia, a poza tym sprawne ich działanie pozostawia często dużo do życzenia.

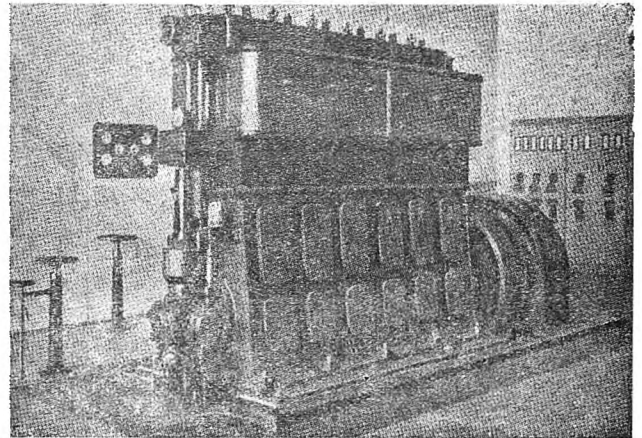
Sprawa usunięcia smarowania olejem gładzi cylindrowej w tłokowych silnikach parowych stanowi poważny problem, który, jak dotychczas, nie został jeszcze w pełni rozwiązany. Smarowanie grafitem nie dało dobrych rezultatów. Tak samo uszczelnienie przy pomocy labiryntu, przy którym luz między tłokiem z nacięciami a gładzią wynosił 0,1 mm, dało duże straty od przechodzenia pary z jednej strony tłoka na drugą, ze względu na to, że minimalny ten luz ciężko było sprawdzić jako też utrzymać w ruchu. Najlepsze rezultaty otrzymano stosując pierścienie uszczelniające węglowe w dużej ilości, specjalnie wykonane i założone na tłoku (rys. 13).

Pionowy, sześciocylindrowy silnik z takimi pierścieniami, o mocy 440 KM i 750 obr/min,



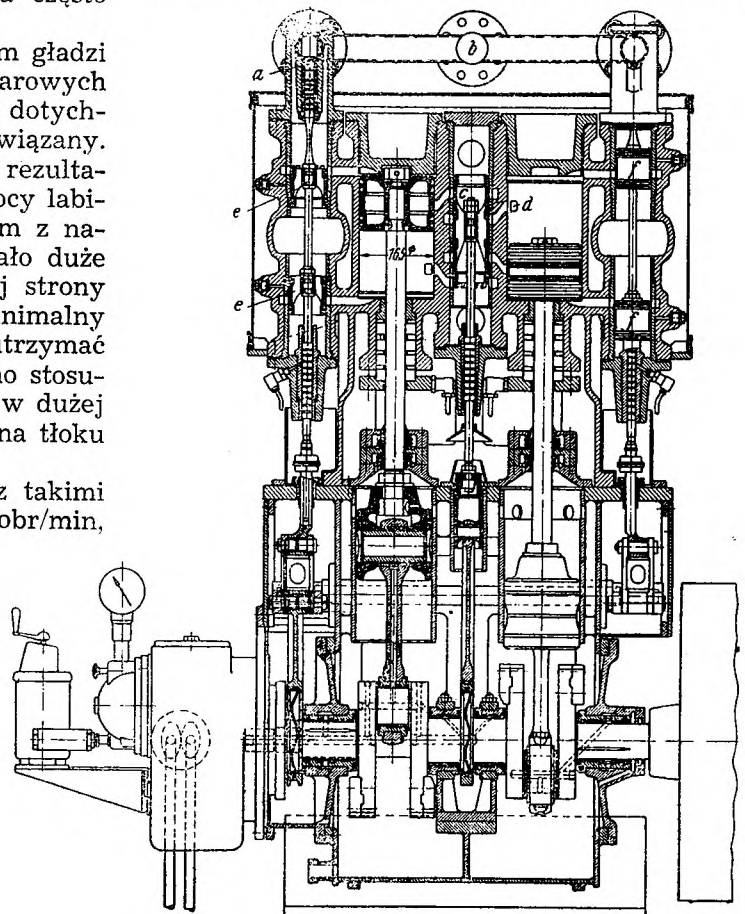
Rys. 13. Tłok z pierścieniami węglowymi silnika pokazanego na rys. 14; a — pierścienie węglowe, b — komory pierścieniowe, c — pokrywa tłoka, d — korpus tłoka, e — sprężyny dociskające pierścienie, f — cylinder, g — trzon tłokowy.

przy 43 at a i 380°C dla pary dolotowej, został zbudowany przez Zakłady Skoda (rys. 14) w roku 1942 i, jak wynika z prasy (VDI 1945 nr



Rys. 14. Widok sześciocylindrowego silnika parowego Skoda.

5/6, str. 64), pracował około 800 godzin bez jakichkolwiek uszkodzeń pierścieni przy małym zużyciu pary. Duża ilość cylindrów o małej



Rys. 15. Silnik parowy stały, dwucylindrowy, pionowy. Moc 140 KM, ilość obrotów 600 obr/min, ciśnienie pary dolotowej 17 at n, przeciwpłynność 0,5 at n; a — odciążenie suwaka, b — dolot pary, c — suwak sterujący wylot, d — szczeliny wylotowe, e — suwak z wlotem wewnętrznym, f — suwak z wlotem zewnętrznym.

średnicy wynika stąd, że pierścienie węglowe nie mogły być wykonane o większych wymiarach ze względu na niebezpieczeństwo ich złamania. W ciągu podanej ilości godzin pracy silnika zaoszczędzono ponad 5000 kg smaru cylindrowego.

Opis silników wykonanych

1. Silniki stałe

Nowoczesne tłokowe silniki parowe stałe buduje się przeważnie jako przeciwpiężne, ze względu na zalety, które zostały już omówione.

Jako pierwszy przykład, pokazany jest na rys. 15 dwucylindrowy silnik pionowy przelotowy o mocy 140 KM i 600 obr/min, pracujący z ciśnieniem pary dolotowej 17 at n i temp. 350° C, przy przeciwpiężności 0,5 at n, w wykonaniu Zakładów Halberg w Ludwigshafen. Dla zmniejszenia kompresji, co jest tutaj konieczne ze względu na niewielkie ciśnienie pary dolotowej oraz przeciwpiężność, szczeliny wylotowe *d* są przesunięte ze środka gładzi cylindrowej, przy czym wylot przedzwrotowy przez nie steruje suwak *c*, a kompresję — tłok. Suwak *c* obsługuje oba cylindry.

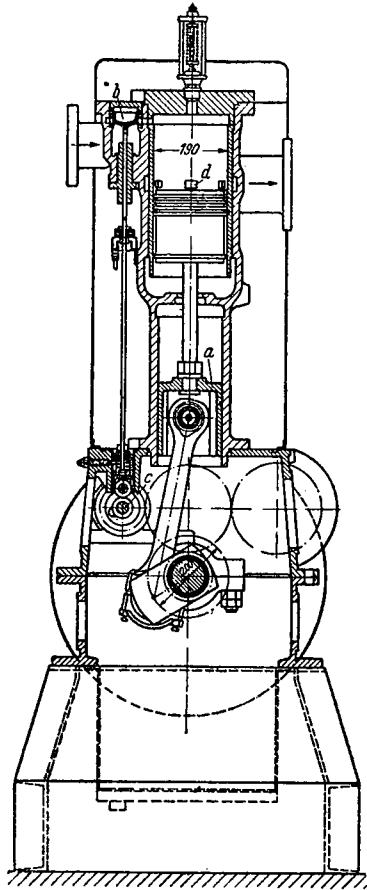
Sterowanie wlotu, dla każdego cylindra oddzielnie, wykonują suwaki *e* i *f*, przy czym dla uzyskania prostego ich napędu za pomocą jednego mimośrod, co jest możliwe przy korbach wału ustawionych pod kątem 180°, zastosowano w jednym suwaku wlot zewnętrzny, w drugim — wewnętrzny.

W silnikach stałych, nie ruszających często pod pełnym obciążeniem, jest dopuszczalne, przy dwóch wykorbieniach wału, diametralne ustawienie wykorbień. Mimośród napędzający suwaki wlotowe znajduje się pod wpływem regulatora osiowego, zaś mimośród napędzający suwak wylotowy jest zaklinowany na stałe. Przewodnice wodzików zostały wykonane jako tulejowe, przy czym dla ochrony ich gładzi od skroplin z dławnic cylindrowych zastosowano zamknięcie tulei od góry niedużymi dławnicami. Rama silnika, całkowicie zamknięta, została wykonana jako spawana.

Rys. 16 przedstawia silnik pionowy dwucylindrowy, przelotowy, jednostronnego działania, o mocy 145 KM i ilości obrotów 1000 obr/min, pracujący z ciśnieniem pary dolotowej 15 at n i temperaturze 300° C, oraz z przeciwpiężnością 0,5 at n. Jest to silnik czysto przelotowy, w którym wlot do cylindrów sterują niewielkie suwaczki napędzane krzywkami umieszczonymi na wałku stawidłowym *c*. Zastosowanie jednostronnego działania pozwala uniknąć dławnic trzonów tłokowych, które normalnie w ruchu sprawiają pewne kłopoty wywołane ich nieuszczelnnością, natomiast straty wewnętrzne w tych silnikach są większe ze względu na niższą średnią temperaturę ścianek cylindra. Tak samo

otrzymuje się w tym wypadku większą nierównomierność biegu silnika oraz większy jego ciężar przy danej mocy.

Najczęstszym rozwiązaniem jest, tak jak pokazano na rysunku, rozwiązanie z wodzikiem, gdyż umieszczenie czopa korbowodu bezpośrednio w tłoku, tak jak w silnikach spalinywych, wywołuje tutaj dużą trudność związaną z uzyskaniem dobrej szczelności, między pierścieniami tłokowymi a gładzią cylindrową, zapewniającej nieprzeciekanie skroplin do karteru silnika. W rozwiązaniu z wodzikiem skropliny przedostające się na drugą stronę tłoka zbierają się na przegrodzie, umieszczonej nad prowadnicą wodzika i za pomocą rurek odprowadzających odprowadzane są na zewnątrz.



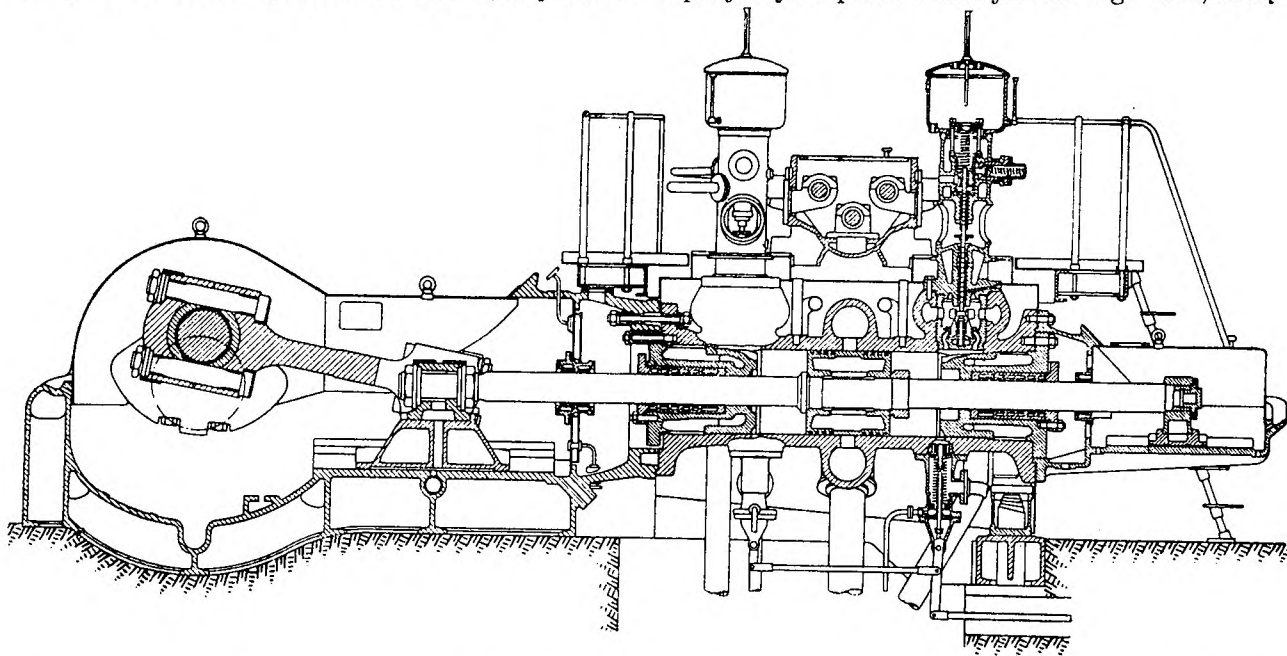
Rys. 16. Silnik parowy stały, dwucylindrowy, jednostronnego działania. Moc 145 KM, ilość obrotów 1000 obr/min, ciśnienie pary dolotowej 15 at n, przeciwpiężność 0,5 at n, *a* — wodzik, *b* — suwak sterujący wlot, *c* — wałek sterowniczy, *d* — szczeliny wylotowe.

Tłokowy silnik parowy, ze względu na jego dużą przeciążalność oraz nawrotność, jest idealnym silnikiem do napędu walcarek w hutach. O ile stary silnik parowy nie mógł pod wielu względami współzawodniczyć z silnikiem elektrycznym, o tyle obecnie obserwuje się w tej dziedzinie znowu nawrot do nowoczesnych tłokowych silników parowych, budowanych jako wielocylindrowe, najczęściej 3 ÷ 5 cylindrowe o pojedynczym rozprze-

niu pary, które przy spokojnym biegu ruszają pod pełnym obciążeniem z każdego położenia korb przy małych napełnieniach.

Na rys. 17 i 18 pokazany jest silnik tego typu w wykonaniu Demaga. Jest to poziomy trzy-cylindrowy silnik o mocy 4000 KM, przelotowy, pracujący z ciśnieniem pary dolotowej, wynoszącym 36 at n. Przy 300 obr/min napędza walce za pośrednictwem przekładni kół zębatach. Ze

czym obie te rury łączą się następnie w jeden przewód doprowadzający parę do kondensatora. Jeżeli oba te zawory są zamknięte, to silnik pracuje na czysty upust i sterowanie wylotu wykonują zawory z dyfuzorami. Przy pracy silnika z czystą kondensacją otwiera się zawory na przewodach idących od szczelin oraz unieruchamia się zawory z dyfuzorami za pomocą specjalnych, przewidzianych do tego celu, urzą-



Rys. 17. Trzycylindrowy silnik parowy przelotowy do napędu walcarek. Moc 4000 KM, ilość obrotów 300 obr/min, ciśnienie pary dolotowej 36 at n, stawidło hydrauliczne.

względem na ciężkie warunki pracy w hutach, silnik jest całkowicie okapturzony, przy czym zastosowano w nim stawidło hydrauliczne, którego wszystkie części są zakryte i pracują w oleju, gwarantuje niezawodność pracy.

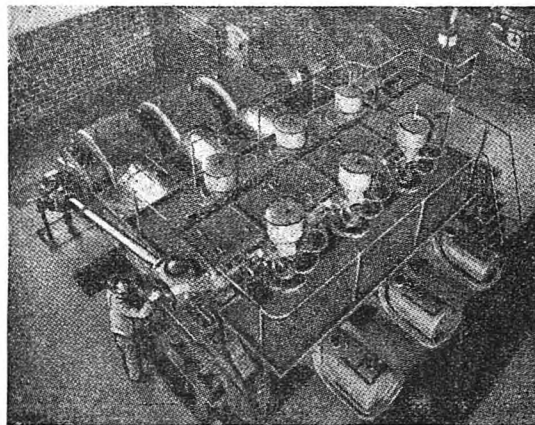
Dla zmniejszenia dużej kompresji silnika przelotowego, co może mieć znaczenie specjalne przy ruszaniu, zastosowano, jak to widoczne jest z rysunku, pomocnicze zawory wylotowe, umieszczone w dolnej części cylindra.

Z nowoczesnych tłokowych silników upustowych, ciekawe rozwiązanie, w wykonaniu Pierwszej Berneńskiej, pokazane jest na rys. 19. Jednocylindrowy ten silnik posiada moc 300 KM i ilość obrotów 350 obr/min, przy średnicy cylindra 345 mm oraz skoku 350 mm. Ciśnienie pary dolotowej wynosi 14 at a, ze względu na dostosowanie go do istniejącej instalacji kotłowej, ciśnienie pary pobieranej — 3 at a, próżnia przy pracy na kondensator — 90%.

Wlot sterują normalne zawory z dyfuzorami, dla wylotu zaś przewidziane są dwa rodzaje organów sterujących: zawory z dyfuzorami przy pracy z poborem pary, oraz dwa rzędy szczelin przy pracy z kondensacją.

Na dwóch rurach, odprowadzających parę ze szczelin, mieszczą się zawory odcinające, przy

dzieli po obu stronach cylindra. Jeżeli zostanie unieruchomiony tylko jeden zawór wylotowy, to przy jednym, otwartym po tejże samej stronie zaworze, na rurze wylotowej idącej od szczelin, silnik pracuje jedną stroną na kondensację, drugą zaś na wydmuch.



Rys. 18. Widok silnika z rys. 17.

Dla samoczynnej regulacji przewidziane są po każdej stronie regulatory, z których każdy oddziałuje na jeden mimośród napędza-

jący zawór wlotowy, przy czym utrzymywane są jednakowe napełnienia, zależne od pobieranej mocy i pary. Przy pracy na upust i kondensację, ilość pary pobieranej z jednej tylko strony musi być zmieniana zależnie od potrzeb. W tym celu w mechanizmach napędzających zawory wlotowe przewidziane są urządzenia, pozwalające na ręczną zmianę napełnienia tylko po jednej stronie, przy zachowaniu przy tym stałego wlotu przedwrotowego. Jeżeli np. pobór pary wzrośnie, to zmniejsza się ręcznie napełnienie po stronie pracującej z kondensacją, przy czym, oczywiście, regulator samoczynny automatycznie powiększa napełnienia po obu stronach celem wyrównania mocy. Gdyby

tnio wybudowanych należy wymienić, budowane obecnie w Polsce na Stoczni Gdańskiej rudowęglowce.

Dla uzyskania możliwie długich rejsów okrętów przy określonych zapasach paliwa, dąży się przy projektowaniu silników okrętowych do wysokiej ich sprawności, a więc małego zużycia pary na 1 KMh. Przy okazji można zaznaczyć, że pierwsze silniki zainstalowane na okrętach pochłaniały tak wielkie ilości paliwa, że zapasy jego często nie wystarczały na dojechanie do zamierzonego celu, np. w czasie pierwszej podróży okrętu z napędem parowym z Ameryki do Anglii w roku 1819, trwającej ogółem 25 dni, paliwa na opalenie kotłów starczyło tyl-

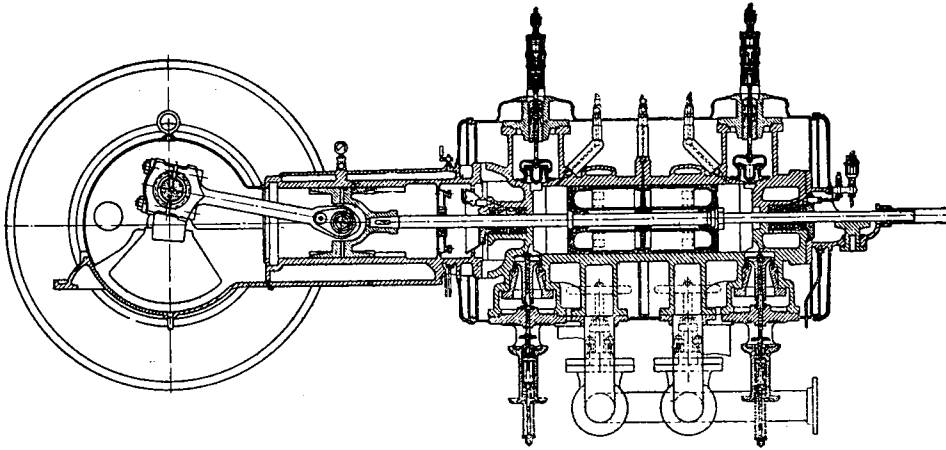
ko na 18 dni, w ciągu pozostałego tygodnia jazda odbywać się musiała przy pomocy żagli.

Nowoczesne wysokosprawne silnikowe urządzenia okrętowe charakteryzują się wysokim ciśnieniem pary dolotowej, wysokim jej przegrzewem, wielostopniowym rozprężaniem oraz międzystopniowymi przegrzewami pary. Silnik taki zajmuje co prawda wię-

cej miejsca, jest bardziej skomplikowany i ciężki, tym niemniej jednak możliwości jego umieszczenia na okręcie są o wiele korzystniejsze, aniżeli np. w wypadku pojazdów lądowych (samochodów, traktorów, pojazdów szynowych), przy których pomimo tego, że zmniejszenie zapasów paliwa odgrywa bardzo ważną rolę, należy zrezygnować z wysokiej sprawności silnika, dążąc, specjalnie przy lekkich pojazdach, do uzyskania małych jego wymiarów i ciężaru.

Jako przykład nowoczesnego silnika okrętowego wysokosprawnego, pokazany jest na rysunku 20 silnik wybudowany przez *Deschimag* w Bremie, o mocy 1000 KM. Część wysokoprężną i średnioprężną stanowią cylindry silnika tłokowego, natomiast jako ostatni stopień rozprężania zastosowano turbinę parową, gwarantującą lepsze, aniżeli w silniku tłokowym, opanowanie ciepłota w granicach niskich ciśnień, w tym wypadku między ciśnieniem 0,382 at a przed turbiną i 0,022 at a w kondensatorze.

Część wysokoprężna składa się z dwóch cylindrów ułożonych posobnie jeden nad drugim, pracujących jednostronnie. Para dolotowa o ciśnieniu 55 at a i 440° C rozpręża się najpierw w górnej części cylindra górnego do ciśnienia 32 at a, a następnie w dolnej części cylindra



Rys. 19. Jednocylinndrowy silnik parowy upustowy. Moc 300 KM_i, ilość obrotów 350 obr/min, ciśnienie pary dolotowej 14 at a, przeciwprężność 3 at, próżnia przy pracy na kondensator 90%.

odwrotnie, powiększyć napełnienie po stronie upustu, to powstała by niekorzystna sytuacja, ze względu na możliwość łatwego rozbiegania się silnika przy nagłych spadkach obciążeń.

Ręczne zmniejszanie napełnienia po jednej stronie może być uskuteczniiane w granicach do 20%. Silnik ten charakteryzuje się długą tuleją cylindrową oraz długim tłokiem. Zawory dyfuzorowe rozwiązane są normalnie, tak jak wszystkie tego typu stawidła w wykonaniu Pierwszej Berneńskiej.

2. Silniki okrętowe

Nowoczesny tłokowy silnik parowy posiada szerokie zastosowanie jako silnik napędowy w budownictwie okrętów. Takie zalety tego silnika, jak wysoka niezawodność ruchu, przeciążalność i nawrotność, umożliwiające szybkie manewrowanie okrętom, zapewniają mu dominujące znaczenie w zastosowaniu przede wszystkim do jednostek morskich mniejszych, w których wymagana moc silnika nie przekracza ok. 4000 KM. Duże jednostki, głównie pasażerskie, napędzane są przy pomocy turbin parowych, względnie silników Diesla.

W obecnym stanie, około 75% wszystkich jednostek morskich posiada napęd za pomocą tłokowych silników parowych, przy czym z osta-

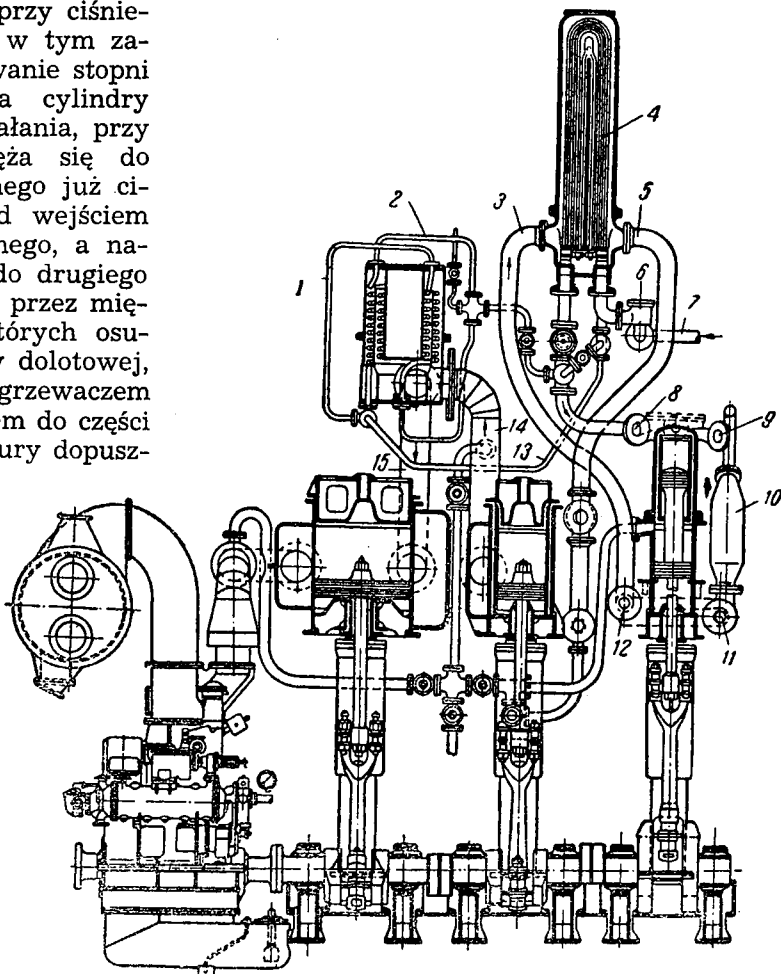
dolnego do 13,6 at a. Oba tłoki umieszczone są na jednym trzonie i pracują na jeden mechanizm korbowy. Takie rozwiązanie części wysokoprężnej jest bardzo korzystne ze względu na uniknięcie dławnicy trzona tłokowego między obu stopniami. Dławnice te pracują na ogół bez większych niespodzianek w ruchu przy ciśnieniach pary niższych od 35 at n i w tym zakresie ciśnień niecelowe jest stosowanie stopni o jednostronnym działaniu. Oba cylindry średnioprężne są dwustronnego działania, przy czym w pierwszym para rozpręża się do 3,4 at a, a w drugim — do podanego już ciśnienia przed turbiną. Para przed wejściem do pierwszego stopnia średnioprężnego, a następnie tak samo przed wejściem do drugiego stopnia średnioprężnego, przechodzi przez międzystopniowe przegrzewacze, w których osusza się kosztem ciepła świeżej pary dolotowej, której temperatura z 550° C za przegrzewaczem kotła spada do 440° C przed wejściem do części wysokoprężnej, a więc do temperatury dopuszczalnej ze względu na smarowanie cylindra wysokoprężnego. Uzyskano w tym urządzeniu silnikowym, jak już podano poprzednio, zużycie pary wynoszące 2,3 kg/KM h, co przy osiągniętej sprawności kotła opalanego paliwem płynnym ($K = 10000$ kcal/kg), wynoszącej 90%, daje bardzo wysoki procent ogólnego wykorzystania ciepła w urządzeniu napędowym okrętu.

Stawidło wewnętrzne silnika — zaworowe, stawidło Kluga. Cylindry średnioprężne zewnętrzne — nawrotne syst. dają napęd na oddzielne mechanizmy korbowe, tak że na wale obrotów wału wynosi 115 obr/min.

Turbina parowa, posiadająca 6 stopni reakcyjnych oraz wykonywującą 7250 obr/min, daje napęd na ten sam wał co silnik tłokowy, za pośrednictwem dwóch dużych przekładni zębatych, między którymi umieszczone zostało sprzęgło hydrauliczne dla elastycznego połączenia turbiny z silnikiem tłokowym. Sprzęgło to umożliwia powolne włączenie do pracy turbiny oraz szybkie jej odłączenie, co jest konieczne, gdyż turbina pracuje tylko przy ruchu naprzód, natomiast przy ruchu wstecz oraz przy manewrach okrętu, ze względu na nienawrotność turbiny, pracuje tylko silnik tłokowy.

Z innych nowoczesnych rozwiązań silników okrętowych, należy jeszcze wymienić szybkobieżny silnik projektu Lentza. Jest to sześciocylindrowy silnik pionowy o ilości obrotów 2500 obr/min i mocy 600 KM, pracujący z ciśnieniem pary dolotowej 30 at n i temperaturze

300° C. Dużą zaletą tego silnika jest mały ciężar przypadający na jednostkę mocy, a mianowicie 2,75 kG/KM₁ (w literaturze nie podano, czy wliczony w to został ciężar dużej przekładni kół zębatych), podczas gdy dla innych, wolnobieżnych silników okrętowych, wielkość ta wy-



Rys. 20. Wysokosprawny parowy silnik okrętowy.

nosi 35 ÷ 40 kG/KM. Jednostkowe zużycie pary w tym silniku jest wyższe, niż w opisanym poprzednio urządzeniu wysokosprawnym.

3. Silniki samochodowe

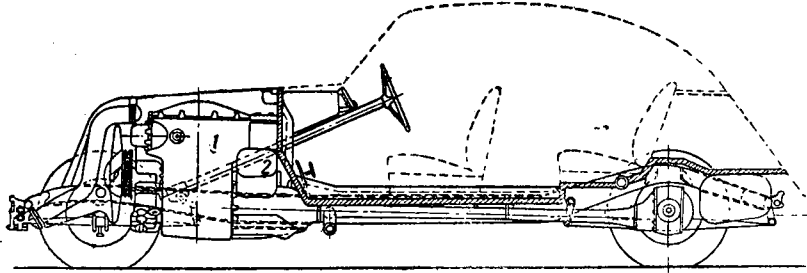
Próby wprowadzenia tłokowego silnika parowego do napędu pojazdów mechanicznych były już robione w końcu wieku 18 (Cugnot), a następnie w końcu wieku 19 (Bolle, Le Blanc, Serpollet), jednakże wszystkie one skończyły się niepowodzeniem, gdyż ówczesny tłokowy silnik parowy wprawdzie zapewniał idealnie dobry rozruch, jednak nie spełniał warunków dotyczących ciężaru, miejsca zajmowanego i ekonomiczności.

Dopiero nowoczesny silnik parowy tłokowy szybkobieżny i wysokoprężny mógł spełnić te wszystkie wymagania, jakie stawia się silnikowi służącemu do napędu pojazdów mechanicznych, a specjalnie pojazdów mechanicznych lekkich. Oczywiście, miała rolę w rozwoju

nowoczesnych samochodów parowych odegrał także, idący równoległe z rozwojem silników, rozwój kotłów parowych trakcyjnych, przy czym zastosowanie wysokich ciśnień pary oraz

lekkich i zwięzłych, nadających się nawet do bardzo lekkich samochodów.

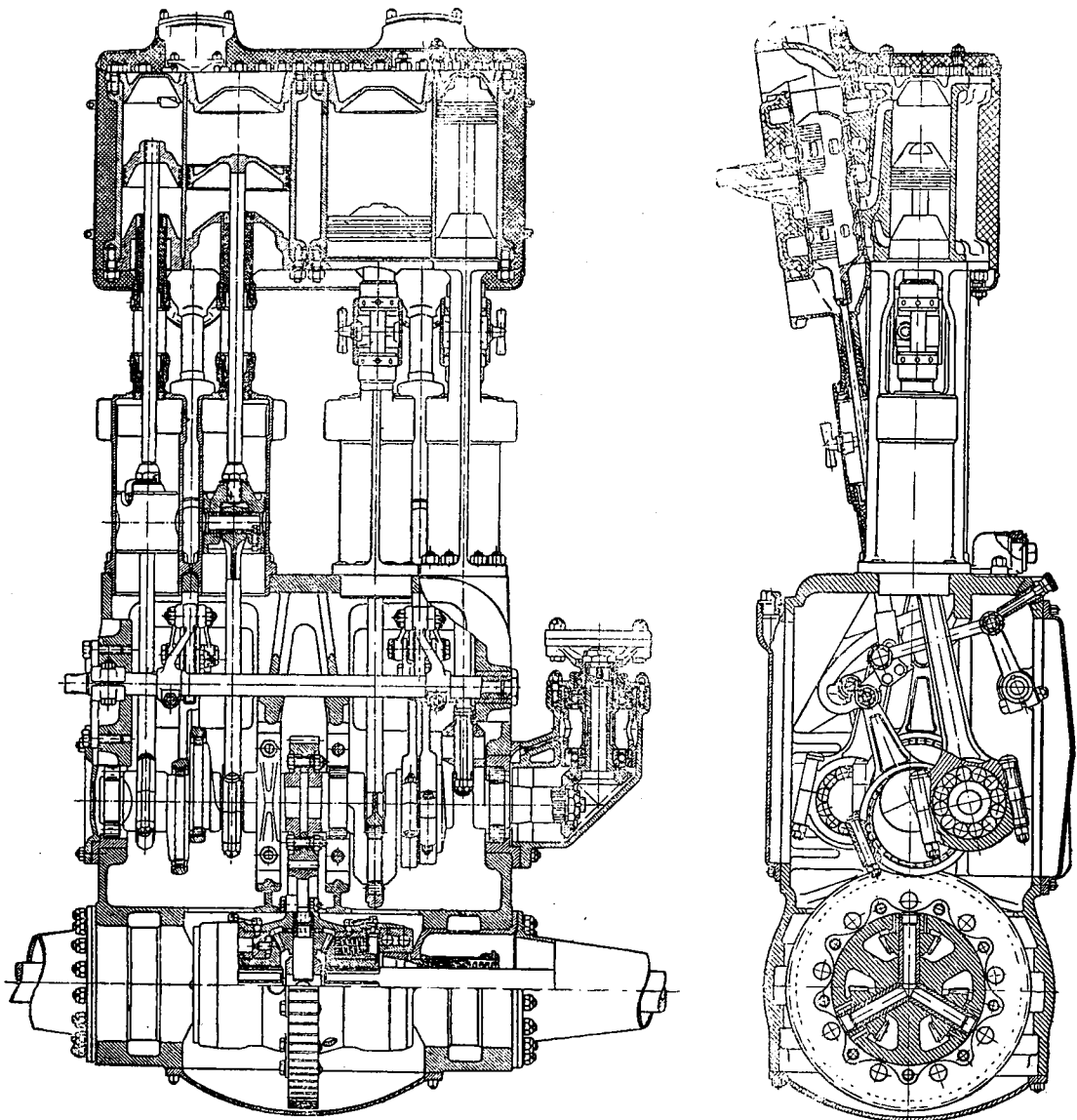
Pierwszy nowoczesny samochód parowy z szybkoobrotowym silnikiem (do 1000 obr/min) oraz z wysokoprężnym kotłem (100 at n), stworzyli bracia Doble w Ameryce około roku 1925. Samochód ten stał się wzorem dla szeregu innych konstrukcji, które powstały później tak w Ameryce jak w Europie. Dla przykładu pokazany jest na rys. 21 lekki osobowy samochód parowy f-my Doble, konstrukcji z roku 1936. Jak widać z rysunku, wszystkie agregaty urządzenia napędowego, zajmujące nie-



Rys. 21. Samochód parowy f-my Doble z roku 1936.
1 — wysokoprężny generator pary, 2 — tłokowy silnik parowy czterocylindrowy o potrójnym rozprężaniu.

opalania przy pomocy paliwa płynnego (gorzszych gatunków), przy pełnej automatyzacji pracy kotła, umożliwiło powstanie konstrukcji

wiele miejsca, zostały rozmieszczone bardzo zwięzle, przy czym tak kocioł wysokoprężny (1), jak silnik tłokowy czterocylindrowy o po-



Rys. 22. Parowy silnik samochodowy Doble.

trójnym rozprężaniu (2), zostały umieszczone z przodu pod maską samochodu. Napęd od silnika, bez pośrednictwa skrzynki biegów, przekazuje się za pomocą wału *Cardana* na tylną oś.

Rys. 22 przedstawia silnik zastosowany w pierwszych nowoczesnych samochodach *Doble*. Jest to silnik czterocylindrowy przy dwóch pracujących równolegle grupach, zawierających po dwa cylindry sprzężone. Wykorobienia wału w każdej grupie są przesunięte względem siebie o 180° , co daje możliwość rozwiązania sterowania wlotu i wylotu pary w obu cylindrach sprzężonych przy pomocy jednego suwaka. Suwak tłoczkowy posiada przestrzeń wewnętrzną zamkniętą, przy czym odgrywa ona rolę przelotni przy przejściu pary z cylindra wysokoprężnego do cylindra niskoprężnego.

Przeźren skrzynki suwakowej poza suwakiem jest wypełniona parą wylotową z cylindra niskoprężnego, o ciśnieniu około 2. at a, przy czym parę tę zużytkowuje się następnie do napędu dwóch małych turbin parowych, uruchamiających urządzenia pomocnicze samochodu.

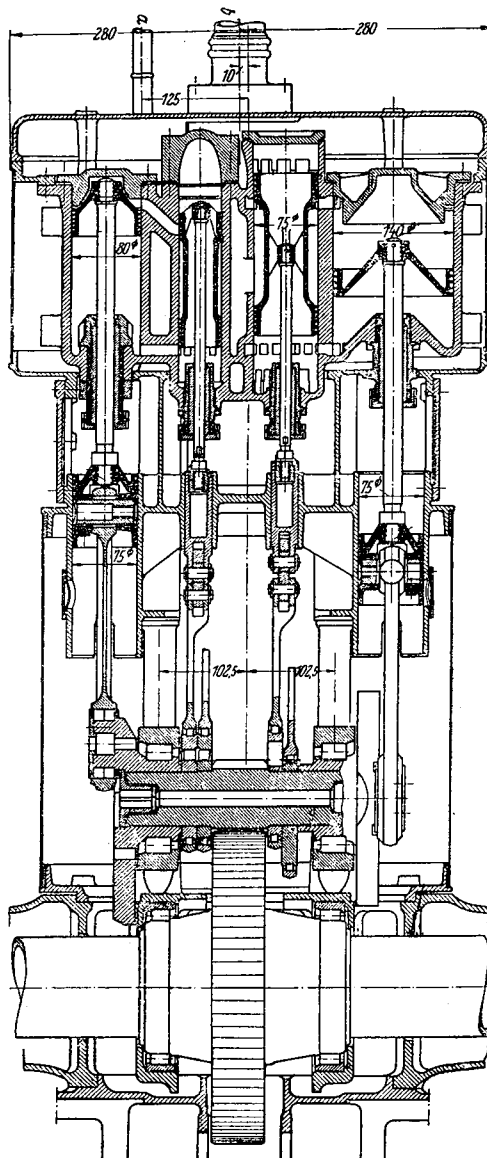
Wykorobienia wału obu grup cylindrów są przesunięte względem siebie o 90° , co daje możliwość ruszania z miejsca pod pełnym obciążeniem przy dowolnym położeniu korb.

Jako stawidło zewnętrzne zostało zastosowane stawidło nawrotne jarzmowe *Stefensona* z dwoma mimośrodami napędzającymi jarzmo. Zmianę napełnienia oraz kierunku jazdy uskutecznia się przez przesuwanie jarzma w stosunku do drążka suwakowego, za pośrednictwem odpowiedniego układu dźwigni. Mimośrody są odkute wspólnie z wałem. Pokrywy mimośrodowe osadzone są na mimośrodach nie ślizgowo, lecz za pośrednictwem rolek, tak samo jak korbowody na wykorobieniach wału. W środku wał wykorobiony jest dzielony, przy czym w miejscu podziału osadzone jest koło zębate przekładni, przekazującej napęd na tylne koła samochodu. W drugie koło zębate przekładni wbudowany jest mechanizm różnicowy.

W porównaniu z samochodowymi silnikami spalinowymi, widoczna jest tutaj duża prostota w rozwiązaniu napędu, gdyż odpada skrzynka biegów z wszystkimi jej akcesoriami oraz koniecznością dokonywania przełączeń zazębnień w czasie jazdy. W silnikach parowych zmianę momentu obrotowego, zależnego od ilości obrotów, uskutecznia się w sposób ciągły za pomocą zmiany napełnienia cylindrów. Przy stosowanych maksymalnych napełnieniach cylindrów do 80%, silniki parowe dają bardzo duży moment rozruchowy, gwarantujący duże przyspieszenie pojazdu w czasie ruszania z miejsca (do 3 m/sec^2). Ta własność samochodów parowych jest np. bardzo pożądana w autobusach komunikacji miejskiej ze względu na częste ich

przystanki, przy czym, jak wykazały badania, średnia ich szybkość powiększa się o około 30% w porównaniu z autobusami mającymi napęd przy pomocy silników spalinowych.

Samochód parowy *Doble* był sprowadzony w roku 1931 do Niemiec, gdzie przeprowadzono szereg badań, w wyniku których Zakłady *Henschla* opracowały projekty urządzeń parowych o mocach 110 KM i 150 KM dla autobusów i ciężarówek. Silnik parowy do tych urządzeń pokazany jest na rys. 23. W odróżnieniu



Rys. 23. Parowy silnik samochodowy *Henschla*.

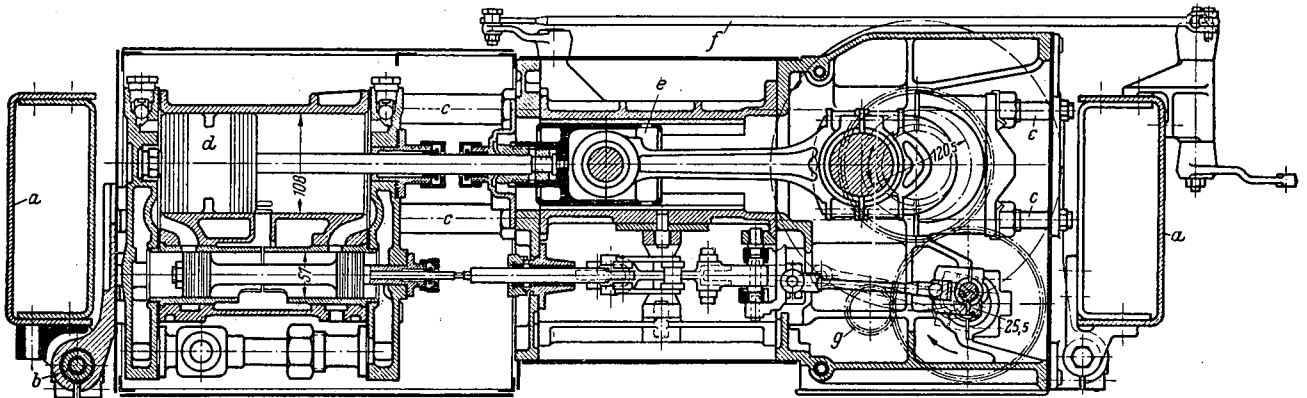
od silnika *Doble*, zastosowano w nim tylko dwa cylindry sprzężone, napędzające wał z dwiema korbami na jego końcach, osadzonymi pod kątem 90° .

Każdy cylinder ma swój organ sterujący w postaci suwaka tulejowego, napędzanego za pomocą stawidła zewnętrznego *Stefensona*. Ułoż-

zyskowanie wału, osadzenie łożów korbowych korbowodów oraz pokryw mimośrodowych stawidła Stefensona, rozwiązane zostało przy zastosowaniu łożysk rolkowych. Napęd na tylne koła samochodu rozwiązany został podobnie jak w samochodzie Doble, przy czym małe koło zębate przekładni zostało odkute razem z wałem. Silnik ten charakteryzuje się łatwym montażem oraz łatwym dostępem do poszczególnych jego części. Maksymalna ilość obrotów wału głównego wynosi 1700 obr/min.

ze sobą za pomocą przewodu, poprowadzonego między pokrywami cylindrowymi, odpowiednio ukształtowanymi.

Na pokrywach umieszczone są zawory bezpieczeństwa, których obecność jest ważna ze względu na możliwość hamowania kontrparą. Jako stawidło zewnętrzne nawrotne zostało zastosowane w tym silniku stawidło *Walschaerta-Heusingera*, które daje krzywą centralną w postaci linii prostej. Silnik jest umieszczony poziomo w poprzek ramy samochodu, przy czym



Rys. 24. Parowy silnik samochodowy f-my Delling Motors Co.

Jako trzeci przykład silników samochodowych parowych, pokazany jest na rys. 24 amerykański silnik f-my Delling Motors Co. Jest to trzycylindrowy silnik o pojedynczym rozprężaniu pary, niskoprężny, o mocy 90 KM. Dla polepszenia warunków wylotu i sprawności wewnętrznej, zastosowano w cylindrach przelotowość, przy czym dla zmniejszenia kompresji, ze względu na niskie ciśnienie pary dolotowej, wylot pary jest sterowany dodatkowo jeszcze przez suwak o wylocie wewnętrznym, celem uzyskania dogodnego połączenia przestrzeni wylotowej skrzynki suwakowej z kanałami wylotowymi szczelin cylindrowych.

Obie przestrzenie wlotowe skrzynki suwakowej, przy nietulejowym suwaku, są połączone

z rysunku jest widoczne jego zawieszenie, umożliwiające łatwe zdjęcie całości z ramy. Napęd na tylną oś odbywa się za pomocą wału *Cardana* bez skrzynki biegów.

Biorąc pod uwagę duże zalety tłokowego silnika parowego w zastosowaniu do napędu pojazdów mechanicznych, a przede wszystkim jego piękną charakterystykę dynamiczną, należy oczekiwać w tej dziedzinie nowych prac oraz rozwiązań konstrukcyjnych. Jednym z poważnych problemów, czekających na należyte rozwiązanie, jest przejście na paliwa stałe w urządzeniach trakcyjnych wysokoprężnych. Rozwiązanie tego zagadnienia przyczyni się niewątpliwie do większego rozpowszechnienia napędu parowego w pojazdach mechanicznych.

NALEŻNOŚCI z tytułu prenumeraty PROSIMY WPLACAĆ NA KONTO ADMINISTRACJI CZASOPISM TECHNICZNYCH NOT PKO I-4665, podając na blankiecie w sposób czytelny 1) imię i nazwisko, 2) dokładny adres, 3) ilość egzemplarzy, 4) okres, za który prenumerata została opłacona.

PRENUMERATA NORMALNA — kwartalnie zł 600,— rocznie zł 2.400,—

PRENUMERATA ULGOWA — kwartalnie zł 450,— rocznie zł 1.800,—

Prenumerata ulgowa przysługuje pracownikom przemysłu, uczniom szkół zawodowych i studentom wyższych uczelni przy zgłoszeniach zbiorowych co najmniej 10 egzemplarzy.

O podstawach teoretycznych konstrukcji manometrów różnicowych, naczyniowych ze wstawką pierwiastkującą

Inż.-mech. ADAM TADEUSZ TROSKOLAŃSKI
i inż.-mech. TADEUSZ VORBRODT

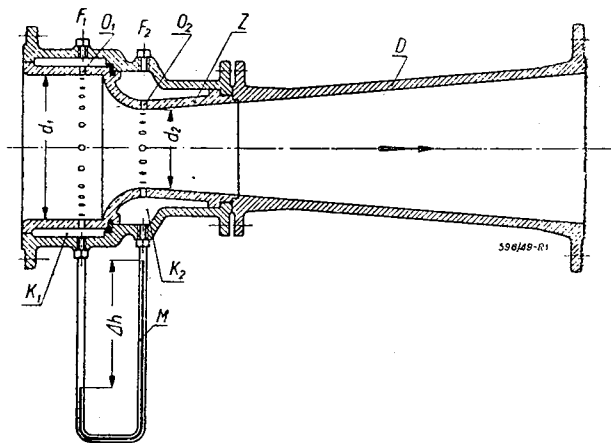
Podstawy teoretyczne konstrukcji manometrów różnicowych naczyniowych ze wstawką pierwiastkującą, stosowanych przy pomiarach natężenia przepływu przez kryzy, dysze i zwężki Venturiego. — Zasada miernicza manometrów różnicowych pierwiastkujących spadek ciśnienia. — Wyznaczenie profilu wstawki pierwiastkującej. — Manometry ze ściętą wstawką pierwiastkującą. — Manometry ze wstawką pierwiastkującą i stożkowym przejściem.

1. Wstęp*)

Pomiar natężenia przepływu za pomocą zwężki mierniczej i manometru różnicowego opiera się na proporcjonalności natężenia przepływu Q przez dowolną zwężkę (kryzę ostrobrzezną, dyszę lub zwężkę Venturiego rys. 1) do pierwiastka kwadratowego ze spadku ciśnienia mierniczego Δh , wywołanego przez tę zwężkę:

$$Q = C \sqrt{\Delta h} \quad [1]$$

Występujący w powyższym wzorze współczynnik C zależy od wielkości przekroju przewężenia F_2 , od stosunku przekroju przewężenia



Rys. 1. Zwężka miernicza Venturiego.

Z — zwężka miernicza; d_1 — średnica wlotowa zwężki; d_2 — średnica przewężenia zwężki; D — dyfuzor; M — manometr różnicowy do pomiaru spadku ciśnienia Δh ; K_1 i K_2 — obwodowe komory ciśnienia; O_1 i O_2 — otworki piezometryczne w przekrojach mierniczych F_1 i F_2 .

nia F_2 do przekroju dopływowego F_1 i od kształtu zwężki, a ponadto od rodzaju przepływającej cieczy.

Z wzoru [1] wynika, iż pomiar natężenia przepływu przy pomocy zwężki i manometru różnicowego pociąga za sobą konieczność wy-

ciągania pierwiastka kwadratowego ze spadku ciśnienia mierniczego Δh , zachodzącego pomiędzy przekrojami mierniczymi zwężki.

Z zasady pomiaru wynika również główna wada przepływomierzy tego systemu, a mianowicie mały obszar mierniczy. Obszar ten nie przekracza 1:10, ponieważ odczytanie spadku ciśnienia równego 1:100 części spadku ciśnienia maksymalnego nawet na zwykłym manometrze rtęciowym jest mało dokładne, ze względu na nieznaczną wysokość słupa rtęci (2 ÷ 5 mm).

Manometry różnicowe, stosowane łącznie ze zwężką do pomiarów natężenia przepływu dzielimy na dwie zasadnicze grupy:

- a) manometry naczyniowe zwykłe, jedno- lub dwuramienne, mierzące spadek ciśnienia,
- b) manometry naczyniowe pierwiastkujące, których wskazania są proporcjonalne do pierwiastka kwadratowego ze spadku ciśnienia.

Manometry przynależne do pierwszej grupy są stosowane najczęściej przy pomiarach dorywczych, a manometry pierwiastkujące, stanowiące najczęściej istotną część składową tzw. przyrządów rejestrujących, przy pomiarach ciągłych, gdy chodzi o rejestrowanie zmienności natężenia przepływu w czasie (przyrządy samopiszące) lub o całkowanie objętości cieczy, jaka w pewnym okresie czasu przepłynęła przez zwężkę (przyrządy sumujące).

Spośród wielu możliwych sposobów wyznaczania natężenia przepływu na podstawie pomiaru spadku ciśnienia w obrębie zwężki, wywołującej ten spadek, następujące sposoby zyskały największe rozpowszechnienie w praktyce:

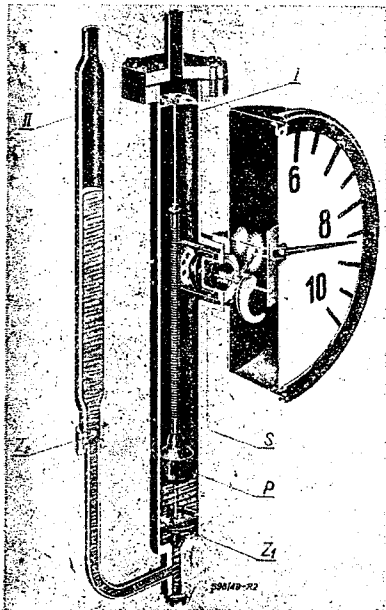
a1) pomiar spadku ciśnienia mierniczego Δh przeprowadza się przy pomocy manometru różnicowego naczyniowego, jedno- lub dwuramiennego, a wyciąganie pierwiastka kwadratowego z Δh dokonuje się sposobem rachunkowym, lub przez odczytywanie wartości Q z tablicy redukcyjnej,

a2) natężenia przepływu odczytuje się na pionowej podziałce kwadratowej manometru

*) Korespondentem niniejszego artykułu był inż.-mech. Henryk Szymański, Kierownik Sekcji Wodomierzy w Głównym Urzędzie Miar.

różnicowego jednoramiennego, wywzorcowanej całkowicie lub częściowo na drodze doświadczalnej,

b1) przez zastosowanie *krzywki pierwiastkującej* lub układu krzywek pierwiastkujących, napędzanych za pomocą pływaka, umieszczonego w ramieniu manometru, połączonym najczęściej z obszarem niższego ciśnienia. Profile krzywek pierwiastkujących są tak dobrane, iż wychylenia wskazówki przyrządu rejestrującego (rys. 2) są proporcjonalne do pierwiastka kwadratowego ze wzniosów pły-



Rys. 2. Przyrząd rejestrujący z krzywką pierwiastkującą.

I — ramię manometru, połączone z obszarem wyższego ciśnienia; II — ramię manometru, połączone z obszarem niższego ciśnienia; P — pływak; S — sprzęgło magnetyczne; Z₁ i Z₂ — zawory, zabezpieczające rtęć przed wylaniem się z manometru.

waka. Ponieważ wzniosy te są proporcjonalne do spadku ciśnienia mierniczego, przeto wychylenia wskazówki prądnościomierza są proporcjonalne do natężenia przepływu,

b2) przez odpowiednie ukształtowanie ramion manometru dwuramiennego (jedno z ramion stanowi *naczynie pierwiastkujące* o osi pionowej i odpowiednio dobranym profilu lub też naczynie cylindryczne, zaopatrzone we *wstawkę pierwiastkującą* o osi pionowej i odpowiednio dobranym profilu (rys. 3, 8 i 9), tak iż wzniosy pływaka w ramieniu, połączonym z obszarem niższego ciśnienia, są wprost proporcjonalne do natężeń przepływu.

Obszar mierniczy naczyńniowych manometrów pierwiastkowych jest ograniczony:

1. przy pierwiastkowaniu na drodze mechanicznej silnym zwiększeniem się krzywizny krzywki pierwiastkującej w dolnej części obszaru mierniczego,

2. przy pierwiastkowaniu na drodze hydraulicznej gwałtownym zmniejszaniem się promienia krzywizny u szczytu wstawki pierwiastkującej.

Podstawowym warunkiem, od którego zależy *dokładność wskazań* naczyńniowych manometrów pierwiastkujących, jest dokładne napełnienie wnętrza manometru rtęcią, stanowiącą ciecz manometryczną; jakiegokolwiek odchylenie od właściwego napełnienia powoduje błędy wskazań nie tylko w dolnym obszarze, lecz i w całym obszarze mierniczym manometru.

Zalety manometrów z naczyniem lub wstawką pierwiastkującą w porównaniu z manometrami z krzywką pierwiastkującą są następujące:

1. większy obszar mierniczy, dochodzący w nowoczesnych konstrukcjach do 1:8, podczas gdy osiągnięcie większego obszaru mierniczego jak 1:6 w manometrach z krzywką pierwiastkującą jest trudne do zrealizowania,

2. niezmiennosc powierzchni pierwiastkującej spadek ciśnienia i wynikająca stąd niezmiennosc w czasie wskazań przyrządu, w przeciwieństwie do manometrów z krzywką pierwiastkującą, w których następuje zużywanie się powierzchni roboczych (krzywki i rolki, lub obu współpracujących z sobą krzywek),

3. mniejsze opory tarcia w mechanizmie, przenoszącym ruch pływaka na mechanizm liczydła.

Zalety manometrów z krzywką pierwiastkującą w porównaniu z manometrami pierwiastkowymi hydraulicznie są następujące:

1. mniejsza wrażliwość na niedokładność napełnienia manometru rtęcią, oraz na zmiany objętości rtęci, wywołane wzrostem lub spadkiem temperatury,

2. możność stosowania manometrów przy bardzo wysokich ciśnieniach, dochodzących do 400 at (ramiona manometru wykonywa się z ciągnionych rurek stalowych, jak na rys. 2),

3. łatwość zmiany obszaru mierniczego przez zastąpienie ramienia, połączonego z obszarem niższego ciśnienia, ramieniem o innym przekroju.

W przyrządach rejestrujących na drodze hydraulicznej, manometry z wstawką pierwiastkującą mają tę wyższość nad manometrami z naczyniem pierwiastkującym, iż obróbkę wstawki można wykonać ze znacznie większą dokładnością, niż wytoczenie wewnętrznej powierzchni pierwiastkującej, silnie zwiększającej się ku dołowi; wskutek tego odchylenia kształtu rzeczywistego wstawki od kształtu teoretycznego są znacznie mniejsze, niż w naczyniu pierwiastkującym.

W praktyce wodociągowej największe rozpowszechnienie zyskały *przyrządy rejestrujące ze wstawką pierwiastkującą*, zaopatrzone w przyrząd wskazujący natężenia przepływu,

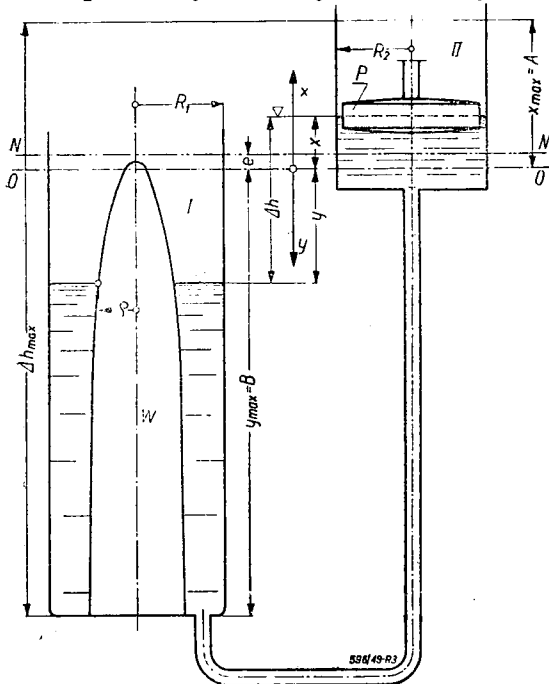
ponadto w urządzenie do wykreslnej rejestracji natężeń przepływu oraz do sumowania (całkowania) objętości cieczy, jaka przepłynęła w pewnym okresie czasu przez zwężkę.

2. Zasada miernicza manometrów ze wstawką pierwiastkującą

Zasada miernicza manometrów pierwiastkujących polega na tym, iż wyciąganie pierwiastka kwadratowego ze spadku ciśnienia mierniczego odbywa się w obszarze ciekłym manometru przez takie ukształtowanie ramienia, połączonego z obszarem ciśnienia wyższego, lub przez wstawienie do wnętrza tegoż ramienia wstawkę o kształcie tak dobranym, aby wzniosy pływaka w manometrze były proporcjonalne do natężenia przepływu.

Rozważania nasze odniesiemy do manometrów ze wstawką pierwiastkującą, ponieważ przyrządy tego typu są najbardziej w praktyce rozpowszechnione.

Manometr ze wstawką pierwiastkującą, którego schemat przedstawia rysunek 3, składa się z dwu połączonych naczyń, tworzących ra-



Rys. 3. Schemat manometru różnicowego ze wstawką pierwiastkującą.

miona manometru i wypełnionych cieczą manometryczną (najczęściej rtęcią). Ramię I, do którego doprowadzamy ciśnienie wlotowe (wyższe), posiada pionową wstawkę W o tak dobranym profilu, by podniesienia się poziomu rtęci w drugim ramieniu II, połączonym z obszarem niższego ciśnienia były proporcjonalne do pierwiastka kwadratowego ze spadku ciśnienia mierniczego Δh . Na powierzchni rtęci w ramieniu II unosi się pływak ebonitowy P, zaopatrzony w zębatkę, której ruch powoduje

obrót wskazówki prądnościomierza o kąt, proporcjonalny do natężenia przepływu.

Za układ odniesienia obieramy płaszczyznę poziomą, zwaną teoretyczną płaszczyzną zerową, która na rysunku 3 przedstawia się w postaci teoretycznej linii zerowej $0-0$.

Oznaczmy przez x wznios pływaka P w naczyniu II ponad linię $0-0$, a przez y obniżenie się poziomu rtęci w naczyniu I.

Suma:

$$x + y = \Delta h \quad [2]$$

jest równa różnicy poziomów rtęci w obu ramionach manometru i odpowiada spadkowi ciśnienia mierniczemu w zwężce.

Jeżeli wzniosy pływaka mają być proporcjonalne do natężenia przepływu, wówczas musi zachodzić proporcja:

$$\frac{x}{A} = \frac{Q}{Q_{\max}} \quad [3]$$

gdzie:

x oznacza wznios pływaka ponad płaszczyznę $0-0$, zachodzący przy dowolnym natężeniu przepływu Q ,

$x_{\max} = A$ maksymalny wznios pływaka przy maksymalnym natężeniu przepływu Q_{\max} .

Ze wzoru [3] wynika, iż zależność $x = f(Q)$ jest linią prostą:

$$x = \frac{A}{Q_{\max}} \cdot Q, \quad [4]$$

a z wzorów [1] i [2], iż obrazem geometrycznym funkcji $y = f(Q)$ jest parabola (rys. 4):

$$y = \frac{1}{C^2} \cdot Q^2 - x = \frac{1}{C^2} \cdot Q^2 - \frac{A}{Q_{\max}} \cdot Q \quad [5]$$

Zależność pomiędzy natężeniami przepływu Q i Q_{\max} i odpowiadającymi im spadkami ciśnienia Δh i Δh_{\max} , określa formuła de Chézy'ego:

$$\frac{Q}{Q_{\max}} = \sqrt{\frac{\Delta h}{\Delta h_{\max}}} \quad [6]$$

Z porównania równań [3] i [6] wynika zależność:

$$\frac{x}{A} = \sqrt{\frac{\Delta h}{\Delta h_{\max}}} \quad [7]$$

którą napiszemy w postaci:

$$x^2 = \frac{A^2}{\Delta h_{\max}} \cdot \Delta h = a \Delta h \quad [8]$$

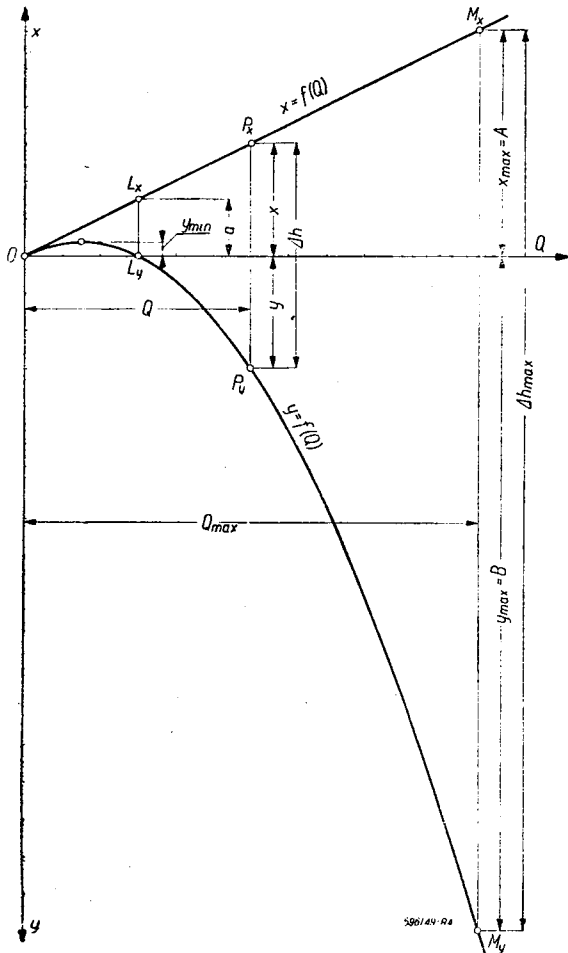
gdzie:

$$a = \frac{A^2}{\Delta h_{\max}} \quad [9]$$

Stała a , zwana wyróżnikiem konstrukcyjnym manometru, określa w pewnym stopniu jego własności miernicze.

Wielkości Δh_{\max} i A , stanowiące o wartości liczbowej wyróżnika konstrukcyjnego a , zakłada się z góry przy projektowaniu przyrządu rejestrującego, uwzględniając następujące wskazania praktyczne:

1. Im większy jest spadek ciśnienia mierniczy Δh , tym większe są trwałe straty ciśnienia h_s , wywołane zwężką; straty te w zwężkach Venturiego stanowią w przybliżeniu $1/10$ część spadku mierniczego Δh . W nowoczesnych przyrządach rejestrujących maksymalny spadek ciśnienia $\Delta h_{\max} \leq 6$ m słupa wody, co odpowiada około 480 mm słupa rtęci¹⁾. Sto-



Rys. 4

sowanie większych wartości Δh_{\max} w przyrządach, przeznaczonych do pomiarów ciągłych, jest niewskazane ze względów ekonomicznych.

2. Im większy jest spadek ciśnienia Δh , tym większa jest wysokość manometru, a tym samym i większe rozmiary przyrządu rejestrującego.

3. Czym mniejszy jest wznios $x_{\max} = A$ pływaka, tym większe musi być przełożenie przekładni przy przeniesieniu ruchów pływaka na piórko, rysujące na taśmie papierowej wykres zmienności natężeń przepływu.

Przekładnia o dużym przełożeniu wymaga pokonania stosunkowo znacznych oporów mechanicznych, które zmniejszają siłę czynną,

¹⁾ Oczywiście tylko wówczas, gdy cieczą mierzoną jest woda, która wypełnia również przewody łączące manometr z przekrojami mierniczymi zwężki.

uruchamiającą mechanizm wskazujący przyrządu. Czym większe przełożenie przekładni, tym większe zachodzi prawdopodobieństwo powstawania dodatkowych oporów, które prowadzą do ujemnych błędów wskazań przyrządu rejestrującego.

3. Krzywa $y = f(x)$

Wstawiając wartość:

$$\Delta h = \frac{x^2}{a} \quad [8a]$$

w równanie:

$$y = \Delta h - x, \quad [2a]$$

otrzymamy:

$$y = \frac{x^2}{a} - x = x \left(\frac{x}{a} - 1 \right) \quad [10]$$

Krzywa, będąca obrazem geometrycznym równania [10] jest parabolą, posiadającą dwa miejsca zerowe (rys. 5), a mianowicie dla $x = 0$ i dla $x = a$, i osiągającą minimum w przedziale $0 < x < a$. W przedziale tym wartości y są ujemne; leżą więc powyżej teoretycznej linii zerowej $0-0$ (rys. 3 i 4). Wynikałoby z tego, że gdy pływak wznosi się do wysokości $x = a$, to poziom rtęci w naczyniu I powinien najpierw podnosić się ponad teoretyczną linię zerową, by następnie opaść przy wartości $x = a$ do poziomu teoretycznej płaszczyzny zerowej. Oczywiście taki przebieg zjawiska w manometrze naczyniowym jest niemożliwy.

Aby wyznaczyć obszar rzeczywistych wzniosów pływaka, wyznaczmy minimum funkcji, określonej równaniem [10] z warunku:

$$\frac{dy}{dx} = \frac{2x}{a} - 1 = 0, \quad [11]$$

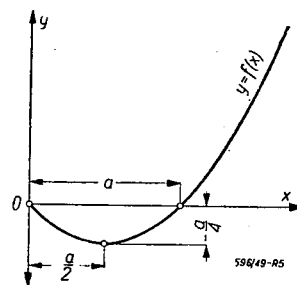
skąd:

$$x = \frac{a}{2}. \quad [12]$$

Wstawiając powyższą wartość w równanie [10]), otrzymamy:

$$y_{\min} = -\frac{a}{4}. \quad [13]$$

Z przebiegu krzywej $y = f(x)$ wynika, iż wartości zawarte w granicach od $y = 0$ do



Rys. 5.

y_{\min} nie mogą wchodzić w grę przy rozpatrywaniu zjawisk rzeczywistych, jakie zachodzą przy zmianie spadku ciśnienia w manometrze. Dopiero począwszy od y_{\min} wchodzimy w obszar wartości y , przy których może zachodzić proporcjonalność wzniosów pływaka do natężenia przepływu. Wartość y_{\min} jest ujemna; jest to możliwe tylko wówczas, gdy przy położeniu zero-

wym wskazówki przyrządu rejestrującego rtęć w obu ramionach znajduje się ponad teoretyczną płaszczyzną zerową.

4. Wyznaczenie profilu wstawki pierwiastkującej

Kształt wstawki pierwiastkującej, umieszczonej w ramieniu wyższego ciśnienia, wyznaczamy, zakładając, iż objętość rtęci wyparta z naczynia I musi się równać przyrostowi objętości w naczyniu II:

$$dV_2 = dV_1 \quad [14]$$

Wprowadzając oznaczenia z rysunku 3, otrzymamy:

$$\pi R^2 dx = \pi (R - \varrho^2) dy, \quad [15]$$

skąd:

$$\varrho^2 = R_1 - R_2 \cdot \frac{dx}{dy}. \quad [16]$$

Wprowadzając na $\frac{dx}{dy}$ wartość z równania [11], otrzymamy:

$$\varrho^2 = R - \frac{R_2^2}{\frac{2x}{a} - 1} \quad [17]$$

Równanie [10] możemy napisać w postaci:

$$x^2 - ax - ay = 0. \quad [18]$$

Rozwiązując je względem x , otrzymamy:

$$x = \frac{a}{2} + \sqrt{\frac{a^2}{4} + ay} \quad [19]$$

Ponieważ dla $y = 0$ wznios $x = a$, więc ważny jest tylko pierwiastek dodatni.

Aby otrzymać funkcję $\varrho = f(y)$, podstawiamy do równania [17] wielkość x z równania [19] i otrzymujemy:

$$\varrho^2 = R_1^2 - \frac{R_2^2}{\sqrt{1 + \frac{4y}{a}}} \quad [20]$$

Przyjmując ze względów konstrukcyjnych tylko dodatni pierwiastek, otrzymamy:

$$\varrho = \sqrt{R_1^2 - \frac{R_2^2}{\sqrt{1 + \frac{4y}{a}}}} \quad [21]$$

Dla $y = 0$ będzie:

$$\varrho_w^2 = R_1^2 - R_2^2, \quad [22a]$$

czyli:

$$\pi R_2^2 = \pi (R_1^2 - \varrho_w^2). \quad [22b]$$

A zatem:

W teoretycznej płaszczyźnie zerowej $0-0$ przekrój swobodny w naczyniu II jest równy przekrojowi swobodnemu w naczyniu I.

Wysokość y_w wierzchołka wstawki pierwiastkującej ponad teoretyczną linią zerową obliczamy z warunku:

$$\varrho = \sqrt{R_1^2 - \frac{R_2^2}{\sqrt{1 + \frac{4y_w}{a}}}} = 0, \quad [23]$$

skąd:

$$R_1 = \frac{R_2^2}{\sqrt{1 + \frac{4y_w}{a}}}, \quad [24]$$

a zatem:

$$y_w = \frac{a}{4} \left(\frac{R_2^4}{R_1^4} - 1 \right) = -\frac{a}{4} \left(1 - \frac{R_2^4}{R_1^4} \right). \quad [25a]$$

Oznaczając przekrój części cylindrycznej ramienia I przez F_1 , a przekrój ramienia cylindrycznego II przez F_2 , i wprowadzając zależność:

$$F_1 = n F_2, \quad [26]$$

powyższy wzór możemy napisać w postaci:

$$y_w = \frac{a}{4} \left(\frac{1}{n^2} - 1 \right) = -\frac{a}{4} \left(1 - \frac{1}{n^2} \right). \quad [25b]$$

Przy $n = 1$, $y_w = 0$, a dla $n = \infty$, $y_w = -\frac{a}{4}$

5. Praktyczna płaszczyzna zerowa

Aby osiągnąć proporcjonalność wzniosów pływaka do spadku ciśnienia mierniczego w pewnym zakresie natężeń przepływu, musimy podnieść poziom rtęci ponad teoretyczną płaszczyznę zerową przez dolanie takiej ilości rtęci do wnętrza manometru, by po wyrównaniu ciśnień w obu ramionach manometru rtęć zakrywała wstawkę pierwiastkującą lub przynajmniej, by zwierciadło rtęci w ramieniu I przechodziło przez wierzchołek wstawki.

Poziomą płaszczyznę, przechodzącą przez zwierciadło rtęci w obu ramionach po dopełnieniu wnętrza manometru rtęcią i wyrównaniu ciśnień w obu jego ramionach, nazywamy *praktyczną płaszczyzną zerową* i oznaczamy literami $N-N$, w odróżnieniu od teoretycznej płaszczyzny zerowej $0-0$ (rys. 3).

Oznaczmy przez:

- Q — natężenie przepływu, zachodzące przy spadku ciśnienia mierniczego Δh ,
- x — wzniesienie pływaka ponad płaszczyznę $0-0$, odpowiadające natężeniu przepływu Q ,
- y — obniżenie poziomu rtęci w naczyniu I poniżej płaszczyzny $0-0$, przy natężeniu przepływu Q ,
- ξ — wzniesienie pływaka ponad płaszczyznę $N-N$, przy natężeniu przepływu Q ,
- η — obniżenie poziomu rtęci w naczyniu I poniżej płaszczyzny $N-N$, przy natężeniu przepływu Q ,
- e — odległość płaszczyzny $N-N$ od płaszczyzny $0-0$,
- Q_h — natężenie przepływu, od którego począwszy wzwyż zachodzi proporcjonalność wzniosów pływaka do natężenia przepływu Q ,

- Δh_k — spadek ciśnienia, zachodzący w zwężce przy natężeniu przepływu Q_k ,
- x_k — wzniesienie pływaka ponad płaszczyznę $0—0$ przy natężeniu przepływu Q_k ,
- y_k — obniżenie rtęci w naczyniu I , poniżej płaszczyzny $0—0$ przy natężeniu Q_k .
- ξ — wzniesienie pływaka ponad płaszczyznę $N—N$ przy natężeniu przepływu Q_k ,
- η — obniżenie rtęci w naczyniu I przy natężeniu przepływu Q_k poniżej płaszczyzny $N—N$,
- x_{\max} i ξ_{\max} — wzniesienia pływaka, odpowiadające natężeniu przepływu Q_{\max} a zarazem spadkowi ciśnienia Δh_{\max}
- y_{\max} i η_{\max} — obniżenia poziomu rtęci w ramieniu I przy natężeniu przepływu Q_{\max} , a zarazem przy spadku ciśnienia Δh_{\max} .

Wielkości Q_{\max} i Δh_{\max} (obok średnicy nominalnej rurociągu, w który zwężka ma być wbudowana) stanowią punkt wyjścia dla obliczenia zwężki i przyjęcia wymiarów A i B , które dla danego manometru pierwiastkującego są wielkościami stałymi, podobnie jak współczynnik C dla zwężki. Poza wyróżnikiem konstrukcyjnym a na własności miernicze manometru pierwiastkującego wywiera również wpływ stosunek stałych przekrojów obu ramion manometru:

$$n = \frac{F_1}{F_2},$$

który zakładamy, biorąc pod uwagę możliwości konstrukcyjnego rozwiązania przyrządu rejestrującego.

Rozważania nasze odnosimy do praktycznej płaszczyzny zerowej $N—N$.

Przez podniesienie płaszczyzny zerowej o e , obszar wzniosów pływaka będzie ograniczony wartościami:

$$x = e \quad (\xi = 0) \quad x_{\max} = A = \xi_{\max} + e,$$

a obszar zmienności poziomów rtęci w naczyniu I wartościami:

$$y = -e \quad (\eta = 0) \quad y_{\max} = B = \eta_{\max} - e.$$

Maksymalny wznios pływaka wyniesie zatem w rzeczywistości: $\xi = A - e$.

Spadek ciśnienia maksymalny:

$$\Delta h_{\max} = x_{\max} + y_{\max} = A + B = \max + \eta_{\max} = (A - e) + (B + e) = A + B.$$

Gdy natężenie przepływu $Q = 0$, rtęć w obu ramionach manometru znajduje się w tej samej wysokości ($\xi = 0$, $\eta = 0$), osiągając praktyczną płaszczyznę zerową $N—N$, która oczywiście znajduje się powyżej wierzchołka wstawki pierwiastkującej.

W obszarze natężeń przepływu od $Q = 0$ do $Q = Q_k$, zachodzi proporcjonalność wznio-

sów ξ i obniżeń η do kwadratu natężenia przepływu:

$$\xi = \frac{n}{n+1} \cdot \Delta h = \frac{n}{n+1} \cdot \frac{Q^2}{C^2} \quad [27]$$

$$\eta = \frac{1}{n+1} \cdot \Delta h = \frac{1}{n+1} \cdot \frac{Q^2}{C^2} \quad [28]$$

Położenie praktycznej płaszczyzny zerowej $N—N$ ponad płaszczyznę $0—0$ wyznaczmy na podstawie następującego rozumowania:

W chwili gdy natężenie przepływu osiąga wartość Q_k , obniżające się w ramieniu I zwierciadło rtęci wpada w płaszczyznę poziomą, przechodzącą przez wierzchołek wstawki pierwiastkującej. Począwszy od natężenia przepływu Q_k wzwyż, na skutek pierwiastkującego działania wstawki, zachodzi proporcjonalność wzniosów x pływaka do natężenia przepływu, a zatem:

$$x = x_{\max} \cdot \frac{Q}{Q_{\max}} = \frac{A}{Q_{\max}} \cdot Q. \quad [4]$$

Przy natężeniu przepływu Q_k zachodzi proporcja:

$$\frac{x_k}{A} = \frac{Q_k}{Q_{\max}}: \quad [29]$$

ale równocześnie:

$$\frac{Q_k}{Q_{\max}} = \sqrt{\frac{\Delta h_k}{\Delta h_{\max}}}. \quad [30]$$

skąd:

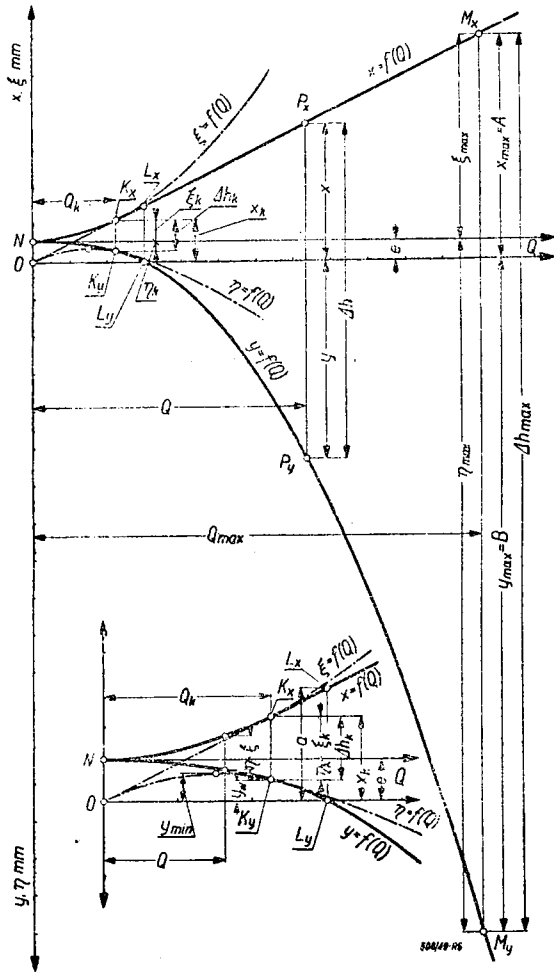
$$\frac{x_k}{A} = \sqrt{\frac{\Delta h_k}{\Delta h_{\max}}}. \quad [31]$$

Rysunek 6 przedstawia przebieg krzywych $x = f(Q)$, $y = f(Q)$, $\xi = f(Q)$, $\eta = f(Q)$.

Punkt 0 jest początkiem prostokątnego układu współrzędnych (x, Q) , a punkt N — początkiem prostokątnego układu współrzędnych (ξ, Q) . Prosta $0—Q$ odpowiada teoretycznej linii zerowej, a prosta $N—Q$ — praktycznej linii zerowej. Krzywa wzniosów rzeczywistych pływaka składa się z gałęzi parabolicznej NK_x o wierzchołku N i odcinka prostej K_xM_x , przecinającej początek układu współrzędnych 0 (x, Q). Łuk paraboli NK_x odpowiada obszarowi proporcjonalności wzniosów ξ do kwadratu natężenia przepływu Q (wg wzoru 27), a odcinek prostej K_xM_x — liniowemu obszarowi podziałki manometru, w którym wzniosy x są proporcjonalne do natężenia przepływu (wg wzoru 4). Punkt M_x jest wyznaczony wartością maksymalnego wzniosu pływaka $x_{\max} = A$ i natężeniem przepływu Q_{\max} , stanowiącym górną granicę obszaru mierniczego przepływomierza.

Krzywa, przedstawiająca zależność rzeczywistego obniżenia rtęci w ramieniu I od natężenia przepływu Q , składa się z dwu gałęzi: paraboli NK_y , określonej równaniem [28] i paraboli K_yM_y , określonej równaniem [5].

Obszar mierniczy przepływomierza ograniczony jest natężeniami przepływu Q_h i Q_{max} .
 Odcinek $L L_v = a$ przedstawia wartość wyróżnika konstrukcyjnego manometru.



Rys. 6.

Odległość e pomiędzy płaszczyznami $N-N$ i $0-0$ (rys. 7) wyznaczmy z układu równań:

$$\begin{cases} F_2 \cdot \xi_h = F_1 \cdot \eta_h \\ e = \eta_h + y_w \\ x_h = \xi_h + e \end{cases} \quad \begin{cases} \xi_h = n \eta_h \\ \eta_h = e - y_w \\ \xi_h = x_h - e \end{cases}$$

skąd:

$$e = \frac{x_h + n y_w}{n + 1} \quad [32]$$

Wstawiając w równanie [31] wartość:

$$\Delta h_h = x_h + y_h \quad [33]$$

oraz uwzględniając zależność:

$$y_h = y_w \text{ i } \frac{A^2}{\Delta h_{max}} = a,$$

otrzymamy równanie:

$$x_h^2 - a x_h - a y_w = 0. \quad [34]$$

Wprowadzając wyrażenie:

$$y_w = -\frac{a}{4} \left(1 - \frac{1}{n^2} \right),$$

otrzymamy rozwiązanie równania [34] w postaci:

$$x_h = \frac{n + 1}{2n} a. \quad [35]$$

Wstawiając wielkości [25b] i [35] w równanie [32], otrzymamy:

$$e = \frac{n + 1}{4n} a \quad [36]$$

Z porównania wzorów [35] i [36] wynika zależność:

$$e = \frac{x_h}{2} \quad [37]$$

Spadek ciśnienia krytyczny:

$$\Delta h_h = x_h + y_w = \left(\frac{n + 1}{2n} \right)^2 a \quad [38]$$

Natężenie przepływu krytyczne:

$$Q_h = \frac{x_h}{A} \cdot Q_{max} \quad [29a]$$

Wprowadzając wartość x_h z wzoru [35] i uwzględniając stosunek:

$$\frac{a}{A} = \frac{A}{\Delta h_{max}}$$

otrzymamy:

$$Q_h = \frac{n + 1}{2n} \cdot \frac{A}{\Delta h_{max}} \cdot Q_{max} \quad [39a]$$

lub w postaci:

$$\frac{Q_h}{Q_{max}} = \frac{n + 1}{2n} \cdot \frac{A}{\Delta h_{max}} \quad [39b]$$

Z wzoru powyższego wynika, iż podziałka liniowa zaczyna się tym wcześniej, im mniejszy jest maksymalny wznios pływaka x_{max} oraz im większy jest maksymalny spadek ciśnienia Δh_{max} .

Rysunek 8 przedstawia wykresy zależności:

$$\frac{Q_h}{Q_{max}} = f \left(\frac{A}{\Delta h_{max}} \right)$$

dla $n = 1, 2, 3, 4, 5, 10$ i ∞ .

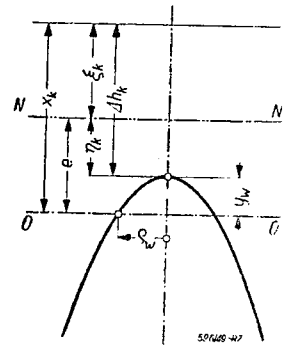
Zwiększenie obszaru liniowego podziałki manometru możemy osiągnąć przez powiększenie wartości n , jak to wynika bezpośrednio z przekształconego wzoru [39a]:

$$Q_h = \frac{1}{2} \cdot \frac{A}{\Delta h_{max}} \cdot \left(1 + \frac{1}{n} \right) \cdot Q_{max}. \quad [39c]$$

W miarę, jak rośnie n , obniża się wartość dolnej granicy liniowego obszaru mierniczego; przy $n = \infty$ natężenie przepływu krytyczne:

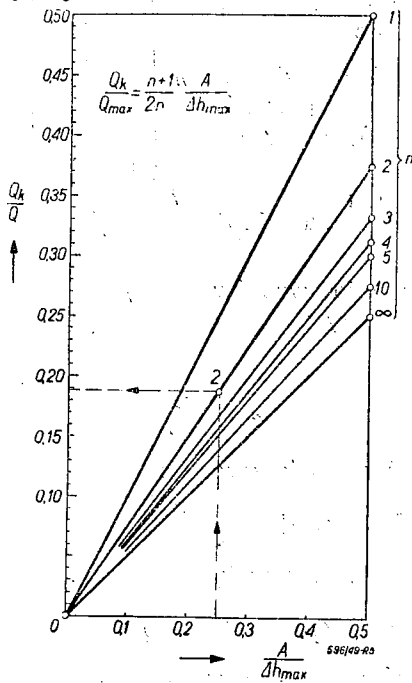
$$Q_h = \frac{1}{2} \cdot \frac{A}{\Delta h_{max}} \cdot Q_{max} \quad [40]$$

W praktyce zwiększenie wartości n osiągamy najczęściej przez powiększenie przekroju



Rys. 7.

ramienia I manometru, począwszy od poziomu, odpowiadającego wierzchołkowi wstawki pierwiastkującej.



Rys. 8.

Aby umożliwić ilościową ocenę wpływu stosunku przekrojów n na wartość krytycznego natężenia przepływu, a tym samym i na rozpiętość obszaru mierniczego, zestawiono w tabelicy I wartości liczbowe γ_w , e , x_k , Δh_k , Q_k i Q_k/Q_{max} dla następujących warunków:

$Q_{max} = 120 \text{ m}^3/\text{h}$ $\Delta h_{max} = 240 \text{ mm}$ rłęci
 $x_{max} = A = 60 \text{ mm}$.

W manometrze, odpowiadającym powyższym warunkom, wyróżnik konstrukcyjny: $a = \frac{A^2}{\Delta h_{max}} = 15 \text{ mm}$,

a stosunek: $\frac{A}{\Delta h_{max}} = 0,25$.

TABLICA I.

n	1	2	3	4	5	10	∞
γ_w	0	-2,81	-3,33	-3,52	-3,6	-3,71	-3,75
x_k	15,0	11,25	10,0	9,37	9,0	8,75	7,5
e	7,5	5,62	5,0	4,68	4,5	4,375	3,75
Δh_k	15,0	8,44	6,67	5,85	5,4	5,04	3,75
Q_k	30,0	22,5	20,0	18,75	18,0	16,5	15,0
$\frac{Q_k}{Q_{max}}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{5,33}$	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{6,4}$	$\frac{1}{6,67}$	$\frac{1}{7,27}$	$\frac{1}{8}$

6. Manometr ze ściętą wstawką pierwiastkującą

W okolicy wierzchołka wstawki pierwiastkującej małe różnice wysokości rłęci, wywołane napięciami powierzchniowymi, powodują znaczne błędy wskazań manometru w dolnym obszarze mierniczym. Dlatego też w praktyce ścinamy wierzchołek wstawki pierwiastkującej do wysokości, odpowiadającej teoretycznej płaszczyźnie zerowej. Wówczas proporcjonalność wzniosów pływaka do natężenia przepływu będzie się rozpoczynała od wartości Q_k , zachodzącej przy spadku ciśnienia:

$\Delta h_k = x_k = a$.

Liniowy obszar mierniczy manometru będzie określony stosunkiem:

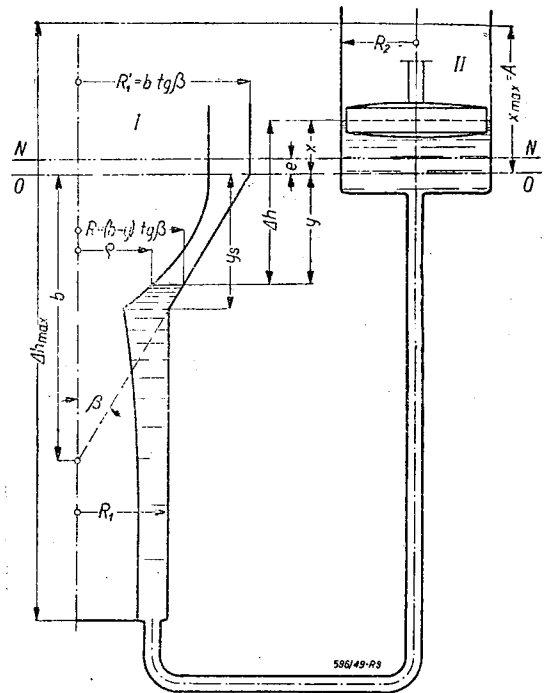
$Q_k : Q_{max} = a : A$.

Z równania tego wypływa wniosek, iż liniowy obszar mierniczy manometru ze wstawką ściętą w poziomie teoretycznej płaszczyzny zerowej jest niezależny od stosunku przekrojów obu ramion.

W naszym przykładzie $Q_k : Q_{min} = 1 : 4$.

7. Manometr różnicowy ze wstawką pierwiastkującą i stożkowym przejściem

Aby uniknąć naglej zmiany przekrojów w naczyniu I, stosujemy przejście stożkowe pomiędzy częścią cylindryczną o promieniu R_1 , zawierającą wstawkę pierwiastkującą, a częścią cylindryczną o promieniu $R'_1 > R_1$ (rys. 9).



Rys. 9. Schemat manometru różnicowego ze wstawką pierwiastkującą i przejściem stożkowym.

Nagle zwiększenie przekroju naczynia cylindrycznego I powoduje bowiem powstawanie błędów wskazań, wywołanych napięciami po-

wierzchniowymi, jakie występują w cienkiej warstwie, pokrywającej powierzchnię

$$\pi(R'_1 - R_1^2).$$

W przejściu stożkowym o wysokości y , promień wstawki pierwiastkującej określamy z wzoru:

$$\pi [(b - y)^2 \operatorname{tg}^2 \beta - e^2] dy = \pi R_2^3 dx. \quad [41]$$

Rozwiązując powyższe równanie względem e , otrzymamy:

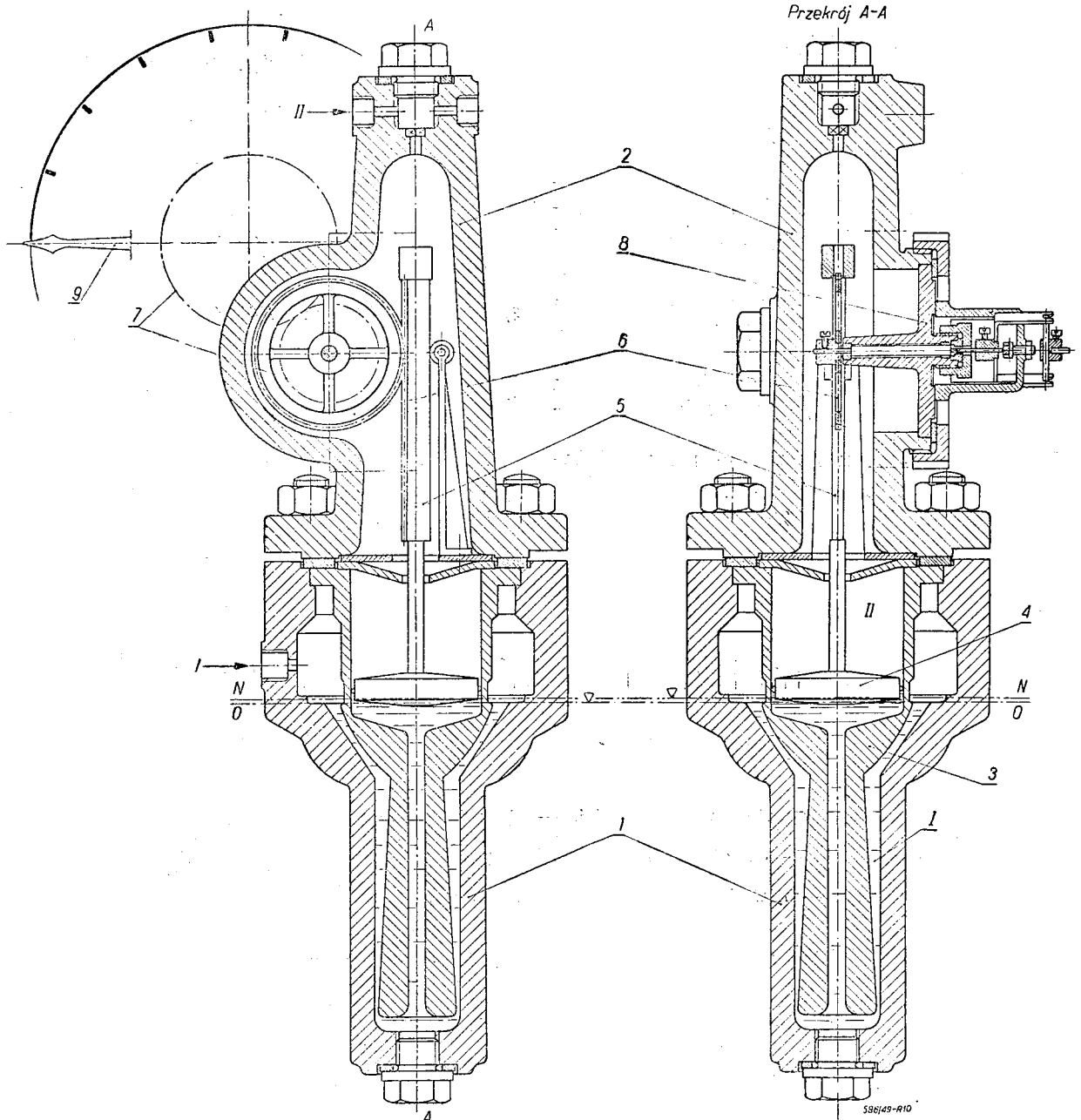
$$e^2 = (b - y)^2 \operatorname{tg}^2 \beta - R_2^3 \frac{dx}{dy}. \quad [42]$$

Wprowadzając na $\frac{dx}{dy}$ wartość z równania [11], otrzymamy:

$$e^2 = (b - y)^2 \operatorname{tg}^2 \beta - \frac{R_2^3}{\frac{2x}{a} - 1}. \quad [43]$$

Podstawiając wartość na x z równania [19], otrzymamy ostatecznie:

$$e = \sqrt{(b - y)^2 \operatorname{tg}^2 \beta - \frac{R_2^3}{\sqrt{1 + \frac{4y}{a}}}}. \quad [44]$$



Rys. 10. Przyrząd rejestrujący ze wstawką pierwiastkującą i przejściem stożkowym: $N-N$ — praktyczna linia zerowa; $O-O$ — teoretyczna linia zerowa; 1 — korpus; 2 — kołpak; 3 — wstawka pierwiastkująca; 4 — pływak ebonitowy; 5 — zębátka; 6 i 7 — koła zębátke; 8 — dławnica; 9 — wskazówka; I — obszar ciśnienia wyższego (w przekroju dopływowym); II — obszar ciśnienia niższego (w przekroju przewężenia).

Obszar ważności tego równania jest określony następującym warunkiem, wynikającym z założeń konstrukcyjnych:

$$R_1 = (b - y_s) \cdot \operatorname{tg} \beta \leq R \leq b \cdot \operatorname{tg} \beta = R \quad [45]$$

Rysunek 10 przedstawia konstrukcyjne rozwiązanie przyrządu rejestrującego, którego podstawowym elementem jest manometr różnicowy, przedstawiony schematycznie na rysunku 9.

W korpusie 1 przyrządu znajduje się wstawka pierwiastkująca 3. Wewnętrzna powierzchnia korpusu i zewnętrzna powierzchnia wstawki tworzą ramię I manometru, połączone z obszarem wyższego ciśnienia. Celem podwyższenia zwartości konstrukcji, wstawka 3 tworzy wraz z ramieniem II jedną całość konstrukcyjną, a połączenie obu ramion manometru odbywa się za pośrednictwem przewodu, przechodzącego przez wstawkę.

Ruchy pływaka ebonitowego 4 przenoszą się za pośrednictwem zębaki 5 i przekładni czołowej 6—7 na wskazówkę 9. Mechanizm wewnętrzny przyrządu oddzielony jest od obszaru atmosferycznego diawnicą 8, zapewniającą dostateczną szczelność przyrządu przy ciśnieniach panujących zazwyczaj w sieci wodociągowej (do 12 at). Przy większych ciśnieniach stosuje się sprzęgło magnetyczne.

W przyrządach rejestrujących tego typu możemy osiągnąć liniowy obszar mierniczy, dochodzący do 1 : 8.

Rozruch przyrządu następuje przy natężeniach przepływu: $Q_e = \frac{Q_{\max}}{25}$.

8. Zakończenie

Artykuł niniejszy stanowi przykład wyjątkowo ścisłego powiązania teorii z praktyką.

Rozważania teoretyczne, zawarte w tej pracy, stanowią bowiem podstawę konstrukcji przyrządów rejestrujących, stosowanych łącznie ze zwięzkami mierniczymi do pomiaru natężenia i objętości przepływu. Wyprowadzone w tym artykule równania określają kształt wstawek pierwiastkujących w sposób ścisły i nie wymagający wprowadzania żadnych poprawek przy ustalaniu kształtu wzornika, według którego będzie przeprowadzona obróbka mechaniczna powierzchni pierwiastkującej wstawki.

Otrzymane na drodze teoretycznej wyniki umożliwią rozpoczęcie produkcji przyrządów rejestrujących w kraju.

LITERATURA:

- 1) Ing. W. E. Germer „Die Venturimessung für Flüssigkeiten und Gase“, Mannheim, 1926.
- 2) Dipl.-Ing. Otto von Kálmán „Grundlagen für die Berechnung von Venturiröhren“ Siemens Zeitschrift, Berlin, 1925.
- 3) Dipl.-Inż. Otto von Kálmán „Beitrag zur Theorie des Differential-Manometers“ Siemens Zeitschrift, Berlin, 1926.
- 4) Inż.-mech. A. T. Troskoleński „O podstawach teoretycznych konstrukcji manometrów rtęciowych różnicowych, stosowanych w praktyce wodomierzowej“. Gaz i Woda. Kraków, 1930.
- 5) VDI-Durchfluss-Messregeln. DIN 1952. VDI-Verlag, Berlin, 1943.

Współczesne metody badania hartowności stali

Prof. inż. FRYDERYK STAUB
i inż. STEFAN WOJCIECHOWSKI

Fizyczne podstawy określania hartowności. — Czynniki utrudniające bezwzględne określenie hartowności. — Metody określania hartowności stali. — Wyznaczanie krzywych typu U. — Metoda P-F Shepherd. — Metoda S-A-C. — Określanie hartowności za pomocą czasu chłodzenia M. A. Grossmanna. — Linia hartowności. — Próba stożkowa Greena i Posta. — Tarczowa próba hartowania Shepherd. — Metoda P-V Shepherd. — Metoda oznaczania hartowności dla stali stopowych głęboko hartujących.

Wstęp

Hartowność stali, jako jedna z najważniejszych jej cech, staje się ostatnio decydującym czynnikiem dla odpowiedniego doboru najwłaściwszego materiału konstrukcyjnego względnie narzędziowego.

Metoda Jominyego ¹⁾, znajdująca ogólne uznanie jako podstawa nowoczesnej klasyfikacji stali średnio hartujących, nie obejmuje całego zakresu stali płytko i głęboko hartujących.

W artykule tym opisanych jest kilka współczesnych metod badania hartowności stali płytko i głęboko hartujących z zachowaniem historycznej kolejności wchodzenia ich w użycie.

Fizyczne podstawy określania hartowności

Jak wiadomo w wysokich temperaturach stal jest roztworem stałym węgla w żelazie γ (austenitem). Przy ochładzaniu stal podlega zmianom strukturalnym, przy czym w zależności od stop-

nia przechłodzenia w efekcie końcowym otrzymuje się różne struktury metalograficzne, a co za tym idzie różne właściwości fizyczne.

Ponieważ stopień przechłodzenia, zgodnie z teorią *Davenporta* i *Baina*, zależy od szybkości chłodzenia w zakresie temperatur szybkiego rozkładu austenitu, zatem otrzymane struktury metalograficzne zależą od szybkości chłodzenia. Ilościowe ujęcie tej zależności dla pewnej stali (wytopu) wiąże się bezpośrednio z pojęciem hartowności ¹⁾ i stanowi istotę każdej metody określania hartowności.

Czynniki utrudniające bezwzględne określenie hartowności

1. Intensywność hartowania.

Zagadnienie badania hartowności komplikuje fakt, że stopień utwardzenia zależy w dużej mierze od *intensywności hartowania*. Pojęcie intensywności hartowania łatwiej można zrozumieć, gdy rozważy się prawa ruchu ciepła w przedmiocie hartowanym.

Szybkość chłodzenia w dowolnym miejscu przekroju pręta, hartowanego przez zanurzenie, można ustalić doświadczalnie lub według klasycznej teorii ruchu ciepła w ciałach stałych. Dla uproszczenia wyliczeń teoretycznych przyjmuje się zwykle w wypadku ruchu ciepła w metalach następujące założenia:

a) współczynnik przewodzenia temperatury w metalu jest stały we wszystkich temperaturach;

b) prawo *Newtona* dotyczące przechodzenia ciepła jest ważne w całym zakresie zmian temperatury.

Współczynnik przewodzenia temperatury jest stałą równania różniczkowego *Fouriera*, dla przewodzenia ciepła, które posiada następującą postać:

$$\frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\lambda}{\gamma \cdot c} \cdot \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} \quad [1]$$

Współczynnik przewodzenia temperatury a wyraża się stosunkiem współczynnika przewodzenia cieplnego λ do ciepła właściwego, odniesionego do jednostki objętości. Jeżeli γ jest gęstością, a c ciepłem właściwym odniesionym do jednostki masy, to współczynnik przewodzenia

temperatury: $a = \frac{\lambda}{\gamma \cdot c}$

Prawo *Newtona* dotyczące przechodzenia ciepła stwierdza, że ilość ciepła dopływająca lub odpływająca od jednostki powierzchni ciała w jednostce czasu jest proporcjonalna do różnicy temperatur między powierzchnią ciała i ośrodkiem, w którym to ciało się znajduje. Jeżeli więc dQ/dt jest stratą ciepła na jednostce powierzchni, a T_1 i T_2 odpowiednio temperaturami powierzchni i otaczającego medium, to

prawo *Newtona* można napisać w następującej postaci:

$$\frac{dQ}{dt} = a \cdot (T_1 - T_2) \quad [2]$$

gdzie: dt — przedział czasu; a — współczynnik przechodzenia ciepła kcal/m²h °C.

Jeżeli dT/dr oznacza gradient temperatury na powierzchni ciała, to według definicji przewodnictwa cieplnego ilość ciepła doprowadzonego na drodze przewodzenia do jednostki powierzchni w jednostce czasu wyrazi się wzorem:

$$\frac{dQ}{dt} = \lambda \cdot \frac{dT}{dr} \quad [3]$$

gdzie: λ — współczynnik przewodzenia ciepła kcal/mh °C — jest to ilość ciepła, która w ciągu jednej godziny przepływa przez sześciąt o długości boku 1 m, gdy różnica temperatur ścian przeciwległych wynosi 1 °C.

Z porównania równań [2] i [3] wynika:

$$\frac{dT}{dr} = \frac{a}{\lambda} (T_1 - T_2) \quad [4]$$

Współczynnik $\frac{a}{\lambda}$ charakteryzuje intensywność odprowadzania ciepła przez medium od powierzchni ciała i nazywa się *intensywnością hartowania*.

W Anglii (*Russell*) przyjęto oznaczać intensywność hartowania symbolem h , natomiast w USA (*Grossmann*) intensywność hartowania oznacza się symbolem $H = 0,5 h$.

Po wprowadzeniu przyjętych oznaczeń intensywności hartowania równanie [4] przyjmuje następującą postać:

$$\frac{dT}{dr} = h \cdot (T_1 - T_2) \quad [4a]$$

$$\frac{dT}{dr} = \frac{H}{0,5} \cdot (T_1 - T_2) \quad [4b]$$

Jak wynika z $h = \frac{a}{\lambda}$ intensywność hartowania posiada wymiar: odwrotność miary liniowej. W układzie metrycznym wymiar h będzie zatem: m⁻¹, w układzie calowym — cal⁻¹.

Z tablicy I widocznym jest, że rozpiętość wartości intensywności hartowania nawet dla tego samego ośrodka jest bardzo znaczna. Istnieje metoda określania intensywności hartowania przy użyciu odpowiednich nomogramów ³⁾.

TABLICA I. Orientacyjne wartości intensywności hartowania H (w calach⁻¹) przemysłowych kąpielii hartowniczych.

Ruch względny ośrodka i przedmiotu (agitation)	Ośrodek hartujący		
	olej	woda	solanka
żaden	0,25 ÷ 0,30	0,9 ÷ 1,0	2,0
słaby	0,3 ÷ 0,35	1,0 ÷ 1,1	2,0 ÷ 2,2
umiarkowany	0,35 ÷ 0,40	1,2 ÷ 1,3	
średni	0,4 ÷ 0,5	1,4 ÷ 1,5	
silny	0,5 ÷ 0,8	1,6 ÷ 2,0	
gwałtowny	0,8 ÷ 1,1	4,0	5,0

Na zdolność odbierania ciepła przez ośrodek hartujący (oprócz ruchu względnego) wpływają następujące jego cechy chwilowe lub przyrodzone: temperatura, przewodnictwo cieplne, lepkość, ciepło właściwe, temperatura wrzenia, ciepło parowania i skład chemiczny (wzgl. czystość). O ile dla wody (i powietrza) czynniki te są drugorzędne w porównaniu do wpływu ruchu względnego, to dla oleju mają poważny wpływ temperatura i lepkość: olej o wyższej lepkości hartuje gorzej, przy czym jednak w miarę wzrostu temperatury lepkość maleje.

Stan powierzchni przedmiotu hartowanego może również w dużej mierze wpłynąć na efekt hartowania: zgorzelina działa jak izolator, przy czym przy hartowaniu w oleju nie ma ona tendencji do odpadania.

2. Czynniki masy i kształtu powierzchni.

Na głębokość przehartowania wpływa czynnik masy. Powoduje on zarówno malenie utwardzenia powierzchniowego wraz ze wzrostem wymiarów przedmiotu, jak również zmniejszenie się głębokości utwardzenia. Jest to wynikiem zwiększenia pojemności cieplnej masy przedmiotu oraz nieliniowej zmiany wielkości powierzchni chłodzonej przypadającej na jednostkę objętości, co ma decydujący wpływ na charakter odprowadzania ciepła (zmiana warunków ruchu ciepła w przedmiocie). *French* udowodnił ponadto, że kształt konturu powierzchni przyczynia się do powstania różnych szybkości chłodzenia w środku przekroju tej samej wielkości, np. dla przekroju o powierzchni równej 1 cal kw. szybkość chłodzenia w środku będzie równa dla kuli 95°/sek, dla pręta okrągłego — 52°/sek, a dla płyty — 31°/sek].

Wpływ czynnika masy zmusza więc do takiego opracowania metody określania hartowności, która by praktycznie umożliwiała przewidywanie utwardzenia przedmiotów różnych rozmiarów i kształtów.

Metody określania hartowności stali

Metody określania hartowności stali polegają na ustaleniu zależności pomiędzy warunkami odprowadzania ciepła (szybkościami chłodzenia) przy obróbce cieplnej a mikrostrukturą, powstałą w tych warunkach.

Niezależnie od szczegółów wykonania samego oznaczenia, stosowane metody określania hartowności sprowadzają się do pomiaru głębokości utwardzenia (wg przyjętego kryterium utwardzenia) na znormalizowanych próbkach, hartowanych w odpowiednio ustalonych warunkach.

Istnieją dwie metody pomiaru głębokości utwardzenia:

1. przez badanie struktury metalograficznej;
2. przez pomiar twardości.

Metoda pierwsza jest dokładniejsza, ale zbyt kłopotliwa i kosztowna dla zastosowania prze-

mysłowego i stosowana prawie wyłącznie przy pracach badawczych.

Metoda druga daje zupełnie zadowalające praktycznie rezultaty, ale wymaga odpowiedniej interpretacji wyników.

Żadna z opracowanych dotychczas i wypróbowanych metod określania hartowności nie może być uważana za uniwersalną ^{2]}. Większość z nich nadaje się do badania stali płytko hartujących. Dla stali średnio hartujących praktyczne zastosowanie znalazła tylko metoda *Jominy'ego* ^{2]}. Również dla stali głęboko hartujących literatura ^{2]} podaje jedną metodę.

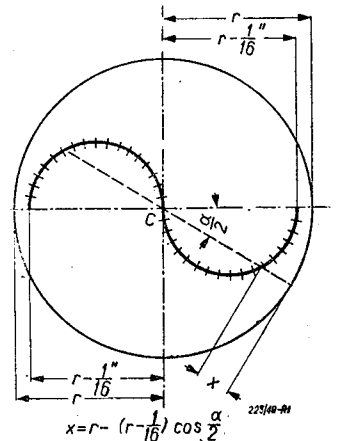
Pod względem użyteczności, metody określania hartowności powinny spełniać następujące warunki:

1. wyniki muszą być dostatecznymi wskaźnikami zachowania się stali przy obróbce cieplnej;
2. wyniki otrzymane na analogicznych próbkach przez różnych wykonawców powinny różnić się tylko w dopuszczalnych praktycznie granicach;
3. oznaczenie musi być szybkie i ekonomiczne;
4. wyniki powinny być tak wyrażone, aby mogły być łatwo przekazywane na odległość (np. przez telefon).

1. Wyznaczanie krzywych typu „U”

Najprostszą w ogóle metodą określania hartowności jest hartowanie pręta określonych wymiarów i kształtu z odpowiedniej temperatury, a następnie oznaczenie rozkładu twardości na przekroju hartowanym, najczęściej metodą *Rockwella*. Przekrój do badania rozkładu utwardzenia należy przygotować przez ostrożne przecięcie względnie przełamanie, a następnie przez gładkie oszlifowanie. Odczyty twardości winny być czynione dostatecznie gęsto od zewnątrz do środka, według pewnego systemu. Najczęściej bierze się średnie z odczytów na dwóch prostopadłych do siebie średnicach.

Niektóre firmy amerykańskie zalecają dokonywanie pomiarów twardości według pewnej krzywej, która umożliwia większą dokładność w określeniu rozkładu utwardzenia, na przykład Chrysler Corp. (rys. 1). Inne natomiast dokonują tylko pomiaru twardości powierzchni i rdzenia z pominięciem twardości po-

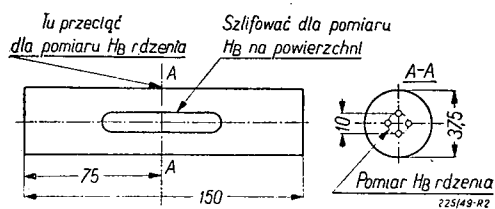


Rys. 1. Próbką do badania hartowności zastosowaną przez Fa. Chrysler Co.

średnich na przykład Chevrolet Motor Corp. (rys. 2).

Dla określenia hartowności jakiejś stali (względnie jakiegoś wytopu) metodą krzywych U należy użyć co najmniej kilku próbek różnej średnicy (rys. 3), co znacznie zwiększa zarówno czas pracy laboratoryjnej, jak również i obróbki mechanicznej, a więc podnosi koszty i utrudnia wykonanie oznaczenia.

Dla celów klasyfikacji porównawczej jest pożądane wyrażanie hartowności w sposób mniej jakościowy, a bardziej ilościowy, np. liczbę, jak to się czyni dla oznaczenia składu chemicznego, twardości lub wielkości ziarna. Poza tym dalszą trudnością w jednakowym wykonaniu krzywych U jest różna intensywność hartowania



Rys. 2. Próбка do badania hartowności zastosowana przez Fa. Chevrolet Motor Co.

w warunkach przemysłowych. Temperatura ośrodka, ruch przedmiotu lub ośrodka, względnie obecność zgorzeliny powoduje duże różnice w otrzymanym obrazie. Dla celów porównawczych hartowność musi być zawsze określana w warunkach jednoznacznych, co w tej metodzie jest dość trudne do urzeczywistnienia.

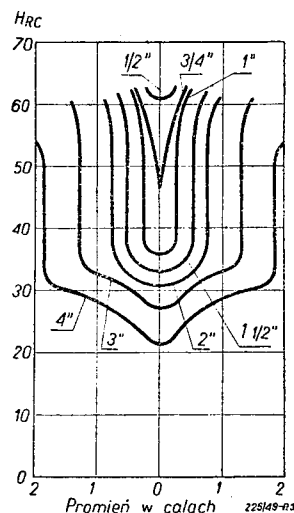
2. Metoda P-F Shepherd¹⁾

Do końca lat trzydziestych jedyną próbą hartowności, która znalazła szerokie zastosowanie (przede wszystkim w USA) była próba $P-F$ Shepherd. Próba ta, której szczegóły opublikowano w r. 1934, polega na hartowaniu czterech prętów o średnicy $3/4''$ i długości $3''$ w 10% roztworze wodnym NaCl po uprzednim nagraniu do ustalonej temperatury. Zahartowane próbki (posiadające nacięty karb), łamie się, przy czym jedna część złomu jest polerowana i trawiona 50% roztworem wodnym HCl przy temperaturze 80°C dla uwidocznienia głębokości utwardzenia. Zwykle stosuje się cztery temperatury hartowania: 790 , 815 , 845 i 870°C (czas wygrzewania 25 min.), przy czym pręty są poddawane obróbce wstępnej, polegającej na hartowaniu w oleju przy temperaturze 870°C (czas wygrzewania 40 min.).

Obserwacja przełomu polega w zasadzie na porównywaniu z kompletem wzorców. Głębokość utwardzenia na części trawione mierzy się z dokładnością do $1/64''$ (ok. $0,4\text{ mm}$), co jest zwykle łatwe do przeprowadzenia dla badanych gatunków stali. Wynik oznaczenia składa się z 8

cyfr, z których 4 pierwsze dotyczą głębokości utwardzenia (w $1/64''$) dla każdej z 4 próbek, następne 4 — wielkości ziarna.

Metoda ta została rozwinięta dla stali narzędziowych i jest dla nich celowa, łatwa i praktyczna. Daje ona cenne i ważne wskazówki jednak nie obejmuje całego wachlarza produkcji stali. W Polsce odpowiednikiem tej metody jest „Próba hartowności oraz wrażli-

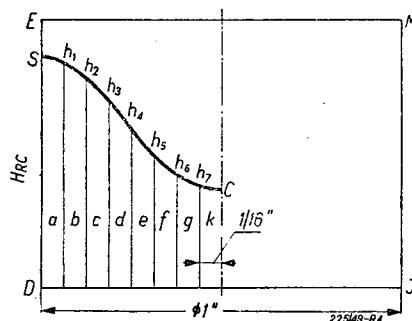


Rys. 3. Krzywe typu U dla stali SAE 1050.

wości na przegrzanie“. Szczegóły jej odnośnie kształtu i wymiarów próbek, temperatur hartowania itd. podaje zalecenie hutnicze NH/BM-51.

3. Metoda S-A-C²⁾

Metoda $S-A-C$ została zaproponowana w r. 1938 przez Burnsa, Moorea i Archera⁵⁾. Stanowi ona pewne przekształcenie i rozwinięcie uprzednio już stosowanej metody krzywych U . Dla otrzymania ilościowego ujęcia wyników posłużono się tu wielkością pola ograniczonego krzywą hartowności typu U (rys. 4).



Rys. 4. Schemat obliczania pola A w met. $S-A-C$.

Pole pod tą krzywą jest w przybliżeniu sumą trapezów, których obie podstawy są dane przez

¹⁾ Penetration Fracture.

²⁾ Surface — powierzchnia; Area — przestrzeń, pole; Center — środek.

wielkość twardości, a wysokość jest odległością punktów jej pomiaru.

Próbki w metodzie S—A—C mają średnicę 1" i długość 4". Materiał na próbki kuje się z pełnego przekroju na $\phi 1\frac{1}{8}$ " i normalizuje (grzanie w ciągu 1 godz. w temp. 925°C i studzenie na powietrzu). Próbki ogrzewa się w atmosferze ochronnej do temperatury hartowania, a następnie hartuje w wodzie o 18,5 ÷ 24°C. Zahartowaną próbkę przecina się ostrożnie, po czym oba końce jednej połowy są szlifowane, a powierzchnia w miejscu przecięcia również polerowana i trawiona, co ułatwia wykrycie nieregularności zahartowania i przypadkowych przegrzań.

Dla dokonania pomiaru twardości rysuje się na powierzchni badanej 7 współśrodkowych okręgów co 1,16" oraz 4 średnice co 45°. Twardość H_{RC} mierzy się na przecięciu okręgów ze średnicami (na ostatnim wewnętrznym tylko na co drugim przecięciu) oraz w środku powierzchni. Ponadto dokonuje się pomiaru twardości powierzchniowej na zewnętrznej powierzchni próbki w odległości 1/8" poniżej przekroju w punktach odpowiadających nakreślonym średnicom. Powierzchnia zewnętrzna jest przed pomiarem lekko szlifowana dla usunięcia zgrzeli lub brudu. Twardość powierzchniowa jest średnią ze wszystkich pomiarów na powierzchni; twardość w środku — jest średnią z 5 odczytów, tj. w środku oraz 4 na wewnętrznym okręgu.

Jeżeli przyjmie się następujące oznaczenia: S — twardość powierzchniowa, C — twardość w środku próbki, h_n — twardość w punkcie pomiaru n , to wówczas:

całe pole pod krzywą = $2 \cdot 1\frac{1}{16}$ ". $(S/2 + h_1 + h_2 \dots + C/2) H_{RC}$. cali kw.

Jeżeli np. pole pod krzywą = $42 H_{RC}$, twardość na powierzchni $S = 59 H_{RC}$, twardość w środku $C = 32 H_{RC}$, wówczas pełne oznaczenie będzie 59—42—32.

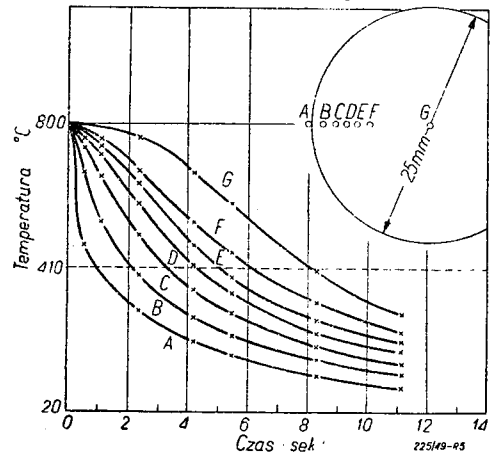
Ogólnie rzecz biorąc metoda S—A—C zapewnia dobrą odtwarzalność wyników przy jednoczesnej łatwości wykonania. Poważnym ograniczeniem jej stosowalności jest możliwość zastosowania do stali płytko hartujących (węglowych o zawartości 0,30 ÷ 0,60% C). Większość stali stopowych amerykańskich hartuje się za głęboko.

Metoda ta jest uważana często⁶⁾ jako doskonałe uzupełnienie metody Jominy'ego w zakresie stali płytko hartujących.

4. Określanie hartowności za pomocą czasu chłodzenia M. A. Grossmanna

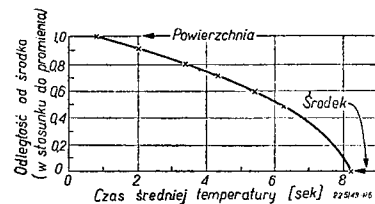
Metoda Grossmanna³⁾ jest oparta na pojęciu tzw. czasu średniej temperatury, tj. czasu chłodzenia do temperatury średniej pomiędzy temperaturą przedmiotu hartowanego a temperaturą ośrodka. Dla różnych punktów pręta

o średnicy D można wykreślić zależność „temperatura — czas chłodzenia“, przy znanej intensywności hartowania H (rys. 5). Powyższa zależność pozwala łatwo uzyskać zależność



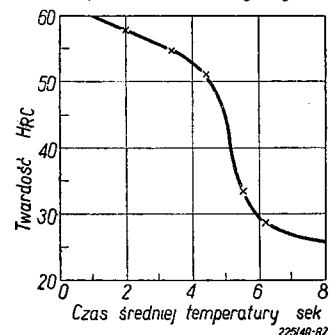
Rys. 5. Zależność „temperatura — czas chłodzenia“ dla różnych punktów pręta o ϕ 25 mm i przy $H = 4$ (Russell).

„odległość od środka — czas średniej temperatury“ (rys. 6). Jeżeli jednocześnie pomierzy się twardość na przekroju pręta hartowanego, to można wówczas przedstawić twardość w funkcji czasu średniej temperatury (rys. 7).



Rys. 6. Zależność „odległość od środka — czas średniej temperatury“ (dla warunków wg rys. 5).

Z zależności ostatniej — słusznej ilościowo dla danego wytopu można odczytać: 1) twardość w dowolnym punkcie (o znanym czasie średniej temperatury) pręta o dowolnej średnicy przy tym samym H ; 2) „charakterystyczny czas chłodzenia“



Rys. 7. Zależność „twardość — czas średniej temperatury“ (przykładowo dla warunków wg rys. 6).

„odpowiadający największej stromości krzywej twardości) będący właśnie charakterystyką hartowności danej stali, określoną ilościowo za pomocą „średnicy krytycznej“.

Srednica krytyczna jest to srednica pręta, dla którego czas chłodzenia w środku jest równy charakterystycznemu czasowi chłodzenia.

Srednica krytyczna określona w znormalizowanych warunkach intensywności hartowania H jest porównawczą miarą hartowności w metodzie *Grossmanna*.

Srednicę krytyczną można określić dwojako:

1. przez badanie twardości w środku prętów różnej średnicy, lecz hartowanych przy $H = \text{const}$. Srednica krytyczna wykazuje największy spadek twardości w porównaniu ze średnicami większymi i mniejszymi;

2. przez obserwację przełomu. Srednica krytyczna jest największą średnicą, przy której rdzeń jest jeszcze całkowicie zahartowany. Obserwacja przełomu prowadzi do wniosku, że przejście od strefy zahartowanej do niezahartowanej jest bardzo gwałtowne. Badania mikroskopowe wykazują nagły wzrost zawartości produktów przemiany wyższych temperatur przy jednoczesnym spadku zawartości martenzytu. Ta okoliczność ułatwia ocenę średnicy krytycznej z wyglądu przełomu.

Późniejsze prace badawcze wykazały^{10]}, że dla stali płytko hartujących strefie przejściowej odpowiada struktura 50% martenzytu + 50% troostytu i dla tych stali tylko przejście od struktury zahartowanej do niezahartowanej ma przebieg raptowny i dobrze widoczny. Jeżeli natomiast stal zawiera dodatki stopowe, przejście to nie będzie już tak wyraźne jak poprzednie, gdyż wystąpi bainit, i to spowoduje łagodniejszy charakter przejścia. Wynika stąd ograniczenie stosowalności tej metody do stali płytko hartujących.

5. Linia hartowności

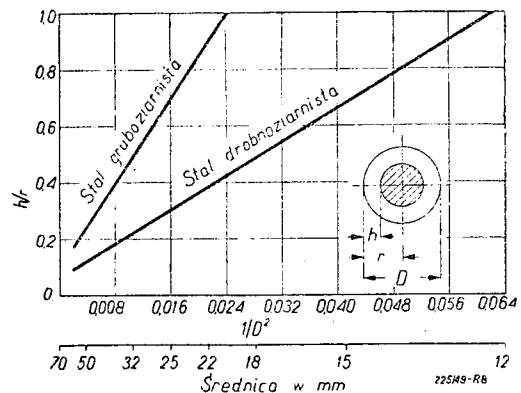
W roku 1938 *Queneau* i *Mayo*^{4b]} zaproponowali prostą i szybką metodę określania hartowności (danego wytopu) stali płytko hartujących, polegającą na wyznaczeniu za pomocą tylko dwóch próbek średnicy krytycznej (wg kryterium 50% martenzytu) dla określonych warunków intensywności hartowania. Autorowie oparli swą metodę o zmiany temperatury podczas hartowania, uczyniwszy założenie, że gradient temperatury na powierzchni jest proporcjonalny do temperatury powierzchni. Przy tym założeniu, jak to wykazały doświadczenia zależność:

$$\frac{h}{r} = f\left(\frac{1}{D^2}\right)$$

gdzie: h — głębokość warstwy utwardzonej, r — promień pręta, D — średnica pręta, przedstawia się w postaci linii prostej z zupełnie zadowalającą dokładnością.

Oczywiście zależność ta jest słuszna dla identycznych warunków hartowania i w granicach jednego wytopu. Skonstruowanie takiej „linii hartowności“ (rys. 8) sprowadza się do

wykonania dwóch próbek cylindrycznych o średnicy większej niż przypuszczalna średnica krytyczna, zahartowaniu ich w ustalonych warunkach, wykonania szlifu, wytrawienia go



Rys. 8. Linia hartowności dla próbek ze stali SAE 1040. Temperatura hartowania 830°C.

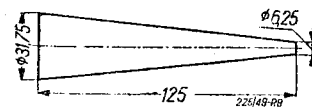
i zmierzenia głębokości strefy utwardzonej (co dla stali węglowych jest dość łatwe i nie pozostawiające wątpliwości). Przez otrzymane dwa punkty zależności $\frac{h}{r} = f\left(\frac{1}{D^2}\right)$ można na zasadzie doświadczeń *Queneau* i *Mayo* poprowadzić prostą, której ekstrapolacja do $\frac{h}{r} = 1$ pozwala

określić średnicę krytyczną (w danych warunkach hartowania).

Podobne zależności można uzyskać dla innych przekrojów np. dla płyt. Autorowie wskazują na pewną wygodę użycia „linii hartowności“ do wykrywania wpływu zmian analizy chemicznej, wielkości ziarna, metody prowadzenia i odtleniania wytopu, jak również różnic w warunkach hartowania — wynikającą z prostoliniowego jej przebiegu.

6. Próba stożkowa Greenea i Posta

Próba stożkowa została opracowana w r. 1942^{7]} dla oznaczania hartowności stali płytko hartujących o zawartości 1,10% C. Polega ona na hartowaniu stożka 125 mm długości, o średnicach odpowiednio 6,25 mm do 31,75 mm (rys. 9) w strumieniu solanki. Po przecięciu, na po-



Rys. 9. Próбка stożkowa wg Greenea i Posta.

wierzchni szlifowanej wzdłuż osi próbki dokonuje się pomiaru H_{RC} . Przecinanie i szlifowanie powinno odbywać się dostatecznie ostrożnie, aby przypadkowe odpuszczenie nie mogło mieć miejsca. Odpuszczenie może być wykryte przez wytrawienie w słabym roztworze kwasu.

Ponieważ operacja przecinania zahartowanej próbki jest zbyt skomplikowana dla zastosowania praktycznego, autorowie metody podali w r. 1945 ^{8]} sposób postępowania oraz opis odpowiedniego urządzenia, opartego na zasadzie elektromagnetycznej, służącego do określania wyników oznaczenia bez przecinania próbki.

Szybkość chłodzenia wzdłuż osi próbki w temperaturze 705° C ustalono doświadczalnie, wobec tego na zasadzie wyników badania twardości można określić szybkość chłodzenia konieczną dla uzyskania pewnej twardości po zahartowaniu badanej stali.

Warunki obróbki cieplnej próbki powinny być zgodne ze stosowanymi w praktyce. Dla stali 0,60 ÷ 1,30% C przyjmuje się zwykle temperaturę hartowania 780° C, czas wygrzewania 10 min., całkowity czas w piecu 30 min. Stale 1,10% C uprzednio hartuje się w oleju przy 870° C.

Strumień solanki o ustalonej intensywności przepływu uzyskuje się przy użyciu specjalnego urządzenia. Roztwór solanki zawiera 10% NaCl w stosunku wagowym; temperatura solanki — pokojowa. Stożek hartuje się cieńszym końcem ku dołowi.

Kształt próbki zapewnia stosunkowo łagodny przebieg spadku szybkości chłodzenia wzdłuż próbki, co jest konieczne dla uzyskania wyraźniej charakterystyki stali płytko hartującej.

7. Tarczowa próba hartowności Shepherd'a

Hartowność stali płytko hartujących można oznaczać również inną metodą, opracowaną przez Shepherd'a ^{2]}, polegającą na hartowaniu w specjalnym roztworze solanki próbek w kształcie tarczy różnej grubości, wykonanych ze stali badanej.

Po hartowaniu, próbki przecina się cienką tarczą szlifierską i trawi przekrój, dla wykazania głębokości zahartowania. Hartowność jest podawana cyfrowo w 1/32" grubości najcieńszej tarczy, która wykazuje miękką rdzeń wielkości co najmniej 5/64".

Oznaczenie składa się z:

a) obróbki wstępnej: wygrzania próbek w temperaturze 870° C/40', hartowania w oleju i następnie oczyszczenia ze zgorzeli;

b) obróbki właściwej: hartowania przy temperaturze 775° C/20' w solance. Ogrzewanie próbki odbywa się w naczyniu z ołowiem; pomiar temperatury za pomocą termopary.

8. Metoda P—V ^{1]} Shepherd'a

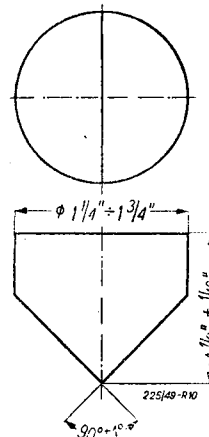
Metoda P—V została zaproponowana przez Shepherd'a w r. 1947 ^{9]} dla stali, które wymagają większej szybkości chłodzenia niż 45°/sek

^{1]} Penetration — Velocity lub Penetration — Vee Shape.

(w temp. 705° C) dla uzyskania struktury w 50% martenzytycznej. Zasada tej metody i wiele szczegółów jej wykonania wskazuje na poważny wpływ metody Jominyego ^{1]}, która nadaje się jednak do badania stali głębiej hartujących, niż to jest przewidziane w metodzie P—V. (Próba Jominy L dla stali płytko hartujących nie jest dość praktyczna, ze względu na trudności wykonania próbki oraz pęknięcia przy hartowaniu).

Bezpośrednią przyczyną opracowania tej metody była konieczność znalezienia postępowania, pozwalającego na dokładne i odtwarzalne przedstawienie zależności między szybkością chłodzenia a otrzymaną twardością i to w sposób łatwy i tani, aby mógł znaleźć zastosowanie w przemyśle.

Próbka w metodzie P—V ma kształt walca, zakończonego z jednej strony ścięciem klinowym (rys. 10). Próbki o większej średnicy należy przetoczyć; mniejszej średnicy — hartować przy zmniejszonej intensywności przepływu medium chłodzącego. Normalnie próbki można uciąć z pręta walcowanego odpowiedniej średnicy, co przy użyciu odpowiedniego uchwytu (przystawnego o kąt 90°) pozwala na całkowite przygotowanie próbki w ciągu 3 1/2 minut. Tak wykonana próbka jest poddawana zmiękczeniu (próba przeznaczona jest głównie dla stali nadeutekoidalnych), ogrzana do 790° C w elektrycznej muflie (całkowity czas w piecu 1 h)



Rys. 10. Próbka P—V Shepherd'a.

i hartowana strumieniem solanki o temperaturze około 30° C w specjalnym urządzeniu. Hartowanie następuje przez uderzenie strumienia solanki na klinowe zakończenie próbki. Intensywność przepływu solanki wynosi około 21 litrów na minutę, co można ustalić przez pomiar swobodnego wytrysku (75 mm). Próbkę studzi się do całkowitego ochłodzenia. Urządzenie do hartowania posiada uchwyt, umożliwiający hartowanie próbek różnej średnicy ^{9]}.

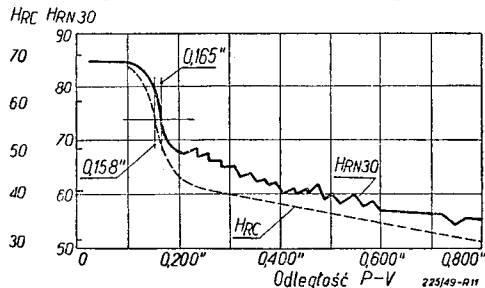
Zaletą metody P—V jest kształt próbki, rozciągający zakres zmian szybkości chłodzenia w strefie szybkości krytycznej do tego stopnia, że przebieg zmian utwardzenia jest łagodny i łatwy do zmierzenia. Szybkości chłodzenia w temperaturze 705° C zostały zmierzone wzdłuż osi próbki.

Dla pomiaru utwardzenia próbkę zahartowaną przecina się prostopadłe do grzbietu klina. Postępowanie może być dwójakie:

1) wycina się płytkę o grubości 3/8" ze środka i szlifuje obie płaszczyzny przecięcia,

2) przecina się próbkę w odległości nie większej niż $3/16''$ od środka i szlifuje płaszczyznę przecięcia oraz przeciwległą pobocznice.

Pomiaru twardości dokonuje się wzdłuż osi próbki metodą *Rockwella* w skali C co $0,050''$ lub w skali N30 (ew. metodą *Vickersa*) co $0,015''$. Skala N30 jest polecana ze względu na większą dokładność pomiaru. Wskazane jest używanie specjalnego uchwytu przy pomiarze twardości. Otrzymane wyniki nanosi się na wykres: twardość w funkcji odległości od wierzchołka kąta (rys. 11). Wykres taki umożliwia porównywa-



Rys. 11. Charakterystyka hartowności P-V wg Shepherd.

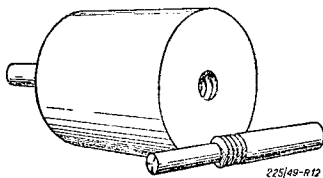
nie hartowności stali badanych i klasyfikowanie ich stosownie do przyjętego kryterium.

Shepherd opracował również wykresy ujmujące zależność między wynikami metody P—V oraz innych metod, w szczególności P—F i *Jominy'ego*.

9. Metoda oznaczania hartowności dla stali stopowych głęboko hartujących

Żadna z uprzednio opisanych metod nie daje pozytywnych rezultatów, kiedy przedmiotem badania są stale wysokostopowe hartujące się już przy chłodzeniu na powietrzu.

Dla umożliwienia badania tych gatunków stali opracowano (*Post, Fetzer i Fenstermacher*) metodę polegającą^{2]} na hartowaniu na powietrzu zespołu przedstawionego na rys. 12. Zespół ten składa się z walca i dwu jednakowych próbek. Walec o średnicy $6''$ i długości $6''$ wy-



Rys. 12. Zespół do hartowania na powietrzu.

konany z 32% stopu Ni-Fe, posiada wywiercony przez środek otwór o średnicy $0,858''$, nagwintowany z obu końców na długości $1''$. Każda próbka z badanej stali ma $7''$ dług., przy czym $4''$ o średnicy $1''$ wystają z walca, podczas gdy $3''$ o średnicy $0,856''$ znajdują się wewnątrz walca.

Dla wykonania oznaczenia dwie jednakowe próbki wkręca się do walca (po jednej z każdej

strony), ogrzewa cały zespół do temperatury hartowania stali badanej, wygrzewa przy tej temperaturze przez odpowiedni przeciąg czasu, wyjmuje z pieca i studzi na powietrzu (zespół umieszcza się w siatce drucianej). Następnie wykręca się obie próbki, szlifuje dwie przeciwległe powierzchnie wzdłuż pobocznicy i dokonuje pomiaru twardości na powierzchniach szlifowanych.

Zasadniczym zadaniem walca Ni-Fe jest stopniowe opóźnienie stygnięcia wzdłuż długości próbki; służy on jako zasobnik ciepła, który dzięki swej masie stygnie znacznie wolniej niż stosunkowo cienka próbka. Szybkości chłodzenia wzdłuż długości próbki (temp. 540°C) określono doświadczalnie. Podobnie więc jak w innych metodach badania hartowności, można określić dla badanej stali zależność pomiędzy szybkościami chłodzenia (temp. 540°C), a odpowiadającymi im twardościami H_{RC} .

Doświadczenia wykazały, że szybkość chłodzenia w środku brył regularnych chłodzonych na powietrzu zależy od stosunku powierzchni do objętości. Mając więc wyniki oznaczenia hartowności, można ustalić twardości w środku brył regularnych o znanym stosunku powierzchni do objętości (czyli o znanej szybkości chłodzenia w rdzeniu).

W przeciwieństwie do innych stali (płyciej hartujących), stale hartujące się na powietrzu są stosunkowo mało czułe (jeżeli chodzi o hartowność) na niewielkie zmiany w składzie chemicznym. Dlatego dla stali tego rodzaju wystarczy określić hartowność przy chłodzeniu na powietrzu — tylko dla pewnego typu analizy chemicznej.

Przedstawiony przegląd współczesnych metod badania hartowności stali uwzględnia najczęściej z nich stosowane. Zakres stosowności i użyteczności poszczególnych metod został podany według danych zawartych w dostępnej obecnie literaturze technicznej.

Wydaje się, że w chwili, gdy rzucone zostało hasło usprawnienia naszej gospodarki narodowej, jest zupełnie celowym podanie powyższego krótkiego przeglądu metod badania hartowności. Od właściwego i nowoczesnego podejścia do zagadnienia klasyfikacji i doboru stali zależy bowiem w dużym stopniu racjonalna gospodarka przemysłu w dziedzinie surowców podstawowych.

ŹRÓDŁA

- ^{1]} Przegląd Mechaniczny VII, zeszyt 10—12, r. 1948, str. 398—406. „Badanie hartowności stali metodą *Jominy'ego*“ — *Fr. Staub i St. Wojciechowski*.
- ^{2]} „Metals Handbook — 1948 Edition“. Pub. by The American Society for Metals, str. 489—502.
- ^{3]} „Principles of Heat Treatment“ by *M. A. Grossmann*, wydane przez The American Society for Metals w r. 1940, str. 45 i dalsze.
- ^{4]} „Hardenability of Alloy Steels“, Pub. by The American Society for Metals — 1939.
 - a) „Hardenability in Light Sections by *G. V. Luerksen*.

- b) „Hardenability and Its Designation, the Hardenability Line“ by B. R. Queneau and W. H. Mayo.
- 6] Transaction A. S. M. XXVI — r. 1938, str. 1—36. „Quantitative Hardenability“ by J. L. Burns, T. L. Moore and R. S. Archer.
- 6] Transactions A. S. M. XXVIII — r. 1940, str. 157 i dalsze. „Hardenability Variations in Alloy Steels — Some Investigation With the End - Quench Test“ by Gordon T. Williams.
- 7] Transactions A. S. M. XXX — r. 1942, str. 1202—1247. „Hardenability of Shallow Hardening Steel“ by C. B. Post, Q. V. Greene and W. H. Fenstermacher.
- 7] Metal Progress, Vol. 47, Feb. 1945, str. 286 i dalsze. „Magnetic Measurement of the Hardenability of Carbon Tool Steels“ by C. B. Post and W. H. Fenstermacher.
- 9] Transactions A. S. M. XXXVIII — r. 1947, str. 345—385. „Hardenability of Shallow Hardening Steels Determined by the P-V Test“, by B. F. Shepherd.
- 10] „Steel and Its Heat Treatment“ by D. K. Bullens and the Metallurgical Staff of the Battelle Memorial Institute, Tom I, wyd. V, r. 1948, str. 272—310.

PODRECZNIKI

- J. E. Kontorowicz — „Termiczeskaja obrabotka stali“, 1945.
- J. S. Kozłowski — „Prokaliwajemost stali“ 1945.
- W. S. Meskij i T. P. Kopp — „Koliczestwennoje wlijanie legirujuszczich elementow na prokaliwajemosty stali“. Stal 9—10/46, str. 574.
- „Maszynostrojenie“, tom 3, str. 286.
- Prof. N. F. Boichowit'inow — „Metałowiedjenje i termiczeskaja obrabotka“, 1947.

Obróbka skrawaniem przy wysokich temperaturach

Prof. inż. STANISŁAW PŁUŻAŃSKI

Opis prób przeprowadzonych nad skrawaniem w wysokich temperaturach przez Zakład Obróbki Metali Politechniki Warszawskiej. — Osiągnięte wyniki i wnioski z nich wysnute. — Badania skrawania w wysokich temperaturach przeprowadzone za granicą.

Do skrawania z szybkością v m/min warstwy o przekroju $F = p \cdot g$ mm² materiału, którego opór właściwy skrawania w określonych warunkach jest k_s kG/mm², potrzebna jest siła:

$$P = F \cdot k_s \text{ kG.} \quad [1]$$

Moc skrawania:

$$N = \frac{P \cdot v}{60 \cdot 75} = \frac{F \cdot k_s \cdot v}{60 \cdot 75} \text{ KM} \quad [2]$$

Wydajność skrawania określona jest ciężarem wiórów otrzymywanych w ciągu godziny, tj.

$$G = \frac{F \cdot v \cdot 60 \cdot \gamma}{1000} \text{ kG/h,} \quad [3]$$

lub wstawiając wartość $F \cdot v$ z równania [2] do [3] otrzymamy:

$$G = \frac{60 \cdot 75 \cdot N \cdot 60 \cdot \gamma}{k_s \cdot 1000} = 270 \frac{N}{k_s} \text{ kG/h} \quad [4]$$

Dla stali $\gamma = 7,8$ kG/dcm³:

$$G = 2106 \frac{N}{k_s} \text{ kG/h} \quad [5]$$

Wzór [5] wskazuje, że wydajność skrawania wzrasta gdy:

- moc użyta do skrawania jest większa, lub
- opór właściwy skrawania materiału obrabianego jest mniejszy.

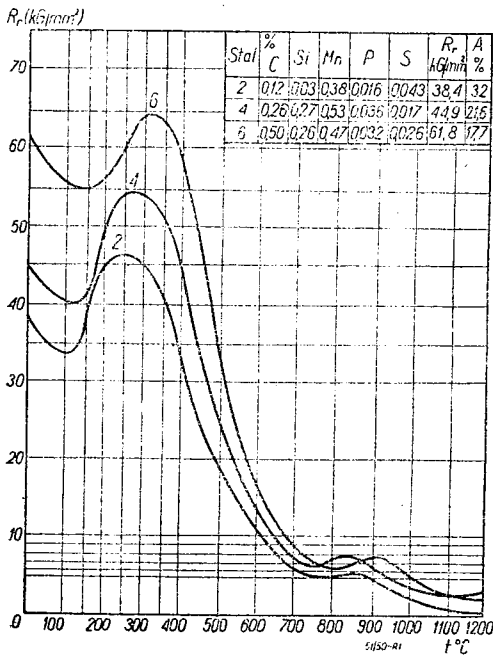
W praktyce powiększenie ilości skrawanego materiału w jednostce czasu osiąga się zwykle przez zwiększenie mocy obrabiarki N ; zmniejszenie k_s w tym samym celu można wyzyskać (z niewspółmiernie mniejszym efektem) przez

stosowanie większych przekrojów warstwy skrawanej (o ile na to pozwalają wymiary surowki i wytrzymałość elementów obrabiarki), gdyż wtedy jak wiadomo k_s ma mniejsze wartości. Pewien wpływ na wartość k_s mogą również wywierać inne czynniki jak: kształt ostrza noża, stan materiału w chwili skrawania, kształt przekroju warstwy skrawanej itp.

Znacznie poważniejsze zmniejszenie k_s dałoby się przypuszczalnie otrzymać przez skrawanie materiału w stanie gorącym. Przypuszczenie takie nasuwa porównanie z obróbką plastyczną, która odbywa się z reguły, po uprzednim ogrzaniu obrabianego materiału (walcowanie, kucie, tłoczenie, przeciąganie itp.) łatwo, dzięki znacznemu zmniejszeniu oporu właściwego. Opór ten przyjmuje się w tym wypadku jako proporcjonalny do wytrzymałości na rozciąganie R_t . Jeśli przebieg zmian wartości R_t wraz ze zmianą temperatury odbywa się (według nowych danych z literatury radzieckiej)¹⁾ jak wskazano na rys. 1, to krzywa 6 np. dla stali o zawartości 0,5% C i $R_t = 61,8$ kG/mm² wskazuje, że stal ta zmniejsza swą wytrzymałość w granicach temperatur $15^\circ < t^\circ < 800^\circ$ C do około $1/10$ pierwotnej wartości. Na tej podstawie możnaby przypuszczać, że i opór właściwy skrawania w odpowiedniej temperaturze będzie również dziesięciokrotnie mniejszy niż w zwykłych warunkach skrawania. W tym przypuszczeniu

¹⁾ M. A. Zajkow. Żurnał Tiejchniczeskaj Fizyki Tom XIX, zeszyt 6, 1949 r., str. 687.

mogłaby nas utwierdzić również prosta zależność, stosowana do przybliżonych obliczeń, a mianowicie $k_s = (3 \div 5) R_r^2$.



Rys. 1.

Jednak możliwość tak znacznego zmniejszenia k_s wraz ze wzrostem temperatury staje się mało prawdopodobna, gdy uwzględnimy znaczny wpływ twardości na opór skrawania metali. To zagadnienie było przedmiotem badań E. G. Herberta w Komisji do Badania Narzędzi tnących około 1926 r.³⁾ Z tych badań wynika, że miarą łatwości skrawania metali nie jest twardość materiału, mierzona w warunkach zwykłych, lecz wprowadzona przez Herberta twardość wzbudzona, otrzymywana przy pomocy specjalnego przyrządu tzw. wahadła Herberta. Twardość ta uwzględniając zarówno własności metalu jak i warunki występujące podczas skrawania jest właściwą miarą obrabialności skrawanego metalu. Otóż wykresy twardości wzbudzonej wskazują, że w granicach od $15^{\circ} < t < 300^{\circ} \text{C}$ metale plastyczne wykazują dość znaczne wahania twardości. Tak np. stal o zawartości 0,65% C, 0,83% Mn, 0,29% Si, 0,03% S i 0,03% P, posiada trzy maksima twardości (P_1, P_2, P_3 , rys. 2) i trzy minima (D_1, D_2, D_3); z wielu podobnych wykresów znaleziono, że najmniejsza twardość wzbudzona znajduje się w granicach 120 do 150°C dla stali, a poniżej 100°C — dla metali nieżelaznych. Chociaż wspomniane próby nie odnoszą się wprost do oporu skrawania, to je-

³⁾ H. Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, wyd. 7, tom II, str. 494.

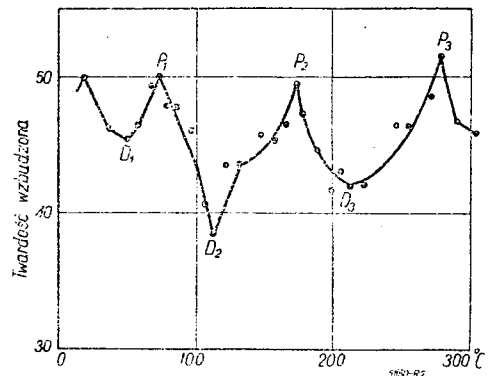
³⁾ Próby E. G. Herbert, w Cutting Tool Research Committee, Inst. Mech. Engineers opublikowane w Proceedings Inst. Mech. Eng. w zeszycie grudniowym 1927 r., str. 863 i grudniowym 1928 r., str. 775.

dnak wobec niezaprzeczalnej zależności k_s od twardości wzbudzonej, należy się liczyć z możliwością zmiany k_s wraz z temperaturą, podobnej do wskazanej na wykresie rys. 2.

Sposobowi skrawania na gorąco poświęcano dotąd mało uwagi ze względu na duże trudności wykonania takiego skrawania w praktyce; tym należy sobie tłumaczyć brak danych dotyczących tego sposobu skrawania zarówno w dawniejszej jak i w nowszej literaturze technicznej. Głównymi trudnościami skrawania w stanie gorącym są:

1. niemożność obróbki wymiarowej wskutek ciągłej zmiany wymiarów przedmiotu obrabianego, spowodowanej zmianą temperatury podczas pracy;
2. trudności manipulowania (zakładania, zdejmowania, mierzenia itp.) i obsługi obrabiarki, uciążliwego ciepła promieniowania itp.;
3. podniesienie kosztu obróbki przez wydatki na ogrzewanie materiału, komplikację pracy konieczność chłodzenia narzędzi, części tokarki itd.

W tych warunkach nie pozostawało nic innego jak drogą doświadczeń przekonać się



Rys. 2.

o charakterze zależności właściwego oporu skrawania od temperatury. Oddzielne próby zostały wykonane (prawdopodobnie po raz pierwszy w Polsce) w Zakładzie Obróbki Metali Politechniki Warszawskiej w ciągu lata 1949 r. Próby miały na celu:

1. ustalenie charakteru zależności oporu właściwego skrawania od temperatury w możliwie wielkim zakresie temperatur;
2. określenie wielkości k_s przy różnych temperaturach;
3. wyjaśnienie celowości stosowania wysokich temperatur przy skrawaniu.

Próby wykonano na tokarce i na strugarce poprzecznej; skrawano stal o zawartości 0,45% C, wytrzymałości $R_r \approx 67 \text{ kG/mm}^2$ i $H_B = 187$; skrawanie odbywało się na sucho, nożami z płytkami ze spiekanych węglików gatunku S3. Noże proste prawe miały kąt natarcia $\gamma = 10^{\circ}$ (na łysce szerokości 1,5 mm

$\gamma_1 = 5^\circ$), kąt przyłożenia $\alpha = 5^\circ$, oraz kąt przystawienia $\kappa = 60^\circ$ i wierzchołek ostrza zaokrąglony promieniem $r = 1$ mm. Jak należało oczekiwać, stosowanie ujemnego kąta natarcia (do $\gamma = -5^\circ$) okazało się przy skrawaniu gorącego materiału zbędne. Trzonki noży o wymiarach 18×23 mm zostały wydrążone w celu chłodzenia noża przepływającą wodą; wobec krótkości trwania poszczególnych prób skrawania, chłodzenie okazało się niepotrzebne i temperatura noży bezpośrednio po wykonaniu skrawania mało różniła się od otaczającej; powierzchni roboczych noża można było dotykać palcem, a termometry na przewodzie doprowadzającym i odprowadzającym wodę wykazywały tę samą temperaturę 12°C bez zmian.

Walek toczonej o średnicy 70 i 60 mm początkowo był izolowany cieplnie. Jednakże w związku z trudnościami osadzania wałka w izolacji azbestowej, osadzono przy dalszych próbach wałek wprost w kłach i zamiast izolacji cieplnej zastosowano chłodzenie kła w koniku strumieniem emulsji podawanej pompką do cieczy chłodzącej, kiel we wrzescie pozostawał niechłodzony. Grzanie wałka odbywało się przy pomocy palnika acetylenowo-tlenowego, umocowanego do suportu. Przed skrawaniem wałek był ogrzewany na całej swej długości, po czym następowało intensywniejsze ogrzewanie miejsca, w którym miało się rozpoczynać skrawanie i po dojściu do najwyższej temperatury (1100°C) płomień gaszono i rozpoczynano skrawanie. Po dokonaniu pomiaru w najwyższej temperaturze oczekiwano chwilę, aż wałek ochłodzi się o około 50°C po czym wykonywano następny pomiar itd., aż do ochłodzenia wałka do temperatury otoczenia. W okolicach temperatur krytycznych oraz w celu sprawdzania wyników, dokonywano pomiarów przy mniejszych różnicach temperatur. Stygnięcie wałka o średnicy 70 mm i około 1,3 m długiego, od temperatury 1000°C do 50°C trwało około 1,75 godz., przy czym od temperatury 90° chłodzono wałek emulsją w celu szybszego ostudzenia.

Skrawanie przeprowadzono w warunkach podanych na tablicy I.

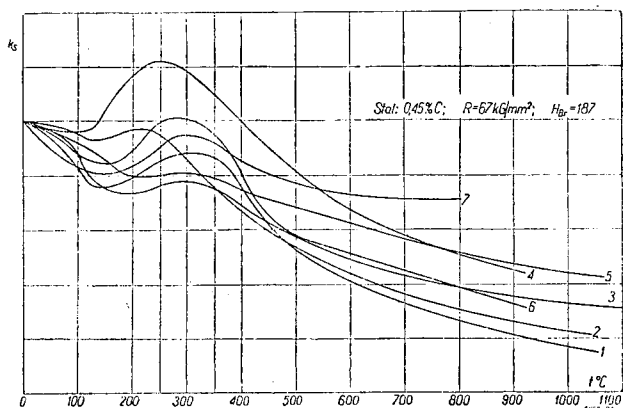
TABLICA I.

Nr	\varnothing mm	n obr/min	v m/min	p mm/obr	g mm	F mm ²
1	70	45	10	0,4	2.	0,8
2	70	45	10	0,75	3,75	2,8
3	70	45	10	1,0	5,0	5,0
4	60	242	45	0,4	2,0	0,8
5	60	242	45	0,75	3,75	2,8

Toczenie przy szybkości $v = 45$ m/min i $F = 5,0$ mm² okazało się niemożliwe do przeprowadzenia z powodu niedostatecznej mocy

silnika tokarki. Uzyskane podczas powyższych prób wyniki zestawione są na rys. 3 w postaci zależności $k_s = f(t)$ i oznaczone są cyframi odpowiadającymi kolejności prób. Krzywa 6 jest powtórzeniem próby 1 i dokonana była w celu sprawdzenia, przy zastosowaniu innego sposobu pomiaru oporów skrawania, musiała jednak być zaniechana dla innych F_1 wskutek zbyt silnego działania ciepła na przyrządy użyte do pomiarów.

Próby strugania wykonane były w podobny sposób z tą różnicą, że nóż był nie chłodzony i klocek z tej samej stali jak do prób toczenia, o długości 240 mm był ogrzewany w piecu oporowym elektrycznym do najwyższej temperatury, i umocowany w imadle strugarki przy użyciu jako izolacji tektury azbestowej, następnie wykonywano pomiary przy różnych temperaturach stygnącego klocka. Średnia



Rys. 3.

szybkość strugania wynosiła 8 m/min, przekrój warstwy skrawanej $F = p \cdot g = 0,635 \cdot 5 = 3,17$ mm². Otrzymane wyniki wskazuje krzywa 7. Pomiary przy struganiu były bardzo utrudnione z powodu silnych wahań wskaźników przyrządów pomiarowych i bardzo krótkiego czasu do obserwacji na nieznaczącej długości skrawania. Zastosowanie dłuższego klocka było niemożliwe z powodu ograniczonych wymiarów komory pieca elektrycznego.

Wszystkie krzywe otrzymane z naszych pomiarów wskazują wyraźnie, że opór właściwy skrawania k_s przy wzrastającej temperaturze zmienia się w sposób zgodny z wynikami prac Herberta (porównać z rys. 2), a mianowicie z początku k_s zmniejsza się osiągając swe minimum około 120 do 200° , po czym wzrasta aż do około $200 \div 300^\circ\text{C}$. Przy dalszym wzroście temperatury k_s maleje stale, najpierw szybko, a następnie wolniej. Zgodność charakteru krzywych otrzymanych zdaje się ustalać dostatecznie pewnie zależność k_s od temperatury w granicach, jakie mogłyby wchodzić w grę przy skrawaniu na gorąco. W celu zbadania zmian, jakie mogą zajść podczas toczenia przy większych szybkościach skrawania i przekroju warstwy skrawanej, należy odpowiednio rozszerzyć

zakres prób, co w obecnym stanie wyposażenia Zakładu Obróbki Metali było niewykonalne.

Jeśli chodzi o określenie wielkości liczbowych wartości oporu właściwego skrawania k_s przy różnych temperaturach skrawania, to niestety próby nasze nie dały dostatecznie pewnych wyników. Spowodowane to zostało wskutek nadmiernego rozgrzewania się przyrządów pomiarowych pomimo stosowanego ekranowania, oraz z powodu trudności związanych z dogodnym ogrzewaniem próbki toczonej i utrzymaniem stałej temperatury próbki podczas pomiarów. Praca przy tokarce podczas ogrzewania płomieniem acetylenowo-tlenowym była bardzo uciążliwa, nawet pomimo względnie dobrego ekranowania płomienia. Nawet po zgaszeniu palnika praca jest niedogodna wskutek niemożności sprawdzania w sposób zwykły wymiarów wałka, konieczność dokręcania kła konika wskutek kurczenia się stygnącego wałka, i uciążliwa z powodu gorąca oraz konieczności ciągłej uwagi przed gorącymi odpryskami wiórami. Przy bardzo wysokich temperaturach, powyżej 700–800° C należy się liczyć również z przeginaniem się miękniętego wałka, spowodowanym naciskiem noża oraz innych sił działających w układzie tokarka-materiał-nóż.

Liczbowe dane otrzymane w wyniku naszych prób wskazują, że w założonych warunkach pracy można osiągnąć zmniejszenie właściwego oporu skrawania przez ogrzanie materiału skrawanego do temperatury 600 lub 800° C, przy czym zmniejszenie to wynikające z krzywych (rys. 3) może być wyrażone stosunkiem:

$$s_1 = \frac{k_s \text{ dla } t_{20^\circ\text{C}}}{k_s \text{ dla } t_{600^\circ\text{C}}}, \quad s_2 = \frac{k_s \text{ dla } t_{20^\circ\text{C}}}{k_s \text{ dla } t_{800^\circ\text{C}}}$$

Wartości liczbowe s_1 i s_2 zestawione są w tablicy I.

TABLICA II. Wartości liczbowe s_1 i s_2

v mm/in	f mm ²	Nr krzywej	Obróbka	s_1	s_2
10	0,8	1	toczenie	1,80	2,28
10	2,8	2	„	2,12	2,92
10	5,0	3	„	2,34	3,30
45	0,8	4	„	1,37	1,73
45	2,8	5	„	1,62	2,02
10	0,8	6	„	1,67	2,25
8	3,17	7	struganie	1,64	1,77

Liczby zestawione w tablicy II wskazują, że korzyści jakie można otrzymać skrawając na gorąco, dalekie są od dziesięciokrotnego zmniejszenia wytrzymałości na rozciąganie podobnej stali w tych samych granicach temperatur,

jakiego można byłoby oczekiwać na podstawie domniemanej analogii zmiany k_s i R_r . Nie wydaje się również, ażeby taki korzystny stosunek był możliwy nawet w warunkach skrawania znacznie odbiegających od przyjętych w naszych próbach.

Wnioski jakie można wyciągnąć z przytoczonych tu pierwszych prób skrawania na gorąco, wykonanych przy pomocy przygodnych środków, są następujące:

a) Obróbka skrawaniem w wysokich temperaturach może dać dość znaczne korzyści przez zmniejszenie oporów skrawania i związane z tym zmniejszenie potrzebnej energii, skrócenie czasu pracy i zwiększenie wydajności maszyn. Orientacyjne zmniejszenie k_s wynosi około 1,6 do 2,3 razy przy temperaturze około 600° C.

b) Korzyści te można będzie osiągnąć pod warunkiem m. inn. rozwiązania w sposób korzystny ekonomicznie i technicznie, zagadnienia ogrzewania i utrzymywania w możliwie stałej temperaturze skrawanego materiału, ułatwienia obsługi obrabiarki i zabezpieczenia od gorących odprysków.

c) W obecnych warunkach obróbka skrawaniem na gorąco może znaleźć zastosowanie do obróbki zgrubnej dużych odkówek lub tym podobnych części, jednak i w tym wypadku należy przedsięwziąć szereg prób w celu ustalenia właściwego sposobu ustawiania i mocowania materiału na obrabiarce, właściwych warunków skrawania oraz konstrukcji i materiału noży.

d) Jak wskazuje przebieg krzywych na rys. 3, pewne zmniejszenie wartości k_s można otrzymać nawet przy stosunkowo niskich temperaturach 120 do 200° C. Wielkość tego zmniejszenia wynosi według rys. 2, punkt D_2 około 25%.

e) Skrawanie na gorąco w niewłaściwych temperaturach może dać wyniki ujemne (powiększone k_s), stąd wypływa konieczność znajomości własności skrawanego materiału (charakter krzywej $k_s = f [t]$ i posiadania środków do mierzenia temperatury podczas wykonania pracy.

W celu dokładniejszego zbadania skrawania na gorąco należałoby po opisanych próbach wstępnych, wykonać dalsze próby w lepszych warunkach, umożliwiających otrzymanie pewniejszych ilościowych danych, np. stosując lepszy sposób ogrzewania; — być może, że ogrzewanie prądami wzbudzonymi dałoby możliwość wykonania pomiarów w łatwiejszych warunkach, niż to było możliwe ogrzewając palnikiem. Dalsze próby miałyby na celu wyjaśnienie nast. okoliczności:

1. ustalenie charakteru zmian przy większych wartościach przekroju warstwy skrawanej F , a zwłaszcza większych grubościach war-

stwy skrawanej g , spotykanych przy zgrubnej obróbce większych odkówek oraz przy zastosowaniu znacznych szybkości skrawania;

2. zbadanie charakteru zmian k_v w zależności od temperatury przy skrawaniu różnych gatunków stali: konstrukcyjnej, węglowej, stopowej itp.;

3. ustalenie najlepszej konstrukcji i materiału na noże dla dłuższego czasu skrawania; oraz najkorzystniejszych rodzajów obróbki (toczenie, struganie, frezowanie itp.);

4. ustalenie najdogodniejszych warunków skrawania na gorąco ze względu na obsługę obrabiarki, jak i na środki wykonania pracy;

5. określenie spodziewanej oszczędności tego nowego sposobu obróbki oraz innych zagadnień, jakie się przy dalszej pracy niezawodnie nasażą.

Bezpośrednimi wykonawcami prób skrawania na gorąco byli st. asystent Zakładu Obr. Metali inż. W. Chrzanowski, dyplomant M. Ługowski i student J. Brodacki.

Już po wykonaniu naszej pracy ukazała się wzmianka w dwutygodniku „American Machinist“ z dn. 17 listopada 1949 r., str. 127, o wykonaniu prób skrawania na gorąco w dwóch fabrykach, a mianowicie: a) przez A. O. Schmidta i J. R. Roubika w znanej wytwórni frezarek Kearney i Trecker w Millwaukee — próby frezowania stali ogrzewanej w piecu i na miejscu palnikiem, do temperatury 650°C , frezami ze stopów twardych i płytkami ze spiekanych węglików. Budowa freza była taka, ażeby powstające wióry były odrzucane zaraz po oddzieleniu się od materiału, aby tym sposobem unikać rozgrzewania noża. Wyniki ogólne: ogrzewanie dało zmiękczenie powierzchni skrawanej, zmniejszenie siły uderzeń zębów o materiał, zmniejszenie mocy potrzebnej do skrawania, zmniejszenie zużycia narzędzi i zwiększenie produkcji, które usprawiedliwiało dodatkowe koszty ogrzewania; przy frezowaniu zgrubnym lepsze wyniki dało frezowanie współbieżne, niż zwykle przeciwbieżne. Obecne zastosowanie skrawania na gorąco ogranicza się do wykonania prac, których nie można praktycznie, ani ekonomicznie, wykonać na zimno.

W zakładach Sam Tour & Co. Inc. wykonano przy udziale przedstawicieli marynarki wojennej USA doświadczenia nad toczeniem na gorąco. Ogrzewanie materiału odbywało się przy pomocy palników lub prądów wzbudzonych do temperatury około 982°C ; skrawano nożami ze stopów twardych i z płytkami ze spiekanych węglików; pomiar sił do skrawania odbywał się przy pomocy tensometrów elektrycznych. Wyniki otrzymane wskazują, że nawet najtrudniejsze do obróbki materiały dały się obrabiać na gorąco. Osiągnięto: zmniejszenie mocy potrzebnej, powiększenie wydajności

przez około trzykrotne powiększenie szybkości skrawania stali o twardości $H_B = 250$ i 4÷5-krotne powiększenie v przy skrawaniu twardych stali. Wygląd powierzchni był dobry; bardzo ogólnikowa wzmianka mówi o „zabezpieczeniu własności fizycznych“ gotowych części od działania ognia.

Dalsze szczegóły prób wykonanych przez Schmidta i Roubika przynosi artykuł wstępny tygodnika „Machinery“ z dn. 12 stycznia 1950 r. Próby te odnosiły się do:

a) frezowania płaszczyzn, stalowych foremników do kucia pod młotem spadowym, frezami o płytkach ze spiekanych węglików. Otrzymane wyniki podane są w tablicy III.

TABLICA III.

Przy frezowaniu	v m/min	p mm/zęb	p mm/z.in	N KM
na zimno	30,5	0,089	165,1	9,4
„ gorąco			305,0	3,2
„ „			762,0	7,0

Foremniki były zagrzone do $t = 983^{\circ}\text{C}$, skrawanie rozpoczęto przy $t = 815^{\circ}\text{C}$.

b) Frezowanie płytek ze stali Cr-Ni-Mo, 720×20 mm, frezami ze stali szybko tnącej, ogrzanych do 650°C , z szybkością 27,4 m/min. Można było przy tym wykonać 60 przejść z posuwem 152,4 m/min, frezując na zimno, a 90 przejść z posuwem 1.346,2 m/min — na gorąco; głębokość skrawania wynosiła 5,08 mm w obu przypadkach. Ogrzewanie odbywało się palnikiem gazowym wyprzedzającym nieco narzędzie. Skrawanie na zimno odbywało się przy użyciu cieczy chłodzącej, na gorąco — oczywiście bez użycia cieczy.

Brak wzmianki o trudnościach pracy, jak np. niemożność obróbki wymiarowej, jak również brak bardziej szczegółowych danych o wspomnianych próbach, nie daje jasnego obrazu tego sposobu pracy, i potwierdza naszą opinię o potrzebie dalszych i dokładniejszych prób nad skrawaniem na gorąco, zwłaszcza w stosunku do obróbki części maszyn itp. robót. Natomiast w zastosowaniu do obróbki zgrubnej, jak np. skórowanie przewalcowanych bloków stali stopowych, jeszcze gorących, przed dalszym walcowaniem, lub dużych odkówek — skrawanie na gorąco może być z powodzeniem stosowane, zastępując np. znacznie powolniejsze toczenie na specjanych tokarkach, lub struganie wlewków.

Użycie tej metody obróbki już jest częściowo stosowane w praktyce. Polega ona np. na skrawaniu frezem kształtowym osadzonym na pionowej osi. Frez przypomina swą budową koło zębate, którego żeliwna tarcza ma na obwodzie zamiast zębów, 48 oprawek z nożami ze stali narzędziowej węglowej. Obrabiany blok stali ustawia się na pochyłym stole, w celu łatwiej-

szego usuwania powstających w dużej ilości wiórów: zaciskanie i obracanie bloku w celu obróbki wszystkich boków, oraz posuw stołu, wykonują mechanizmy hydrauliczne. Podgrzewanie bloków do $900 \div 1000^{\circ}\text{C}$ odbywa się w jednej komorze pieca dwukomorowego, którego druga komora służy do podgrzewania, przed dalszym walcowaniem, bloków ochłodzonych do około 850°C podczas obróbki na frezarce. O pracy i wydajności tej frezarki brak danych, wynalazca (firma włoska) twierdzi, że skrawanie odbywa się z dużą szybkością, tak że obróbka bloku trwa zaledwie kilka minut, przy tym koszt robocizny ma być około 12 razy mniejszy, niż przy skrawaniu na zimno. Moc napędowa frezarki wynosi około 110 KW.

Wreszcie powyższe przykłady należy uzupełnić wzmianką, znajdującą się w pracy prof. I. N. Bezprozwanego⁴⁾, który wspomina o próbach toczenia na gorąco stali węglowej, wykonanych przez I. W. Rukawisznikowa nożami z płytkami ze spiekanych węglików (92% W, 8% Co). Skrawanie odbywało się z $v = 24,5$ m/min, $p = 0,95$ mm/obr. i $g = 8$ mm. Wynik prób wskazał znaczne zmniejszenie pionowej składowej siły skrawania P wraz ze wzrostem temperatury, a mianowicie:

przy $t = 0$	250	450	650°C
$P = 1150$	760	430	378 kG

Na podstawie tych liczb obliczamy jednostkowy opór skrawania:

$$k_s = P/F = 152, 100, 57, 50 \text{ kG/mm}^2$$

$$(F = p \cdot g = 0,95 \cdot 8 = 7,6 \text{ mm}^2)$$

lub stosunkowo jak 1 : 1,52 : 2,67 : 3,05.

⁴⁾ I. N. Bezprozwannyj (podstawy teorii skrawania metali, Maszgiz 1948) na str. 308 cytuje próby Rukawisznikowa ogłoszone w piśmie „Maszynostroitel“ nr 7, 1936 r., pt. „Obróbka części na gorąco nożami ze spiekanych węglików“.

Podobne wyniki otrzymano⁵⁾ z innych prób skrawania stali, ogrzewanej prądami wysokiej częstotliwości. W tym wypadku zmniejszenie k_s wynosiło od 148 na zimno do 35 kG/mm² — na gorąco, to jest w stosunku 1 : 4,2. Żadnych bliższych danych dotyczących tego skrawania źródło nie podaje.

W rezultacie *Bezprozwannyj* stwierdza, że skrawanie na gorąco nie mogło dać dodatnich wyników z powodu szeregu braków, a mianowicie:

- trudności manipulowania gorącym metalem;
- zmian struktury warstwy zewnętrznej obrabianej części wskutek rozgrzewania się materiału;
- rozgrzewania się krawędzi tnącej noża, pobierającej ciepło od rozgrzanego materiału, oprócz normalnego rozgrzewania się wskutek skrawania.

Porównując stopień zmniejszenia jednostkowego oporu skrawania prób *Rukawisznikowa* z wynikami prób otrzymanymi w Zakładzie Obróbki Metali, znajdujemy, że stosunek zmniejszenia się wartości k_s przy tej samej temperaturze (650°C) wynosi 3,05 do 2,55 (por. krzywa 3, rys. 2), tj. około 20% mniejszy w wypadku naszych prób. Uwzględniając znaczną różnicę przekrojów warstwy skrawanej (7,6 i 5 mm² tj. o 50% większe F) oraz szybkości skrawania (24,5 i 10 m/min), należy stwierdzić bliskie podobieństwo wyników otrzymanych w obu przypadkach.

⁵⁾ *Askinazi i Babat*, 1. cit. str. 309. Obróbka metali ogrzanych prądami wzbudzonymi wysokiej częstotliwości. Wiestnik metalopromyslnosti. Nr 10—11, 1939.

Plan techniczny dla zakładu przemysłowego

Inż. JAN DOBRZAŃSKI

Konieczność zrozumienia istoty planów technicznych. — Wskaźniki do planów technicznych. — Biura usprawnień i zadania które powinny spełniać. — Reorganizacja roli majstra w zakładzie produkcyjnym.

Działalność gospodarcza naszych jednostek produkcyjnych i usługowych została oparta na daleko posuniętym planowaniu. Obejmuje ono szereg dziedzin bieżącego życia zakładu przemysłowego, przy czym formy opracowania poszczególnych planów zostały ustabilizowane i nie wymagają wyjaśnień.

Ostatnio gospodarka nasza została postawiona przed zadaniem opracowania planu technicznego. Znaczenie tego planu, jego sens i na-

stawienie zostały przedstawione w artykule inż. M. Lesza ogłoszonym w zeszytce 4—6/49 „Przeglądu Mechanicznego“.

Zaraz na wstępie autor artykułu wyjaśnia, iż napisanie artykułu spowodowane zostało tym, że interpretacja pojęcia i celów planu technicznego doprowadziła do wielu nieporozumień.

Jeżeli tak było, nasuwa się wniosek, że dla zrozumienia istoty poprawnego opracowania

planu technicznego nie należy poprzestać na wspomnianym artykule, nie należy nawet zadowolnić się wyjaśnieniami podanymi w instrukcjach czy innych publikacjach krajowych, lecz na tle tego co zostało podane do wiadomości, należy temat rozszerzyć i przykładami nasświetlić.

Wymaga tego przede wszystkim nowość zadań i wielostronność środków używanych dla ustalenia zamierzeń i decyzji, będących treścią planu technicznego.

Komentując opublikowane wypowiedzi należy przyjąć, że plan techniczny jest wyrazem realizacji postępowych tendencji technicznych dla danej gałęzi przemysłu, a dla zakładu przemysłowego będzie on wyrazem zmian rozwojowych przedsięwziętych w celu osiągnięcia maksymalnej wydajności produkcji oraz użycia najniższych kosztów wytwarzania.

Ponieważ interesuje nas przede wszystkim plan techniczny dla zakładu przemysłowego, możemy powiedzieć, że dla tej jednostki gospodarczej będzie to plan zamierzeń, które należy zrealizować na odcinku wyposażenia, organizacji i poprawy warunków pracy, transportu, a przede wszystkim na odcinku przebiegu procesów technologicznych, by osiągnąć wyżej określony cel.

Plan techniczny nie ma i nie powinien mieć określonych ram działania i dla określenia podstaw dla swych decyzji może korzystać z najprzeróżniejszych środków, przy czym należy stwierdzić, że wnikliwością i zainteresowaniami przenika on cały organizm zakładu przemysłowego.

Jednak pomimo szerokiego wachlarza środków, którymi przy opracowaniu planu wypada się posługiwać, musimy pewnym z nich dać pierwszeństwo przed innymi ze względu na ich wartość.

Tymi środkami będą wskaźniki ekonomiczno-techniczne obrazujące stany względnie zjawiska odcinkowe życia zakładu, a które porównane z normami czy osiągnięciami podobnych, ale przodujących zakładów, mogą wskazać, na jakim poziomie zakład się znajduje i jakie środki należy zastosować, by zbliżyć się do normy i w jakim czasie ją osiągnąć. Wskaźników technicznych dla zakładu można wybrać bardzo wiele, należy przeto je uporządkować według uzgodnionej z pokrewnymi zakładami metody, by w ten sposób otrzymać materiał porównawczy, a ponadto materiał dla ustalenia przyszłych zamierzeń. Nie trzeba bowiem zapominać, że ambicją planu technicznego jest nie tylko wskazać, co należy zrobić, ale też podać wytyczne jak należy robić, by postawiony cel osiągnąć.

Dla przykładu ujęte zostały w grupy wskaźniki, które mogą dać dane interesujące plan techniczny, a dotyczące:

1. stopnia gospodarności zakładu,

2. stanu zainwestowania w urządzenia,
3. stopnia wykorzystania urządzeń,
4. stanu organizacji produkcji i wydajności pracy.

Należy rozpatrzyć, jakie dane z każdej grupy wskaźników możemy otrzymać.

1. Wskaźniki gospodarności zakładu mają przedstawić, w jaki sposób zainwestowany majątek pracuje.

Wskaźnikiem charakterystycznym będzie stosunek rocznej wartości produkcji do majątku stałego zakładu.

Wskaźnikiem gospodarności będzie też stosunek majątku ruchomego tj. wartość surowców, półfabrykatów, narzędzi i sprzętu, używanych przy produkcji, do wartości majątku trwałego. Wskaźnik ten jest również miarą intensywności bieżących nakładów finansowych.

Dalszym wskaźnikiem w tej grupie będzie stosunek wartości materiałów produkcyjnych znajdujących się na składach do wartości produkcji za pewien okres czasu. Pozwala on na określenie stopnia zamrożenia środków obrotowych i daje miarę intensywności ruchu materiałów.

Podane wyżej i im podobne, wskaźniki mają znaczenie danych syntetycznych i powinny służyć do oceny pracy, włożonych w zakład środków pieniężnych i ewentualnego zaplanowania sposobów lepszego ich wykorzystania.

2. Wskaźniki obrazujące grupę stanu zainwestowania mają pokazać, o ile urządzenia w zakładzie odbiegają od stanu wymagań nowoczesnej techniki, jaki to ma wpływ na przebieg produkcji i organizację pracy. Interesujące przemysł metalowy wskaźniki podawać mają stosunek obrabiarek specjalnych do ogółu obrabiarek, przeciętną moc zainwestowaną w obrabiarkę, stopień mechanizacji transportu, tj. stosunek przewozów mechanicznych do przewozów ręcznych wewnątrz zakładu, dalej stosunek prac wykonywanych ręcznie do prac mechanicznych (np. formowanie w odlewniach). Nie wszystkie stare urządzenia zakładu kwalifikują się zaraz do wymiany. Do tego zagadnienia plan techniczny podchodzić winien pod kątem oceny kosztów prowadzenia ruchu. Wskaźnikiem tu będą koszty ruchu przypadające na jedno stanowisko produkcyjne, względnie jedną roboczogodzinę.

Ponieważ wskaźnik ten zawiera koszty energii, materiałów pomocniczych, remontów i amortyzacji, będzie on równocześnie miernikiem kosztów eksploatacji urządzeń.

Dla planu technicznego może być pożyteczne określenie wpływu kosztu zainwestowania na koszt produkcji. Wskaźnik podający stosunek odpisów amortyzacyjnych do kosztów produkcji będzie wyrazem obciążenia kosztami inwestycji jednostki kosztu produkcji. Plan techniczny może przez porównanie wykazać, czy za-

kład nie jest przeinwestowany, a także wyliczyć, jak zaproponowana modernizacja urządzeń wpłynie na koszty wytworu.

3. Plan produkcji winien być oparty na pełnym wykorzystaniu urządzeń. Istnieje jednak szereg czynników nakazujących zachowanie rezerw czasowych, które są przeznaczone na okresowe remonty, wyrównanie braków itp. Te konieczne rezerwy nie pozwalają na pełne wykorzystanie czasu dla celów produkcji. Stosunek ilości godzin produkcyjnych urządzeń do teoretycznie rozporządzalnych będzie miarą wykorzystania urządzeń. Ale dla planu technicznego będzie to zupełnie ogólny wskaźnik.

Plan interesuje się stosunkiem czasów tracych do czasów roboczych przy obrabiarkach, dalej stosunkiem czasów załadunku i wyładunku do czasu przewozu przy urządzeniach transportowych, ilością sztuk względnie wagą produkcji przypadającą na jedno stanowisko produkcyjne.

Wszystko to są wskaźniki określające wykorzystanie urządzeń, a służą do porównania z osiągnięciami wzorcowymi oraz do zaplanowania koniecznych usprawnień.

4. Stan organizacji pracy i związaną z tym wydajność określać może wiele różnorodnych wskaźników. Do najważniejszych należą te, które dotyczą przebiegu procesów produkcyjnych. Badanie tych przebiegów ma na celu stwierdzenie, czy stosowane metody wzgl. środki są dla każdej operacji w danych warunkach najwłaściwsze i odpowiadają metodom i normom przyjętym w zakładach przodujących. W dalszym ciągu badania te mają zobrazować przebieg strumienia produkcji i określić wąskie przejęcia.

Niektóre wskaźniki mogą dotyczyć jednocześnie innych grup, jak np. wskaźnik ilości godzin pracy potrzebnej do wyprodukowania jednostki wytworu będzie miernikiem stanu organizacji pracy, wydajności, a także stopnia zainwestowania urządzeń.

Stan organizacji pracy określają przykładowo wskaźniki: a) stosunek robót wykonywanych w przyrządach do robót bez nich, b) stosunek obrabiarek z uchwytami automatycznymi do obrabiarek bez nich, c) udział narzędzi z węglików spiekanych do wszystkich narzędzi skrawających, a także d) stopień przygotowania produkcji przez biuro fabrykacji, oraz e) szybkość przebiegu przedmiotów z jednej operacji do drugiej.

Wskaźniki wydajności pracy mówią o odchylkach od osiąganych gdzieindziej, lub teoretycznie wyliczonych norm.

Wydaje się, że plan techniczny w tej dziedzinie wnosi najwięcej nowych idei. Przez uchwycenie stanu, porównawcze sprawdzenie osiągnięć własnych z innymi, może plan techniczny zmienić bardzo wiele, często nawet bez uciekania się do poważniejszych inwestycji.

Z pobieżnego przykładowego tylko podania wskaźników widać, że niektóre z nich można otrzymać wprost z zapisów technicznych lub finansowych zakładu, inne natomiast wymagają dłuższych obserwacji, badań i porównań. Powstaje zatem pytanie, kto w organizacji zakładu ma zająć się przygotowaniem danych i opracowaniem planu technicznego, a dalej, jaka komórka organizacyjna w zakładzie winna się zająć realizacją jego wytycznych i stałym śledzeniem postępu wprowadzonych zamierzeń.

Wiadomo, że plan techniczny ma być przede wszystkim planem postępu i usprawnień. Możliwość z dużą słuszością powiedzieć, że realizacją jego wytycznych winno się zająć jedno wielkie biuro usprawnień, obejmujące wszystkich pracowników zakładu. Pomimo tego powinien powstać w zakładzie ośrodek wyłącznie ku temu nastawiony, a koncentrujący całość zadań. Ośrodkiem tym winno być Biuro Usprawnień. Komórka ta jest przewidziana w wielu schematach organizacyjnych zakładów, jednak wobec nowych zadań wysuwanych przez plan techniczny, winna ona rozszerzyć swój zasięg działania i pogłębić jego treść.

Komórka ta winna być obsadzona odpowiednio dobranym personelem, gdyż cechą główną jej pracowników musi być zdolność ujmowania każdego odruchu życia fabrycznego i oceniania go pod kątem widzenia sprawności, sprężystości i celowości. Praca tego biura będzie polegać na stwierdzaniu i rejestrowaniu bieżących zjawisk życia fabrycznego, bądź to dla uchwycenia przebiegu produkcji, bądź też czynności pomocniczych dla produkcji. Winno ono szukać, gdzie organizację produkcji czy usług ulepszyć, wzmocnić lub uprościć i w jaki sposób zmniejszyć wysiłek i zaoszczędzić drogi czas.

W nowoczesnym ujęciu organizacji zakładu nie dyrekcja i nie administracja, lecz biuro usprawnień, stojące poza nawiasem codziennych kłopotów zakładu, winno się stać ośrodkiem twórczym organizmu produkcyjnego. Dyrekcja i administracja działają w określonych ramach, idą w określonym kierunku, zatem biuro usprawnień winno być tym organem, który śledząc postęp techniczny, szuka dla zakładu stale nowych metod produkcji, nowych materiałów, nowych oszczędności i większej wydajności pracy. Jemu więc musi przyspaść rola opracowania planu technicznego i realizacja jego wytycznych.

Tak postawione zagadnienie nie wyczerpuje całokształtu sprawy. Biuro usprawnień jest w życiu fabrycznym kontrolerem, wywiadowcą, instruktorem i inicjatorem. Jednakowoż realizacja wprowadzonych zmian czy usprawnień przekracza jego możliwości.

Organizacja zakładu musi więc być tak przedstawiona by istniały komórki specjalne dla wprowadzania zmian i usprawnień oraz organy

realizujące te zamierzenia. Wtedy tylko mamy gwarancję uzyskania maksimum osiągnięć.

Plan techniczny opiera się w głównej mierze na istniejących urządzeniach i od stopnia oraz umiejętności ich wykorzystania zależy będzie bardzo wiele wskaźników technicznych. Na ich kształtowanie ma decydujący wpływ dozór techniczny. Należy zastanowić się, na czyje barki wkłada się tak wielkie zadania. Na pierwszym miejscu spotyka się tu z funkcją majstra. Funkcja ta reprezentowana jest przezważnie przez typ praktyka, który w swej pracy i decyzjach kieruje się głównie tradycją, co powoduje, że cechuje go duża bezwładność dla rzeczy nowych. Zakres jego pracy jest bardzo obszerny i w swej funkcji łączy często sprzeczne ze sobą interesy. Przykładowo w fabrykach mechanicznych majster odpowiedzialny jest za ilość, jakość i termin wykonania produkcji, a jednocześnie za stan maszyn w swoim oddziale, stopień ich wykorzystania oraz za wydatki oddziałowe. Jasne jest, że przy tylu różnorodnych obowiązkach trudno będzie nastawić go na realizację zamierzeń planu technicznego.

Należy się zastanowić, czy słuszne jest, przy obecnie zmienionych zadaniach, utrzymywać w zakładach mechanicznych funkcję majstra.

Przy postawieniu zasady, że nurtem produkcji winno kierować biuro planowania przez swe organy do rozdzielni robót włącznie, dochodzimy do wniosku, że funkcja majstra z dotychczasowym zakresem działania staje się zbędną. W jego miejsce należy wprowadzić

funkcję instruktora, określając dokładnie jego zakres działania. Instruktor byłby gospodarzem powierzonej jego pieczy grupy maszyn czy urządzeń i miałby dbać o pełne ich wykorzystanie i utrzymanie ich w stanie pełnej sprawności technicznej. Będzie on zainteresowany w tym, by produkcja wychodząca z jego maszyn była odpowiedniej jakości i będzie pouczał robotników, jak najlepiej wykorzystać wszystkie właściwości maszyny czy urządzenia.

Instruktor będzie nastawiony na wprowadzanie usprawnień, nie zaś na to co i w jakiej kolejności będzie dana maszyna robiła.

Rozgraniczywszy sfery zainteresowań na najniższym szczeblu organizacyjnym między rozdzielnię reprezentującą nurt produkcji, a instruktora jako gospodarza urządzeń produkcyjnych, można będzie się spodziewać, że biuro usprawnień znajdzie środki do realizacji zamierzeń związanych z planem technicznym.

Koncepcja planu technicznego jest niezwykle słuszna i dla nas aktualna. Plan techniczny jest doskonałym środkiem, przy pomocy którego można zakłady nastawić na stały postęp i maksymalną czujność w gospodarowaniu.

Dla usunięcia dalszych ewentualnych niejasności należy podkreślić, że plan techniczny jest przede wszystkim planem wprowadzania nowej technologii do procesów produkcyjnych, planem modernizacji starych metod produkcji, planem wprowadzenia nowych i tańszych materiałów oraz planem zwiększenia i potaniaenia produkcji drogą usprawnień organizacyjnych i technicznych.

PAŃSTWOWA KOMISJA PLANOWANIA GOSPODARCZEGO DEPARTAMENT TECHNIKI

DO AUTORÓW ARTYKUŁÓW TECHNICZNYCH

W celu ułatwienia czytelnikom wykorzystania czasopism technicznych i prac badawczych Instytutów, umożliwienia zapoznania się z tematyką i tezami artykułu lub przyczynka naukowego, bez konieczności studiowania jego w całości oraz dla ułatwienia czynności bibliograficznych zaleca się co następuje:

- 1) Wszystkie artykuły przekraczające rozmiarem 1 str. druku formatu A4, zamieszczane na łamach czasopism technicznych oraz przyczynki zamieszczane na łamach „Prac Badawczych Instytutów“ winny być poprzedzane krótkim streszczeniem w języku polskim.
- 2) Rozmiar streszczenia winien być uzależniony od rozmiarów artykułu oraz bogactwa poruszanych w artykule tematów i zagadnień. Zasadniczo nie powinien on przekraczać 1000 znaków, w wyjątkowych wypadkach może być wyższy (1000 znaków równa się w przybliżeniu 15 wierszom maszynopisu).
- 3) Streszczenie winni wykonywać zasadniczo autorzy artykułów.
- 4) Redaktorzy działowi czasopism winni wykonywać kontrolę streszczeń, przeprowadzając ewentualne poprawki i skróty.
- 5) Streszczenia w języku polskim są traktowane jako część artykułu i opłacane zgodnie ze stawkami autorskimi.

(—) Inż. Ignacy Bursztyn
V-Dyrektor Departamentu

DZIAŁ ODLEWNICZY

Sześć sposobów mechanizacji odlewni

inż. H. ZIMNAWODA

Sześć typowych układów odlewni zmechanizowanych, ze szczególnym podkreśleniem ruchu masy formierskiej i skrzynek formierskich. — Układy najprostsze, oparte na postugiwaniu się przenośnikami wałkowymi, oraz całkowicie zmechanizowane i zautomatyzowane. — Analiza przydatności odmian konstrukcyjnych różnych agregatorów, przeznaczonych do przygotowania mas formierskich. — Zestawienie zalet i wad omówionych układów rozplanowania wewnętrznych urządzeń odlewni. — Wnioski.

Mechanizacja odlewni ma na celu wzmoczenie wydajności, zmniejszenie kosztów własnych wytwarzania i ulepszenie warunków pracy. Przy ustalaniu sposobów mechanizacji pracy w odlewni należy mieć na uwadze nie tylko wydajność maszyn formierskich, wydajność pieców do przetapiania metalu i automatycznych oczyszczarek, ale przede wszystkim należy rozważyć zaprojektowany schemat obiegu masy formierskiej i skrzynek formierskich.

Masa formierska jest materiałem zajmującym najwięcej miejsca w odlewni, a właściwy sposób rozprowadzenia masy jest podstawowym czynnikiem obniżenia kosztów wytwarzania.

Racjonalne zaprojektowanie urządzeń do zmechanizowanego transportu materiałów formierskich usprawnia metody produkcji, przyczynia się do harmonijnej pracy odlewni, do oszczędnego gospodarowania masą formierską oraz do zmniejszenia ilości skrzynek formierskich i podkładek (w szczególności przy formowaniu bezskrzynekowym). Uprzednie zaopatrzenie miejsc formowania w przygotowaną masę formierską i należyte rozwiązanie obiegu skrzynek formierskich ułatwia formierzom wykonanie form oraz dostarczenie ich do miejsca, w którym odbywa się odlewanie.

Przesuwanie form przy pomocy przenośników wałkowych do miejsc odlewania i następne ciągłe wytrząsanie form, pozwala na szybkie zalewanie i prawie natychmiastowe opróżnianie skrzynek.

Jeśli przeróbka masy odbywa się we właściwych urządzeniach i pod właściwym nadzorem, otrzymuje się gładką powierzchnię odlewu i unika się braków spowodowanych nierównomierną wilgotnością i zmiennym składem masy. Wystarcza wtedy mały dodatek świeżego piasku formierskiego i lepszycza, a użycie masy przy modelowej staje się w wielu wypadkach zupełnie zbędne.

Możność wytrząsania odlewu z form w ciągu dnia, usuwa kosztowną pracę nocnych grup robotników, a ponadto powoduje regularny przepływ odlewów do miejsc, gdzie się odbywa oczyszczanie. Dzięki wstrząsającemu działaniu urządzeń do wybijania form, odlewy tracą

znaczoną część przylegającej masy, co zmniejsza znacznie koszty oczyszczania.

Łącznie z urządzeniem do przygotowania i transportowania masy powinny być zastosowane urządzenia do odpylania powietrza w odlewni i usunięcia szkodliwych gazów. Lepsze warunki zdrowotne przyczyniają się do wydajniejszej pracy.

Sposoby zmechanizowania pracy w odlewni podane niżej, nie są ani nowe, ani wyjątkowe lecz mają charakter typowy. Powstały one na tle długoletniego doświadczenia opartego na obserwacji sprawnie działających instalacji i mają służyć jako przykłady, które można zmienić lub uzupełnić, przystosowując je do warunków lokalnych. Te podstawowe urządzenia były wybrane pod kątem stopniowego rozwoju ich w odlewni. Niezależnie od typu i wielkości odlewni unowocześnienie metod produkcyjnych musi być rozważane w oparciu o koszt własny produkcji odlewów.

Celem artykułu jest wskazanie metod i urządzeń, jakie należy zastosować przy mechanizacji odlewni.

Podstawowe elementy mechanizacji odlewni używane w systemie obiegu masy formierskiej i form gotowych są przedstawione na rys. 1. Liczby podane na tym rysunku odpowiadają liczbom, wprowadzonym w planach odlewni omawianych w dalszej treści artykułu.

Wszystkie maszyny podzielono w tym celu na trzy grupy:

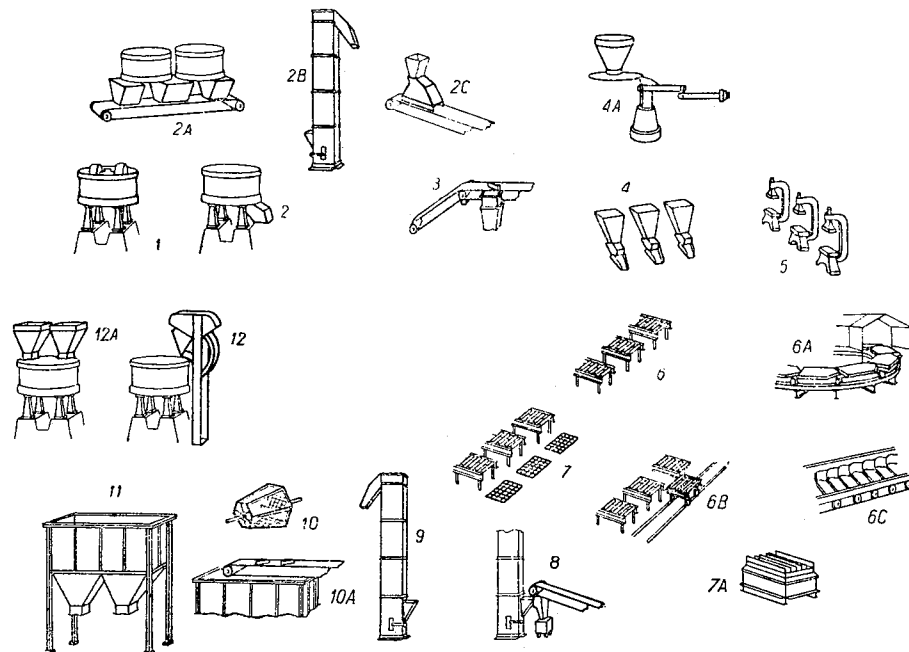
- 1) przenoszenie masy formierskiej z mieszarek do miejsca formowania,
- 2) przenoszenie form od formierek do wytrząsaków,
- 3) przenoszenie zużytej masy od wytrząsaków z powrotem do mieszarek.

Schemat odlewni Nr 1 (rys. 2) podaje najprostszy układ obiegu masy formierskiej i form wzgl. skrzynek formierskich, składający się z 12 podstawowych urządzeń. Układ ten nadaje się przy stosowaniu formowania w całkowitych, lub też w składanych skrzynkach formierskich różnych wielkości i stwarza dogodny warunki przy wkładaniu rdzenia do

formy oraz pozwala na dowolne (w czasie) zalanie i ochładzanie form. Jest to układ zwarty, przystosowany do ciągłego obiegu masy i skrzynek formierskich.

Typowe urządzenie do przeróbki i przygotowania zużytej masy formierskiej zastosowane w tym systemie jest pokazane na rys. 3 i 4.

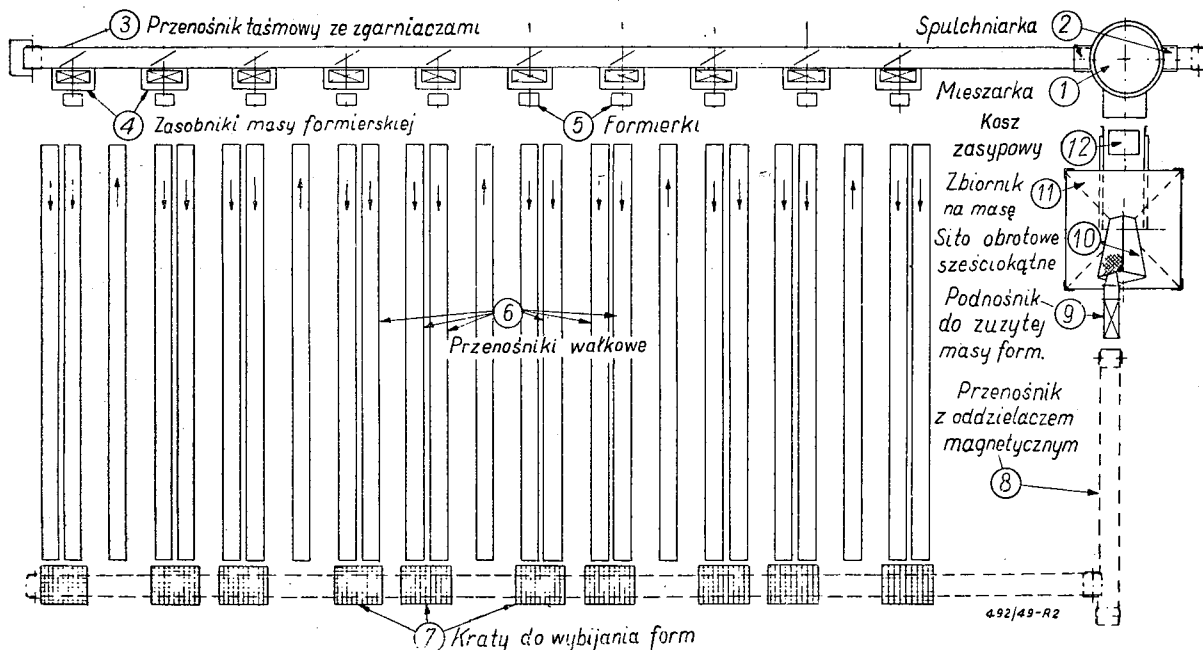
Masa formierska usunięta ze skrzynek jest



Rys. 1. Elementy mechanizacji odlewni. Maszyny do przygotowania mas formierskich; 1 — mieszarka talerzowa, 2 — mieszarka ze spulchniarką, 2A — przenośnik taśmowy z mieszanką talerzową o ruchu ciągłym, 2B — przenośnik kulekowy, 2C — spulchniarka na taśmie, 3 — przenośnik taśmowy ze zgarniaczami dla rozprawiania masy formierskiej, 4 — zasobniki na masę formierską, 4A — formierka narzucarka. Maszyny do wykonania form; 5 — formierki, 6 — przenośniki wałkowe, 6A — przenośnik płytowy, 6B — wózek wałkowy, 6C — przenośnik płytowy (syst. Aprona), 7 — krata do wybijania form, 7A — wytrząsak rusztowy. Przeróbka masy zużytej; 8 — przenośnik z oddzielaczem magnetycznym, 9 — przenośnik kulekowy, 10 — sito obrotowe sześciokątne, 10A — przenośnik taśmowy nad zbiornikiem, 11 — zbiornik na masę formierską, 12 — mieszarka talerzowa z wciągiem i koszem zasypowym, 12A — mieszarka obsługiwana dozownikami przez zasobniki.

Gotowe formy umieszczone na przenośnikach wałkowych 6 są magazynowane, odlewane, ochładzane, a następnie wybijane na kra-

przenoszona przenośnikiem taśmowym 8 do przenośnika kulekowego 9. Głowica magnetyczna odciąga znajdujące się w masie cząstki



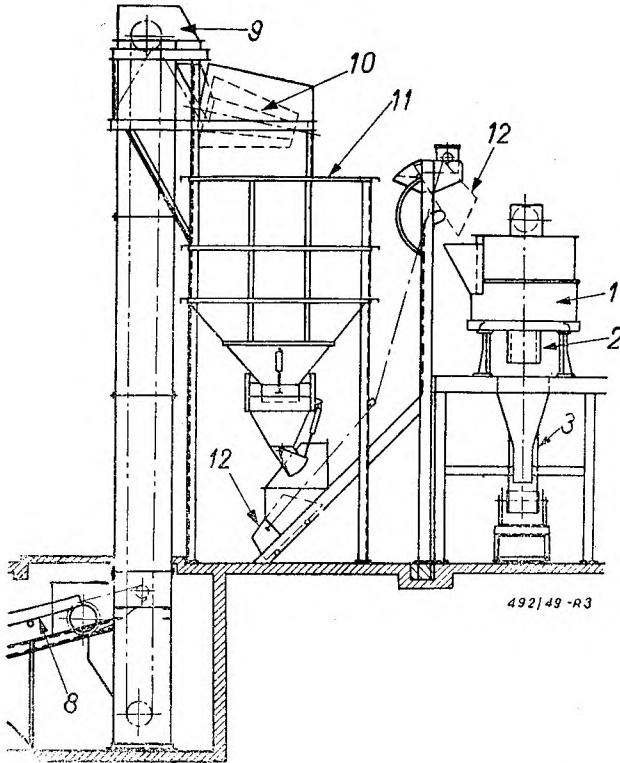
Rys. 2. Plan odlewni Nr 1 częściowo zmechanizowanej.

tach. Skrzynki formierskie i podkładki wracają na powrotnych przenośnikach wałkowych do ponownego wykorzystania.

metal, szpilek i drutów. Przenośnik dostarcza masę do sześciokątnego sita obrotowego 10, które rozkrusza nieco grudki masy, odrzucając nie-

magnetyczne zanieczyszczenia (np. drzazgi, drewno itp.) i ładuje przesianą masę do zbiornika 11.

Pojemność zbiornika 11 pozwala na magazynowanie masy formierskiej w takiej ilości, aby formierki zaopatrywane były w dostateczną (potrzebną) ilość masy bez względu na to, czy operacja wybijania form zharmonizowana jest w czasie z ich wypełnianiem.



Rys. 3. Przekrój urządzenia do przygotowywania masy formierskiej w odlewni Nr 1.

Zbiornik i dołączony dozownik do ładowania kubła wyciągu mieszarki wyposażone są w zamknięcia pneumatyczne. W ciągu mieszania jednej porcji, kubel ładunkowy 12, zawierający następną porcję jest podnoszony do pozycji, z której może być w ciągu kilku sekund wyładowany do mieszarki. W międzyczasie zbiornik otwiera się pod działaniem urządzenia pneumatycznego i dozownik zapełnia się masą, która ma być użyta przy następnym załadowaniu. Urządzenie takie zapewnia prawie całkowicie ciągłe działanie mieszarki przy pełnym wykorzystaniu jej wydajności.

Przygotowana masa formierska jest wyładowana z mieszarki przez pneumatyczne podwójne zamknięcie, przechodząc przez dwie spulchniarki 1 i 2 (rys. 2) do dozownika gwiazdowego, a następnie na taśmę przenośnika ze zgarniaczami, który dostarcza ją do zasobników masy formierskiej. Pojedynczy rząd maszyn formierskich obsługiwany jest szeregiem zbiorników z przygotowaną masą formierską; nacisk

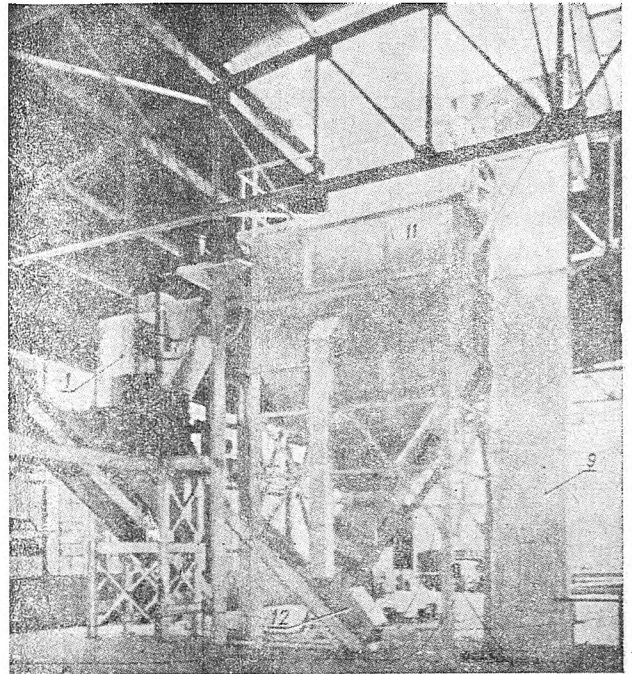
na dźwignię połączoną z paszczą zasobnika otwiera zamknięcie i masa spada do skrzynki formierskiej.

Opisane urządzenia mogą być zastosowane w każdej odlewni, która przy stosunkowo niedużej wydajności, posiada dosyć miejsca dla magazynowania form. Wymagają one minimalnego wyposażenia i dlatego też mogą być zalecane dla odlewni małych lub średniej wielkości, rozpoczynających mechanizację.

Odlewnia Nr 2 (rys. 5) jest następnym etapem rozwoju odlewni pokazanej na rys. 2 pod względem mechanizacji procesów wytwarzania form. Urządzenia do przygotowania masy formierskiej są tego samego typu. Układ ruchu form i sposób ich wybijania pokazany jest w dwóch wariantach i może być zastosowany do różnych metod produkcyjnych.

Formy wykonane są w skrzynkach formierskich na dwóch zespołach maszyn, osobno dla dolnych i górnych skrzynek; w składanych skrzynkach formierskich na 6 formierskich-wstrząsarkach.

Na pierwszym odcinku produkcji dolne formy wykonane są na formierskich, a następnie zsuwane na krótkie przenośniki wałkowe dla operacji wykańczających oraz dla ustawienia

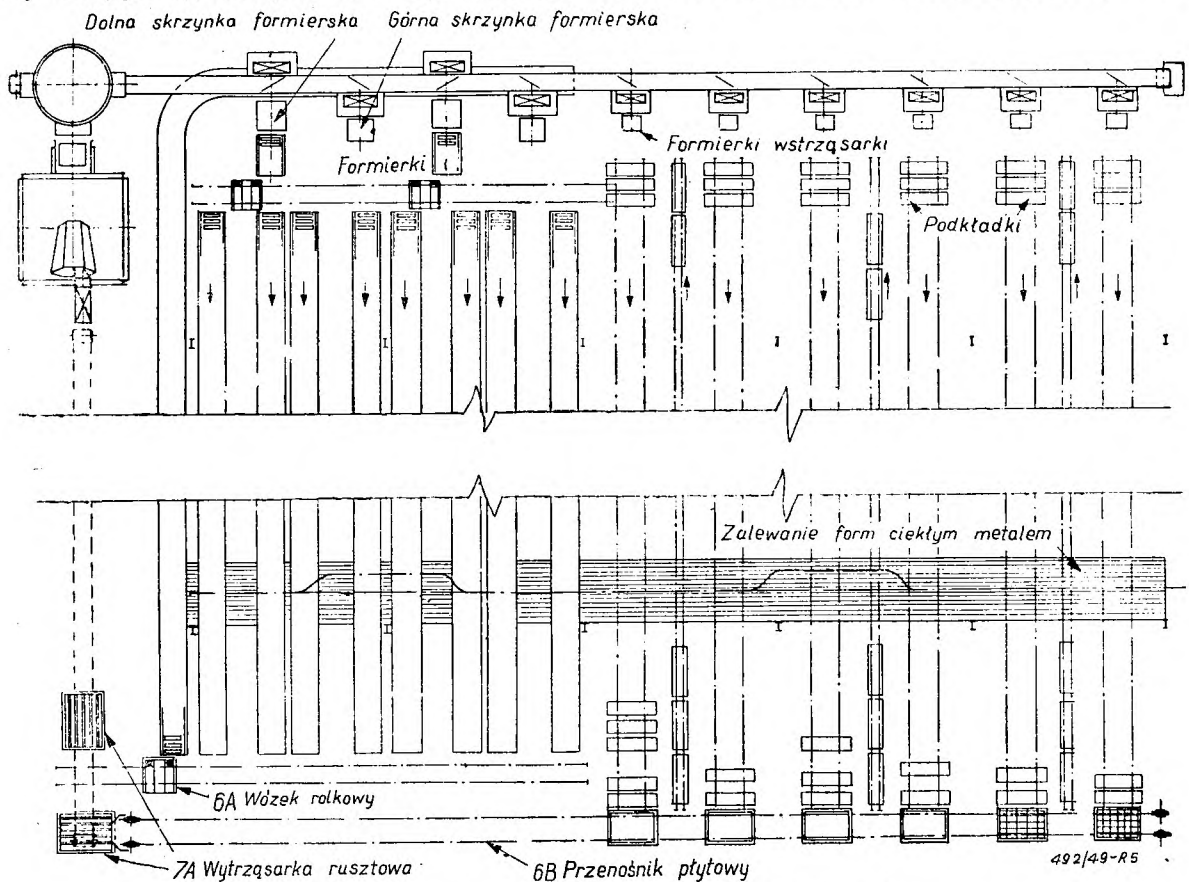


Rys. 4. Urządzenia do przygotowywania masy formierskiej w odlewni Nr 1.

rdzeni. Górne formy, po wykonaniu na wstrząsarkach trzpieniowych, przenoszone są ręcznie lub za pomocą dźwigu i układane na dolnych formach. Gotowe formy transportowane są za pomocą wózka na długie przenośniki wałkowe i kierowane na miejsca zalewania lub do magazynu.

Wypełnione i ochłodzone formy są transportowane innym wózkiem do wytrząsarki rusztowej 7A (rys. 5), skrzynki zaś odprowadzane

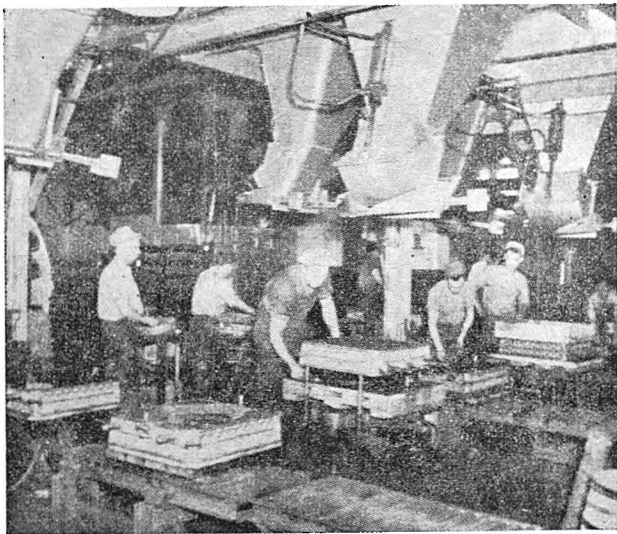
Na drugim odcinku produkcji formuje się w składanych skrzynkach formierskich, a gotowe formy ustawia się i przygotowuje do od-



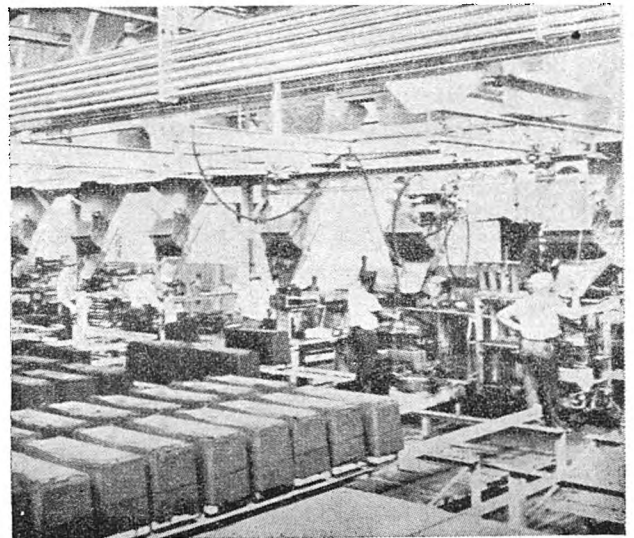
Rys. 5. Plan odlewni Nr 2 częściowo zmechanizowanej.

są przenośnikiem wałkowym uwidocznionym po lewej stronie schematu.

lewania na podkładkach, które zastępują zwykłe przenośniki wałkowe. Podkładki te bywają



Rys. 6. Formierki wstrząsarki trzpieniowe, formujące dolne i górne skrzynki formierskie w odlewni Nr 2

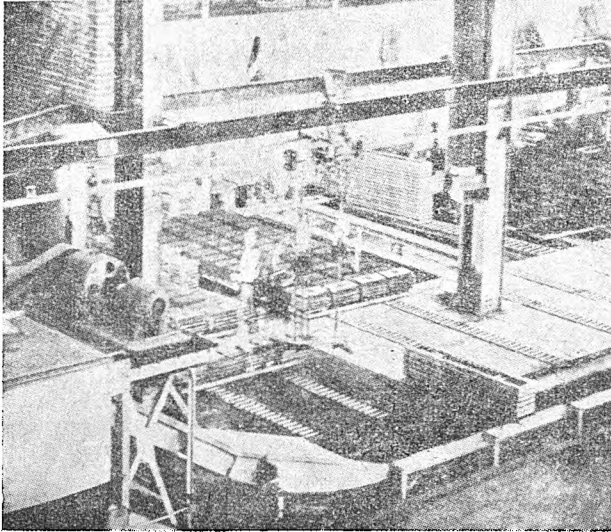


Rys. 7. Transport form z formierek na płytach — podkładkach.

Rys. 6 przedstawia formowanie dolnych i górnych skrzynek.

wykonane z kątowników i posiadają rolki umożliwiające ich ruch wzdłuż prowadnic (rys. 7)

względnie są odlane w postaci płyt (ze stopów aluminium) i przesuwają się po szerokich (na 4 formy) przenośnikach wałkowych (rys. 8). Opróżnione podkładki wracają albo pod torem, przeznaczonym do zalewania form, lub też składane w stosy, transportowe są specjalnymi powrotnymi przenośnikami wałkowymi. Umieszcza się je zwykle pomiędzy liniami transportu odlewów (rys. 8). Ustawienie form na podkład-



Rys. 8. Transport form z pod formierek na płytkach podkładkach po szeroko rozstawionych torach przenośników wałkowych.

kach pozwala na lepsze wykorzystanie miejsca na przenośnikach lub podłodze. Opisana odlewnia umożliwia zmianę natężenia produkcji form w bardzo szerokich granicach, zarówno przy przerywanym jak i ciągłym odlewaniu.

Rozszerzenie zakresu mechanizacji odlewni typu Nr 2 (rys. 5), w stosunku do odlewni typu Nr 1 (rys. 2), przeprowadzamy przez zmianę prostszych urządzeń na zmechanizowane, np. kraty do wybijania form 7 (rys. 2) zostały zastąpione wytrząsakami rusztowymi 7 A (rys. 5).

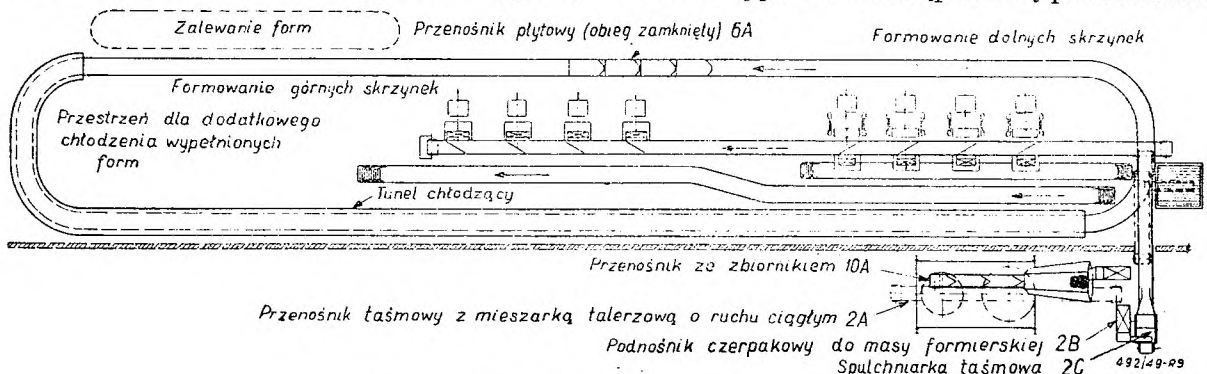
Zdolność produkcyjna urządzeń do przygotowania masy formierskiej, typy maszyn, oraz przestrzenie dla gromadzenia form przed ich zalewaniem mogą być dostosowane do wymagań planu produkcyjnego.

Następne dwie typowe odlewnie Nr 3 i 4 (rys. 9 i 12) mają urządzenia do przygotowania masy formierskiej o większej zdolności produkcyjnej, składające się z dwu mieszarek połączonych z dozownikami oraz z dodatkowym wyposażeniem do mieszania i transportowania masy. Formy gotowe transportowane są przenośnikami o ruchu ciągłym lub częściowo ciągłym.

W odlewni Nr 3 urządzenia dla przeróbki i przygotowania masy formierskiej (rys. 10) mieszczą się zwykle w rogu przeciwnym (po przekątnej) od miejsca zalewania form. Maszyny formierskie podzielone są na dwie grupy, obydwie zainstalowane w obrębie przenośnika płytkowego 6A (rys. 9). Jedna grupa złożona jest z formierek obrotowych dla wykonania skrzynek dolnych, druga złożona z formierek trzpieniowych, dla skrzynek górnych.

Porównując główne instalacje stosowane w omawianych odlewniach (typ 1, 2, 3), stwierdzamy, że mieszarka ze spulchniarką 2 (rys. 1) została zastąpiona w odlewni Nr 3 (rys. 9 i 10) przez trzy maszyny pracujące w następującej kolejności (rys. 1): 1) przenośnik taśmowy z mieszarką talerzową o ruchu ciągłym 2A, 2) podnośnik do przygotowanej masy formierskiej 2B i 3) spulchniarka 2C. Włączenie tych trzech jednostek jest potrzebne w celu obsłużenia dwu mieszarek. Przenośnik taśmowy 10A, nad zbiornikiem, jest dodany celem sprawniejszego napełniania zbiornika o większych rozmiarach. Gotowa masa formierska po przejściu przez spulchniarkę 2C, dostaje się na przenośnik taśmowy ze zgarniaczami 3, którym masa jest doprowadzana do zasobników nad formierkami obydwu grup.

Przenośniki wałkowe stosowane w układzie odlewni typu 1 i 2 zastąpione są przenośnikiem



Rys. 9. Plan zmechanizowanej odlewni Nr 3.

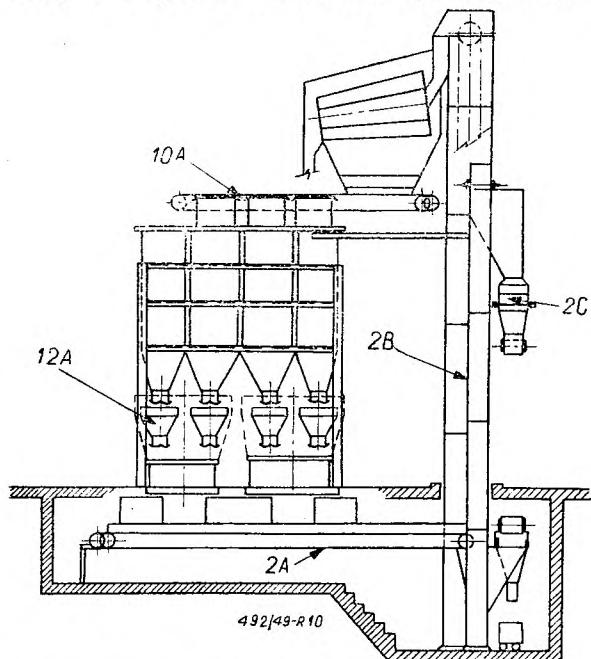
Zastosowano ponadto wózki rolkowe i przenośniki płytowe, które ułatwiają transportowanie form i odlewów; stanowią one istotną różnicę w wyposażeniu odlewni 1 i 2.

płytkowym 6A, który zabiera dolne skrzynek z formierek obrotowych. Rdzenie układu się na stołach z zewnętrznej strony pierścienia utworzonego przez przenośnik, a składanie form od-

bywa się naprzeciw maszyn do formowania górnych skrzynek. Wydajność maszyn formierskich oraz czas potrzebny do włożenia rdzeni, decydują o wymiarach i szybkości przenośnika. Długość drogi na której dokonuje się zalewanie

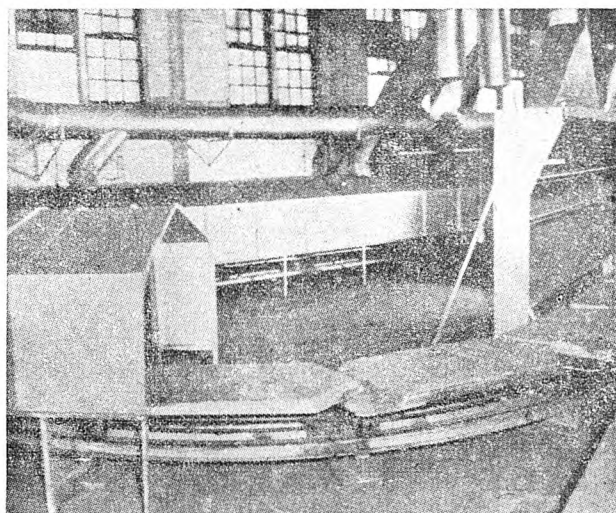
się wybitą z form. To dodatkowe urządzenie ma duże znaczenie w systemie transportu masy, szczególnie gdy większe ilości gorącej masy przechodzą przez mieszkarki. Zaznaczyć należy, że koryto przenośnika wstrząsanego ma intensywny ruch, a jego gładka powierzchnia umożliwia zatrzymanie się jakich bądź odpadków i drutów. Typ odlewni Nr 3 (rys. 9) jest zalecany przy 4-tonowej lub większej produkcji odlewów na godzinę. Stała dostawa ciekłego metalu jest warunkiem zastosowania układu odlewni tego typu, a więc wydajność żeliwiaka musi być dostosowana dokładnie do produkcji odlewni i do ciężaru odlewów.

Odlewnia Nr 4 (rys. 12) zaopatrzona jest w inny typ przenośnika płytowego, obsługują-



Rys. 10. Przekrój urządzenia do przygotowywania masy formierskiej w odlewni nr 3.

form jest zależna od czasu potrzebnego dla tej operacji oraz obsługi. Czas stygnięcia form zharmonizowany jest z szybkością przenośnika i długością drogi między miejscem zalewania form, a miejscem wybijania skrzynek. Formy, bezpośrednio po ich wypełnieniu metalem, dostają się na przenośniku płytowym do tunelu chłodzącego z silnym urządzeniem wentylacyjnym (rys. 11); po wyjściu z tunelu dostają się na wytrząsak rusztowy lub na przenośnik wałkowy dość znacznej długości, który jednocześnie służy do doprowadzenia opróżnionych skrzynek formierskich do formierek.



Rys. 11. Przenośnik płytowy osłonięty tunelem chłodzącym.

czego 12 formierek trzpieniowych, przystosowanych do pracy na składanych skrzynekach formierskich.

Przenośnik płytowy, o obiegu zamkniętym, w który wyposażona jest odlewnia nr 3 (rys. 9) znajduje się w ciągłym ruchu w przeciwnie-



Rys. 12. Plan zmechanizowanej odlewni Nr 4.

Zużyta masa z wytrząsaka rusztowego przechodzi przez sита wstrząsane do dozownika, znajdującego się poniżej podłogi. Przenośnik taśmowy z oddzielaczem magnetycznym otrzymuje przy pomocy krótkiego przenośnika wstrząsanego z dozownikiem ciepłą jeszcze ma-

do przenośnika odlewni Nr 4, pracującego z przerwami i składającego się z czterech niezależnych części napędzanych osobnymi silnikami.

Przenośnik płytowy odlewni Nr 4 jest przystosowany do następujących operacji: formo-

wania, zalewania form, ochładzania i wybijania. Przy pierwszych trzech operacjach zespoły form w tych strefach poruszane są napędem elektrycznym z szybkością ok. 36 m/min. W miejscu wybijania form napęd elektryczny jest wyłączany, a zespoły form na odcinku wytrząsania, poruszają się ruchem periodyczno-postępowym ze zmienną szybkością (3—4,5 m/min) osiągającym za pośrednictwem pasa gąsienicowego.

W czasie kiedy zespół form ochłodzonych powoli przechodzi przez miejsce, na którym odbywa się wybijanie form, pozostałe zespoły form na odcinkach: formowania, odlewania i ochładzania nie są w ruchu. Możliwość zatrzymywania i uruchamiania poszczególnych członów przenośnika pozwala na dostosowanie go do najpowolniejszych operacji formowania. Zaformowane i złożone skrzynki umieszcza się na pierwszym odcinku przenośnika i tu się je obciąża; drugi odcinek przenośnika przeznaczony jest do zalewania; na trzecim odcinku przenośnika, w tunelu chłodzącym, odbywa się chłodzenie form. W tym momencie czwarty odcinek w miejscu przeznaczonym do wytrząsania, powoli rusza.

Wyładowanie form z przenośnika płytowego na przenośnik syst. Aprona biegnący skośnie w dół, następuje automatycznie. Koło napędzające kontaktuje się z końcowym przerywaczem, powodując otwieranie się zaworu powietrznego cylindra pneumatycznego, który wypycha połączoną górną część platformy do pozycji, w której następuje wyładowanie. Pod koniec cyklu pracy (z góry określonego dla danego rodzaju odlewu), zespół z opróżnionymi skrzynkami podjeżdża ze znaczną szybkością na miejsce formowania; zespół gotowych form podjeżdża z tą samą szybkością na miejsce zalewania form, a zespół form wypełnionych wjeżdża do tunelu chłodzącego, gdzie zatrzymuje się.

Opisany system przenoszenia form jest urządzeniem pozwalającym na lepsze obsługiwanie odlewni, aniżeli zwykły przenośnik płytowy o obiegu zamkniętym; umożliwia on dłuższe chłodzenie i większą swobodę ruchu i pracy w odlewni.

Porównanie opisanych odlewni

A. Przy zastosowaniu przenośników wałkowych.

Zalety:

1. możliwość stosowania różnych rodzajów skrzynek formierskich,
2. dogodne warunki wkładania rdzeni i składania form. Możliwość dowolnego ustawiania form na przenośniku,
3. elastyczność natężenia produkcji dzięki dostatecznemu miejscu na magazynowanie form i możliwości ciągłego ich wypełniania,
4. możliwość indywidualnego odlewania i ochładzania,
5. podział sprzętu do formowania pomiędzy poszczególnych pracowników.

Wady:

1. wymagana duża przestrzeń, zajmowana przez odlewnię i duża ilość sprzętu do formowania,
2. dodatkowa robocizna potrzebna dla przesuwania form oraz zwrotu opróżnionych skrzynek i podkładek,
3. długi okres czasu od chwili pobrania metalu z pieca do momentu zalewania formy,
4. trudność zharmonizowania czasu rozprowadzania ciekłego metalu z czasem wybijania formy,
5. trudności odpowiedniej wentylacji odlewni wskutek dużej powierzchni zalewania.

B. Przy zastosowaniu przenośnika płytowego o obiegu zamkniętym.

Zalety:

1. stosunkowo nieduża powierzchnia zajmowana przez odlewnię,
2. zmniejszenie ilości sprzętu do formowania,
3. niższe koszty urządzeń wentylacyjnych, na skutek małej przestrzeni obsługiwanej,
4. możliwość przystosowania się do lokalnych warunków pracy na skutek dowolnego kierunku ruchu przenośników,
5. możliwość stosowania urządzenia automatycznego do wytrząsania w wypadkach formowania w składanych skrzynkach formierskich.

Wady:

1. konieczność umieszczenia form na przenośniku znajdującym się w ruchu,
2. ograniczona wielkość skrzynek formierskich,
3. ciągle zalewanie form wymaga stałego pobierania metalu z pieca,
4. zalewanie form odbywa się podczas ruchu,
5. czas chłodzenia jest jednakowy i nie może być zróżnicowany.

C. Przy zastosowaniu przenośnika płytowego cztero-członowego.

Zalety:

1. formy są ustawiane na płytach przenośnika w czasie jego postoju,
2. istnieje możliwość używania różnych wielkości skrzynek formierskich, ponieważ ta sama płyta przenośnika zawsze wraca do tej samej formierki,
3. wypełnianie form odbywa się na przenośniku przy postoju,
4. lepsze chłodzenie form w tunelu chłodzącym o podwójnym torze,
5. samoczynne wybijanie odlewów z form wykonanych jako bezskrzynkowe.

Wady:

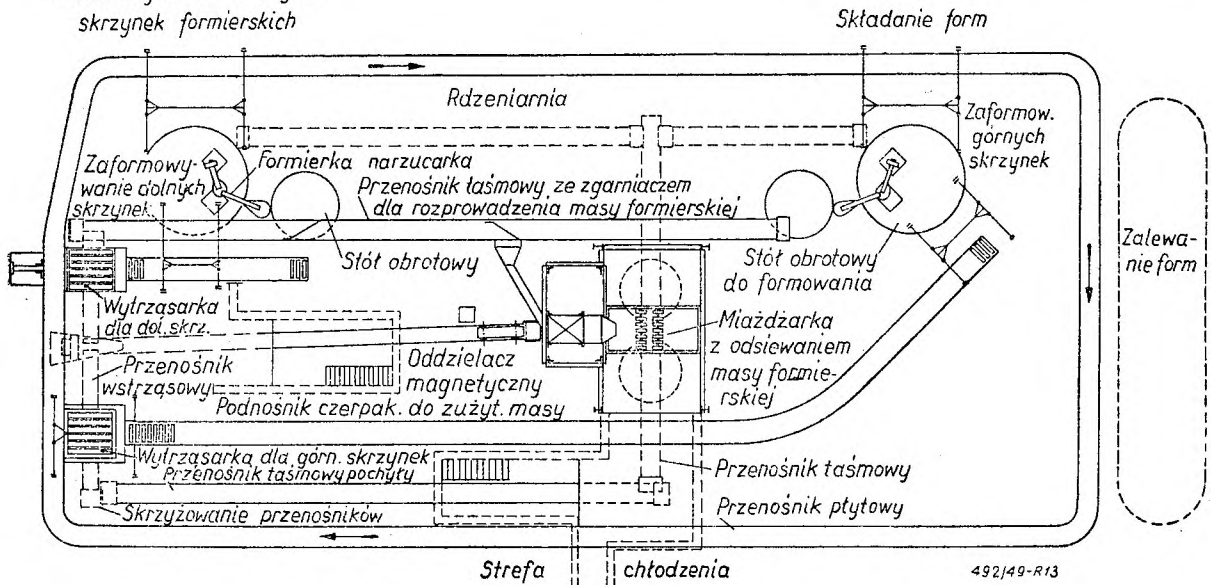
1. koszty inwestycyjne wyższe od ceny instalacji zwykłego przenośnika płytowego o obiegu zamkniętym,
2. zużycie dwukrotnie większej mocy wskutek oddzielnych napędów elektrycznych poszczególnych członów przenośnika,
3. liczniejsza obsługa.

Powyższe porównanie opisanych systemów formowania może być pomocne w wyborze typu odlewni o założonym zakresie i natężeniu produkcji. Zastosowanie jednego z tych układów lub też ich kombinacji będzie podyktowane rodzajem i wielkością odlewów, wydajnością pieca, przestrzenią stojącą do dyspozycji oraz wysokością środków inwestycyjnych.

Mechanizacja odlewni w warunkach produkcji masowej

Odlewnia Nr 5 (rys. 13) jest przykładem wysoce zmechanizowanej instalacji do przygotowania, transportu masy, form oraz

Załadowywanie dolnych
skrzynek formierskich



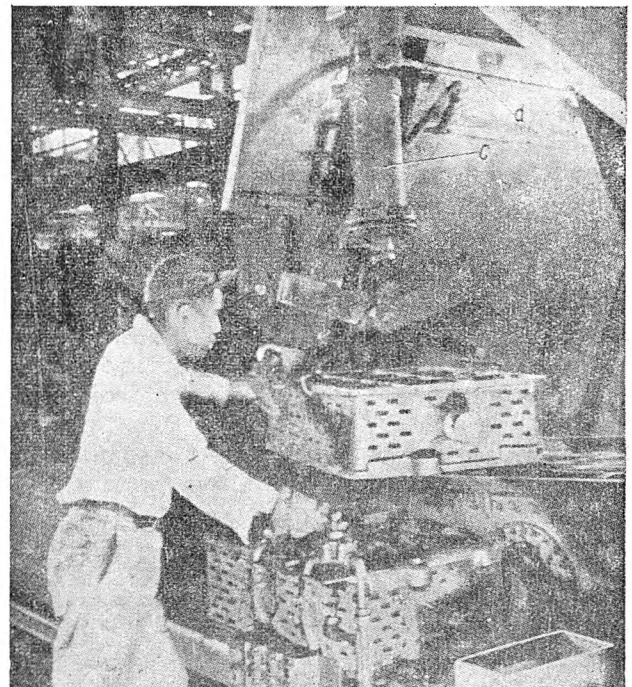
Rys. 13. Plan zmechanizowanej odlewni Nr 5.

zwrotnego ruchu skrzynek. Formowanie wykonywane jest w stałych skrzynekach formierskich, czasy zaś wypełniania form i ochładzania nie ulegają zmianom. Odlewnia ta wyposażona jest w urządzenia do przygotowywania masy z dwiema mieszarkami i dwiema formierkami-narzucarkami, obsługującymi osobno formowanie górnych i dolnych skrzynek, umieszczonych na obrotowych stołach.

Przy zestawieniu podstawowych maszyn należy pamiętać o tym, że zasobniki z dozownikami 4 (rys. 1) zostają zastąpione formierkami-narzucarkami 4A. Dodatkowo maszyny do transportu masy (nie pokazane na rys. 13) to przenośniki taśmowe służące do zsypania masy formierskiej. Przesuwają one masę od dozowników, umieszczonych nad stołami obrotowymi, do przenośnika taśmowego biegnącego pod mieszarkami talerzowymi. Na rys. 13 jest widoczna mieszarka-miazdzarka z przenośnikami taśmowymi, przedłużonymi w obydwie strony. Omawiany przenośnik w jednym końcu zbiera nadmiar masy formierskiej z obydwóch zsypanych przenośników; w środku swego biegu otrzymuje on przygotowaną i wyładowaną ma-

sę z mieszarki, a w drugim końcu dostarcza mieszaninę do pochyłego przenośnika taśmowego.

Jedną z charakterystycznych cech tego planu odlewni jest brak podnośnika dla gotowej masy. Drugą cechą jest zastosowana metoda wytrząsania; wypełnione formy po ich ochłodzeniu transportowane są przenośnikiem płytowym do podnośnika pneumatycznego ustawionego na wprost pierwszego wytrząsaka rusztowego (rys. 14); w tym miejscu górna skrzynka podnoszona jest z ponad skrzynki dolnej. Cylinder pionowy C urządzenia pneumatycznego zawieszony na szynie połączony jest z pomocą dźwaka d,



Rys. 14. Podnośnik pneumatyczny.

z poziomym cylindrem pneumatycznym (na rys. niewidocznym) przymocowanym do tej samej szyny. Cylinder poziomy przesuwają pierwszy cylinder z uchwyconą górną skrzynką i opuszcza ją na wytrząsak rusztowy, w którym to momencie skrzynka automatycznie zostaje zwolniona z zaczepu cylindra pionowego. Odlew pozostający w dolnej skrzynce przesuwają się dalej do pozycji pomiędzy wytrząsakami (rys. 13), gdzie jest chwytny następnym podnośnikiem pneumatycznym i podnoszony do górnego przenośnika, kierującego go do oczyszczalni. Dolna skrzynka po dojściu do drugiego wytrząsaka jest zwalniana automatycznie działającym mechanizmem i spada na ruszt wytrząsaka.

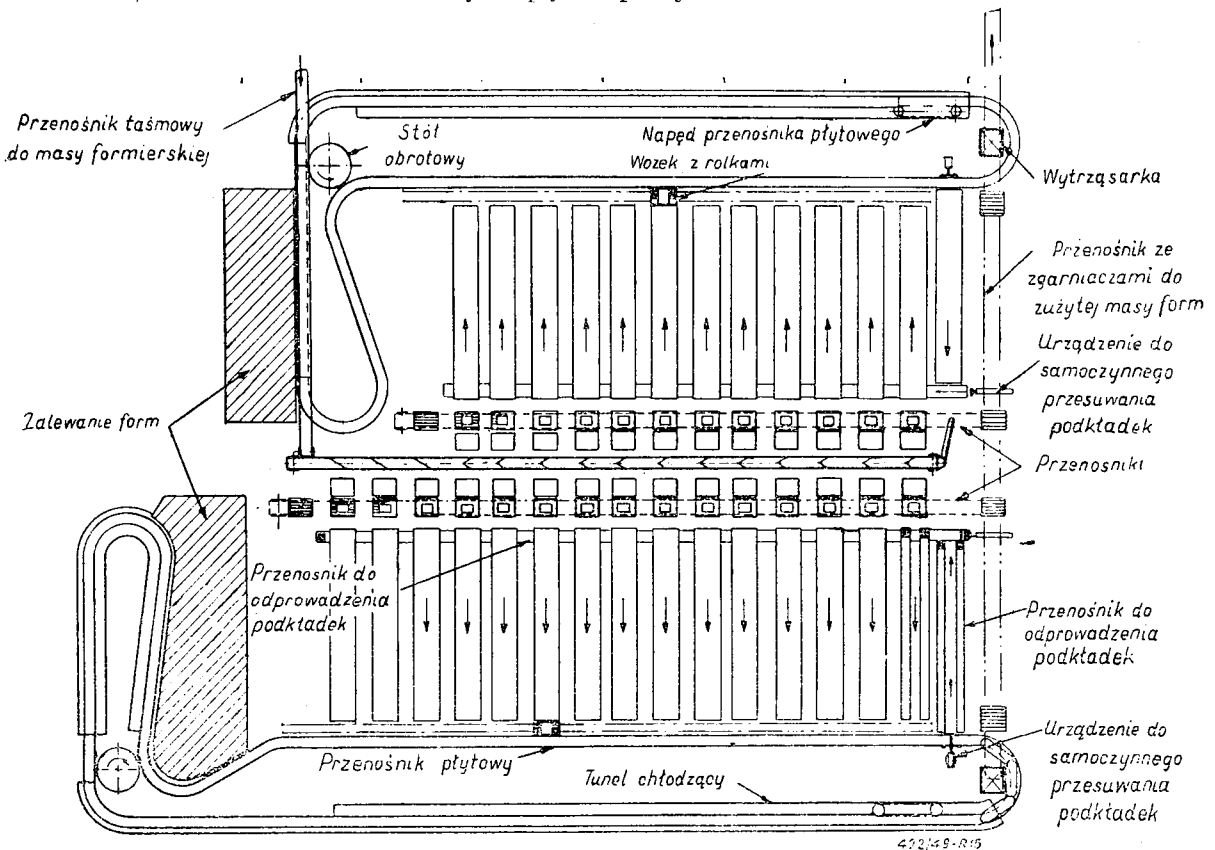
Jako specjalne wyposażenie w odlewni tego typu należy wymienić dwupowierzchniowe płaskie sito drgające z dwoma rzędami rozdrabniaczy walcowych, umieszczonych ponad górnym sitem. Zadaniem jego jest rozdrobnienie pozostałych części rdzeni i przesianie masy używanej. Oddzielone od masy odpadki żeliwne, szpilki itp., spadają po równi pochyłej i gromadzą się na dnie specjalnej skrzyni.

Schemat ten na ogół przedstawia najwyższy stopień zmechanizowanego układu, rozmieszczonego w najmniejszej powierzchni. Urządzenia zespołowe do przygotowania masy i urządzenia do magazynowania piasku, oraz powrotne przenośniki wałkowe dla opróżnionych skrzynek formierskich, są umieszczone wewnątrz pętli

przenośnika płytowego o obiegu zamkniętym. Szybki obieg masy, form i opróżnionych skrzynek formierskich, łatwość kontroli przygotowanej masy i wysoka wydajność agregatów formierskich gwarantują maksimum produkcji w ciągu 1 roboczo-godziny i na 1 m² powierzchni odlewni.

Odlewnia Nr 6 (rys. 15) przedstawia zmechanizowany układ transportowania form, który jest kombinacją przenośników taśmowych, wałkowych i przenośnika płytowego o obiegu zamkniętym. Urządzenie do przygotowania masy, umieszczone w pewnej odległości od miejsca formowania jest identyczne jak w wypadku odlewni Nr 3 (rys. 9).

Przygotowana masa formierska jest transportowana przenośnikiem taśmowym i przerzucana automatycznie na główny przenośnik rozdzielczy, z którego masa spychana zostaje do zasobników zawieszonych nad formierkami. Szeroki odstęp pomiędzy dwiema liniami maszyn formierskich pozwala na wygodną dostawę rdzeni, płyt podmodelowych i modeli. Urządzenie zasypowe umieszczone przy każdej maszynie formierskiej, wraz z rusztem podłogowym i czterema oczyszczającymi kratami w linii formierek powiązane z przenośnikami taśmowymi, ułatwiają utrzymanie czystości w odlewni i odprowadzenie nadwyżki masy formierskiej. Urządzenia odpylające oczyszczają powietrze w hali odlewniczej i zapewniają doskonałe warunki pracy.



Rys. 15. Plan zmechanizowanej odlewni Nr 6.

Jako uzupełnienie do typów urządzeń mechanicznych, poprzednio opisanych, opisujemy urządzenie, posiadające pewne dodatkowe wyposażenie do przemieszczania form. Rys. 16 pokazuje formy ustawiane na podkładkach, które gromadzone są na przenośnikach wałkowych

ne na inny przenośnik wałkowy, umieszczony znacznie niżej w kierunku prostym do głównych przenośników.

Instalacja tego rodzaju wyposażona jest w urządzenia pomocnicze synchronizujące pracę przenośników taśmowych, wałkowych i płyto-



Rys. 16. Transport skrzynek formierskich przy pomocy wózków wałkowych w odlewni Nr 6.

i przekazywane za pomocą wózków rolkowych na przenośnik formierski płytowy o obiegu zamkniętym.

Po operacji zalewania (na odcinku zakreskowanym, rys. 15) zdejmowane są obciążenia form za pomocą magnetycznego urządzenia podnoszącego, zawieszono na pneumatycznym cylindrze, który porusza się po krótkim jednoszynowym torze. To urządzenie jest wyposażone w prostokątny elektromagnes, który umożliwia szybkie przetrzucanie ciężarów ze strony form wypełnionych na stronę form zbliżających się do pola zalewania. Wypełnione formy przechodzą do tunelu chłodzącego, po czym dostają się na wytrząsaki rusztowe umieszczone nad przenośnikiem płytowym odprowadzającym zużytą masę do miejsc przerobu. W przenośnik ten włączone są przenośniki taśmowe spod formierek.

Innym interesującym szczegółem urządzenia rozładunkowego jest odprowadzenie podkładek z pod form do miejsca użytkowania. Gdy operacja wytrząsania form jest skończona, zwolnione podkładki przesuwane są z przenośnika płytowego na powrotną linię przenośnika wałkowego za pomocą samoczynnego pneumatycznego cylindra z popychaczem. Podkładki są tu układane jedna na drugiej w stosy i przetrzucane

wych. Gromadzenie form na przenośnikach wałkowych, pozwala transportować na przenośnik płytowy skontrolowane formy, które następnie są wypełniane metalem. Zarówno system przenośnika jedno lub dwupętlowego, nadaje się do każdej odlewni o produkcji wysokogatunkowej, nawet przy stosunkowo małym natężeniu produkcji.

Wnioski

Opisane odlewnie są typowymi przykładami i mają ułatwić czytelnikowi wyrobienie własnego zdania o możliwościach mechanizacji odlewni. Należy jednak podkreślić, że przy analizie projektu mechanizacji nie można ograniczać się tylko do oceny wydajności pracy formierskiej i uzyskanej oszczędności na bezpośredniej robociznie i materiałach. Dla udowodnienia rentowności inwestowania zmechanizowanych urządzeń, muszą być porównywane realne liczby kosztów wytwarzania wg metody starej z oszczędnościami określonymi chociażby szacunkowo dla instalacji nowego systemu. Tylko takie porównanie wykaże, czy planowane urządzenie zostało właściwie dobrane.

W celu otrzymania maksimum korzyści przy zmechanizowanej metodzie pracy wszystkie modele, rdzennice i skrzynki formierskie muszą

być okresowo kontrolowane, aby unikać przerw produkcyjnych. Dzienny plan produkcyjny musi być przygotowany z góry w celu zsynchronizowania pracy w rdzeniarni, na formiarni i w dziale oczyszczania. Należy również przygotować bilans przewidzianych do zalewania form w stosunku do wydajności żeliwiaka. Ponadto rozumie się, że nadzór techniczny potrafi dbać o urządzenia i będzie dysponować częściami zapasowymi.

Kierownictwo odlewni musi umieć dostosować program produkcji do wydajności instalacji, unikając zatorów i przeciążeń poszczególnych odcinków produkcyjnych. Przygotowane harmonogramy pracy powinny być dostatecznie elastyczne, aby dać możliwość natychmiastowych zmian, jeśli zajdzie tego potrzeba, lub też

aby bez straty czasu unikać zwolnionego biegu maszyn.

Mówiąc ogólnie, jedynie za wyjątkiem bardzo małych odlewni, projekt mechanizacji powinien być zastosowany jednocześnie na wszystkich głównych odcinkach produkcji odlewni. Szybko wzrastająca produkcja form, uzyskiwana wskutek dostawy zwiększonej ilości masy formierskiej, przy systemie przenośnika płytowego, może być osłabiona przez zwolnioną dostawę rdzeni lub wskutek zatrzymania przy oczyszczaniu odlewów. Zakładając, że dostawa masy formierskiej i rozprowadzenie ciekłego metalu odpowiada stawianym potrzebom, musimy pamiętać, że zdolność produkcyjna odcinka musi być stale obliczana i dostosowywana do wzrastającej produkcji gotowych form.

Żeliwo modyfikowane

Inż. ZOFIA WENDORFF
i ANTONI BOGUSŁAWSKI

Zasady modyfikowania. — Metody modyfikowania żeliwa. — Własności żeliwa modyfikowanego. — Doświadczenia modyfikowania żeliwa własne i opis wykonanych prób.

Żeliwo modyfikowane jest to żeliwo, do którego dodaje się na rynnę lub do kadzi przed odlaniem pewne składniki, które wpływają na przebieg reakcji odbywających się w kadzi oraz następnie w wybitny sposób kierują krystalizacją żeliwa. Nie będzie jednak modyfikowaniem dodawanie żelazostopów do kadzi np. żelazochromu, żelazomolibdenu itp., które wprowadza się celem wytworzenia żeliw stopowych*). Skład chemiczny żeliwa modyfikowanego nie musi różnić się od niemodyfikowanego. Materiałem wyjściowym dla żeliwa modyfikowanego może być albo żeliwo szare, którego suma C + Si nie jest wysoka, najczęściej niższa od 4,8%, albo żeliwo białe lub też połowiczne.

Zasady modyfikowania

Rola modyfikatora (dodawanego na rynnę) polega na wywołaniu pewnych procesów przed odlaniem żeliwa (jakie to są procesy to zależy od rodzaju modyfikatora) oraz na pokierowaniu krystalizacją w tym sensie, aby wytworzyła się korzystna dla żeliwa szarego struktura, a więc: drobny, równomiernie rozłożony grafit płatkowy na drobnym podłożu perlitycznym bez ferrytu. Droga modyfikacji można więc otrzymać żeliwo szare o małej zawartości grafitu, niskiej zawartości sumy C + Si, któreby bez dodatku modyfikującego krystalizo-

wało jako żeliwo białe lub połowiczne, po dodaniu zaś modyfikatora jako żeliwo szare drobnoziarniste o wysokich własnościach wytrzymałościowych.

Można tu przytoczyć analogiczny przykład z dziedziny stopów aluminiowych, mianowicie silumin (alpax) zmieniający całkowicie swoje własności po dodaniu do niego przed odlewem minimalnej ilości (0,1%) sodu. Zmiana własności jest spowodowana zmianą ziarnistości i formy składników strukturalnych, które można rozróżnić dopiero pod kilkusetkrotnym powiększeniem.

Wspominamy tu dlatego o siluminie, aby przedstawić jak skomplikowaną rolę spełnia modyfikator przy dodawaniu do stopu. Jeśli dla siluminu jest on skomplikowanym w swej roli, to dla żeliwa działanie jego jest jeszcze o wiele bardziej skomplikowane ze względu na to, że sam układ fazowy żeliwa, stopu szescioskładnikowego, jest bardziej złożony, poza tym proces tworzenia się grafitu nie jest całkowicie poznany. Podczas modyfikowania żeliwa współdziała i przeciwdziała ze sobą cały szereg czynników, które dopiero w wyniku stwarzają warunki dla krystalizacji wysokojakościowego żeliwa.

Rolę modyfikatora można podzielić na 2 etapy: 1) działanie modyfikatora, gdy stop jest płynny oraz 2) działanie jego w chwili krystalizacji stopu.

Jakie spełnia czynności, czy też wywołuje procesy modyfikator w ciekłym żeliwie

*) W niektórych wypadkach będzie modyfikowaniem. Redakcja.

w chwili jego dodawania oraz podczas przetrzymywania, czy mieszania w kadzi? Procesy te zależą po części od rodzaju modyfikatora. Obecnie najczęściej stosowane modyfikatory są następujące: silico-calcium (stop Si-Ca), żelazokrzem różnej procentowości (przy czym tym silniejszy jest proces modyfikacji im modyfikator więcej zawiera krzemu), aluminium, silumin, magnez, stopy ferrokrmu z aluminium. Dawniej stosowano i inne modyfikatory, jak np. grafit srebrzysty, Al_2O_3 , nikiel w proszku, miedź w wiórkach, dwutlenek manganu i inne, które następnie zarzucono, ze względu na niepełne ich modyfikujące działanie.

Wszystkie obecnie stosowane modyfikatory wywołują, zaraz po ich dodaniu, w roztopionym żelazie działanie odgazowujące, oraz szybkie, czasem gwałtowne, wydzielanie się rozpuszczonych w żelazie gazów. Następuje również odsiarczanie żeliwa, poza tym koagulacja lub strącanie zawiesin, zanieczyszczeń np. krzemianów, zmiana napięcia powierzchniowego, wreszcie działanie oddleniające. Modyfikatory same utleniają się, dając tlenki, które przechodzą do żużla, częściowo zaś pozostają w cieczy w formie bardzo drobnych zawiesin. Proces ten rozpoczęty w I-szym okresie, gdy metal jest ciekły, odegra swą rolę właściwą w II-gim okresie podczas krystalizacji. Znaną jest rola zawiesin w krzepnących stopach np. w stalach (zawiesiny wtrąceń submikroskopowych — przede wszystkim Al_2O_3 wywołują drobnoziarnistość stali), na czym opiera się produkcja stali z regulowaną wielkością ziarn. Podobnie i tutaj pozostałe zawiesiny tlenków np. SiO_2 i Al_2O_3 , skoro tylko będą znajdowały się w dostatecznym rozdrobnieniu i nie wypłyną zbyt szybko, odegrają swą rolę w drugim okresie działania modyfikatora, tj. w okresie krystalizacji lub ściślej grafityzacji.

Przechodząc do tego drugiego okresu, niezależnie od tego czy opiera się na teorii bezpośredniej krystalizacji grafitu z cieczy, czy też na teorii tworzenia się grafitu poprzez rozpad cementytu, modyfikator ułatwia grafityzację.

W jaki sposób spełnia to swoje zadanie?

Ponieważ mechanizm grafityzacji nie jest całkowicie jednoznacznie poznany, dlatego też i mechanizm modyfikowania nie może być od tej strony całkowicie jasny. Jeżeli będziemy rozpatrywać grafityzację bez dodatku modyfikującego przyjmując, że węgiel w fazie ciekłej w roztopionym żelazie znajduje się w postaci cząsteczek Fe_3C , to aby zaszło wykrystalizowanie grafitu musi zająć uprzednio rozpad tego cementytu na żelazo i węgiel.

Oba te procesy zachodzą z pewnymi szybkościami i w zależności od wzajemnego ustosunkowania się dwóch wielkości, szybkości rozpadu cementytu oraz szybkości krystalizacji, zachodzi albo krystalizacja cementytu wprost z cieczy, jeśli cementyt nie zdąży się

rozłożyć, albo też krystalizacja grafitu, jeśli cementyt zdążył się rozłożyć na poszczególne składniki tj. żelazo i grafit tuż przed wykrytym wykrystalizowaniem.

Dla żeliwa niskowęglowego (podeutektycznego), które się zwykle przy modyfikacji stosuje, krzepnięcie rozpoczyna się od tworzenia nasyconego roztworu C w żelazie γ , a dopiero w temperaturze eutektycznej rozpoczyna się proces powstawania cementytu, lub też grafitu eutektycznego. W zależności od tego jak szybko zachodzi krystalizacja i rozpad ciekłego Fe_3C , albo tworzy się bezpośrednio grafit z cieczy, wzgl. podczas trwania krystalizacji w temperaturze eutektycznej zachodzi jednocześnie rozpad i krystalizacja grafitu tak, że z końcem krzepnięcia kończy się grafityzacja. Jeśli zaś proces krzepnięcia znacznie wyprzedza proces grafityzacji, zachodzi rozkład cementytu w stanie stałym i kończy się w zakresie nawet kilkadziesiąt stopni poniżej krzepnięcia: tworzy się wtedy tzw. grafit przechłodzenia eutektyczny, widoczny przy powierzchni odlewów lub w odlewach cienkościennych.

Rozpad cementytu podobnie jak i krystalizacja grafitu zaczyna się w oddzielnych ośrodkach. Ośrodkami mogą być wszystkie punkty stopu, mające powiększony zapas energii powierzchniowej, np. rozproszone zawiesiny, resztki nierozpuszczonego grafitu, zanieczyszczenia, granice między fazami austenitu i cementytu.

Jak wobec tego zmieniają się warunki grafityzacji w obecności modyfikatora?

Modyfikator wpływa na rozpad cementytu niezależnie od tego, czy zachodzi ten proces w stanie ciekłym, czy stałym, a to na skutek wytworzenia drobnych zawiesin, które stają się zarodkami w procesie tworzenia się grafitu. Rozpad cementytu zostaje tak dalece przyspieszony, że żeliwo, które bez dodatku modyfikatora krzepłoby jako białe, w obecności jego staje się całkowicie szare. I tak jak równomierne w całej masie zawieszony są drobne cząsteczki tlenków krzemu czy tlenków aluminium, tak też równomiernie wykrystalizowuje grafit w drobnych płatkach równo rozłożonych.

Nie jest tu bez znaczenia fakt, że SiO_2 należy do tego samego heksagonalnego układu krystalograficznego, co grafit, przez co zarodki SiO_2 mogą łatwiej pokierować krystalizację grafitu. W tym fakcie znajduje wytłumaczenie również nowa metoda otrzymywania sferoidalnego (kulistego) grafitu. Przez dodanie do żeliwa jeszcze silniejszych dezoksydatorów od krzemu, ceru czy magnezu wytwarzają się tlenki o strukturze krystalograficznej regularnej. Będą więc one powodować krystalizację raczej austenitu o tej samej strukturze krystalograficznej i nastąpi przechłodzenie grafityzacji aż do zakresu temperatur, w których istnieją warunki do wytworzenia się kulistych wydzielin

grafitu. Rys. 1 i 2 pokazują mikrostrukturę żeliwa szarego o graficie płytkowym i graficie sferoidalnym⁶].



pow. × 100.

Rys. 1. Żeliwo szare zwykłe. Struktura: grafit duży płytkowy, perlitt, ferryt, eutektyka fosforowa.

Rola zawiesin nie kończy się na wpływie na grafityzację, ale podobnie jak przy stali można przez dodatek Al wytworzyć drobnoziarnisty materiał, tak samo i żeliwo otrzymuje drobnoziarnistą strukturę wtórną perlitu.

Metody modyfikowania żeliwa

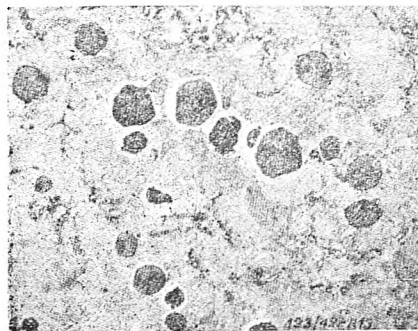
Metody modyfikowania żeliwa podzielić można na następujące:

1. modyfikowanie znacznymi dozami modyfikatora,
2. modyfikowanie ciekłym żeliwem,
3. modyfikowanie małymi dozami modyfikatora.

1. Jeśli chodzi o pierwszy sposób — *modyfikowanie dużymi dozami* — dotyczy on przede wszystkim modyfikatorów z dużą zawartością krzemu. Zwolennicy tej metody np. *Blakiston*^{1]} uważają za korzystne wprowadzanie 60÷70% całkowitej ilości krzemu, jaka jest w żeliwie, w postaci modyfikatora np. Fe-Si 75 procentowego. Metoda ta daje podobno żeliwo o własnościach jeszcze bardziej wrażliwych na grubość ścianek, od gatunków żeliwa otrzymanych z zastosowaniem małych ilości modyfikatora, na skutek silniejszej zdolności od grafityzacji. W latach wojennych 1943 podczas pogorszenia się warunków dostawy surowców, *Brytyjskie Towarzystwo Odlewników* zalecało tę metodę z zastosowaniem dodatku 75 procentowego Fe-Si w ilości 0,5 ÷ 1% Si w stosunku do ilości żeliwa. Stroną ujemną tej metody jest niedostateczne polepszenie osnowy metalicznej tj. niedostateczne rozdrobnienie perlitu, a poza tym konieczność bardzo wysokiej temperatury przy spuszczeniu żeliwa ze względu na dużą ilość dozowanego zimnego modyfikatora.

Jedną z odmian modyfikowania znacznymi ilościami dodatków jest stosowanie modyfikatorów tzw. *stabilizujących*^{2]}. Modyfikatory tego rodzaju zawierają kilkadziesiąt % Cr, kilkanaście lub kilkadziesiąt % Si,

dodatek Mn, Zr i C. W odróżnieniu od poprzednio omawianych modyfikatorów tzw. *grafityzujących* w składzie ich prze-



pow. × 100.

Rys. 2. Żeliwo szare sferoidalne. Struktura: grafit kulisty, perlitt, ferryt.

ważają elementy karbidotwórcze (Cr, Mn) nad grafityzującymi. Na skutek tego działanie ich objawia się w podniesieniu twardości grubych przekrojów (z powodu dodatku Cr, Mn), a jednocześnie obniżeniu odbielenia w cienkich przekrojach w wyniku dodatku Si. Stosowanie tego rodzaju modyfikatorów jest celowe dla żeliw z wyższą zawartością sumy C + Si, które bez modyfikowania miałyby złom szary przy odlewaniu dużych, masywnych części np. łoż obrabiarek.

Stabilizujące modyfikatory stosuje się w ilości 1÷0,5% wagi żeliwa, przy czym dobór odpowiedniego gatunku tego modyfikatora (różnią się zawartością Cr i Si) dostosowuje się do składu chemicznego żeliwa i wymiarów odlewu. Wytrzymałość na rozciąganie w zależności od składu chemicznego wynosi od 28÷34 kG/mm².

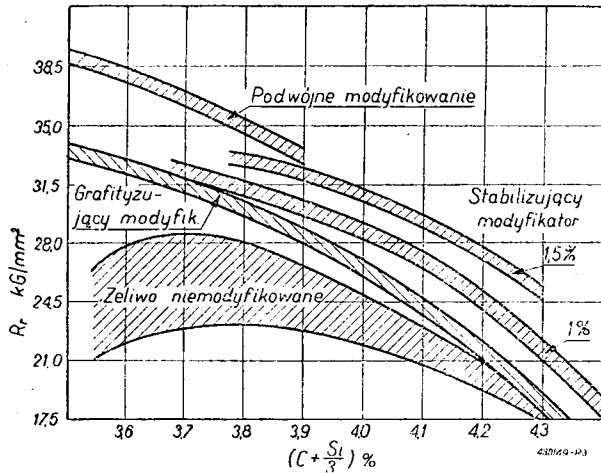
2. *Modyfikowanie ciekłym żeliwem*^{3, 4, 5]} może być stosowane tam, gdzie są obok siebie dwa żeliwiaki, jeden wytapia żeliwo białe o składzie np. C 2,8÷3% i Si 0,9÷1,1%, a drugi szare o składzie np. 3,3÷3,5% i Si 2,2 ÷ 3%, którego dodaje się w stanie ciekłym w ilości 5 ÷ 15% do żeliwa białego. Otrzymuje się żeliwo szare o strukturze modyfikowanej i składzie C 2,9 ÷ 3,1%, Si 0,9 ÷ 1,3%. Wytrzymałość na zginanie takiego żeliwa wynosi około 60 kG/mm².

Metoda ta była z powodzeniem stosowana w Związku Radzieckim przy seryjnym odlewaniu cylindrów parowych. Otrzymywano różnice twardości w różnych przekrojach nie wyżej 10 H_B , gdy dla żeliwa niemodyfikowanego różnice wynosiły 30÷35 H_B .

3. Najbardziej rozpowszechnioną jest *metoda modyfikowania małymi ilościami dodatków*. Metoda ta daje zresztą wyższe własności wytrzymałościowe od innych metod. Metoda ta była stosowana i w niniejszej pracy.

Jeśli porównać na wykresie (rys. 3) własności żeliwa otrzymanego z modyfikatorami sta-

bilizującymi i grafityzującymi, widać, że najwyższe wyniki daje podwójne modyfikowanie, które przeprowadza się, dozując najpierw modyfikator stabilizujący i grafityzujący razem, a następnie modyfikator grafityzujący (dla niskiej sumy $C + Si$) lub też modyfikator stabilizujący (dla wyższych wartości sumy $C + Si$).



Rys. 3. Zależność wytrzymałości na rozciąganie od sumy $C + \frac{1}{4} Si$ i sposobu modyfikowania.

Należy tutaj wspomnieć o metodach otrzymywania żeliwa z grafitem wydzielonym w postaci sferoidalnej^{6, 7]}. Brytyjskie prace opierały się z początku na traktowaniu żeliwa cerem, a amerykańskie — magnezem. Metoda stosująca cer wymaga dużych ograniczeń co do składu chemicznego żeliwa wyjściowego, zwłaszcza co do zawartości siarki, ponieważ cer silnie odsiarcza, a jest bardzo kosztowny, więc nie może się zużywać na odsiarczanie. Skład żeliwa wyjściowego powinien być następujący: $S < 0,02\%$, $P < 0,6\%$, lepiej jednak $P < 0,1\%$, $(C + \frac{1}{3} Si + \frac{1}{3} P) < 4,3\%$, złom powinien być szary a Mn, Cu, Ni, Cr, Mo mogą być obecne, jednak w takiej ilości, aby nie zmieniły szarego złomu. Ceru powinno w stopie pozostać $0,02\%$, dodaje się go w ilości $0,20 \div 0,35\%$ w postaci mieszaniny 50% z innymi metalami ziem rzadkich.

Metoda magnezowa nie stawia takiego ograniczenia w zawartości S i C, którego może być nawet $2,5\%$, a $S < 0,09$. Dodaje się nadmiar magnezu w postaci stopu Cu—Mg lub Ni—Mg, (w których Mg jest 20%) w ilości $0,53 \div 0,60\%$ w stosunku do żeliwa, w przeliczeniu na Mg.

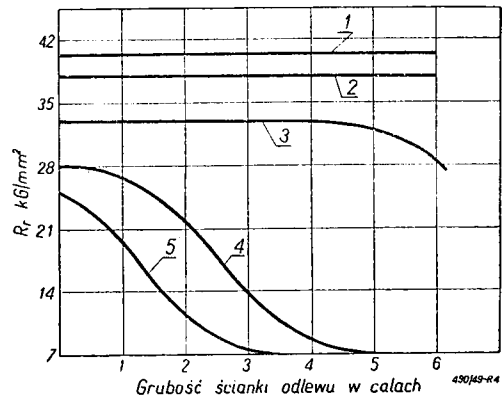
Własności żeliwa modyfikowanego^{8, 9, 13]}

Ciężar właściwy żeliwa szarego wyznaczony doświadczalnie wynosi $6,6 \div 7,28$ kG/dm^3 , żeliwa modyfikowanego z żeliwiaka $7,23 \div 7,28$ a dla wytopionego w piecu płomiennym $7,32 \div 7,38$. Liczby te świadczą

o większej ścisłości żeliwa modyfikowanego od zwykłego szarego żeliwa. Bardzo ważną cechą żeliwa modyfikowanego jest niezależność jego własności mechanicznych od szybkości studzenia czyli od przekroju, co się wyraża tym, że w skomplikowanych odlewach, w których występują duże i małe przekroje, otrzymuje się materiał o jednakowych własnościach i nie potrzeba się obawiać odbielenia w małych przekrojach oraz, że przekroje grube mają zbliżone własności mechaniczne w środku i bliżej powierzchni.

Wykres na rys. 4 przedstawia zmianę R w zależności od grubości ścianek dla różnych żeliw.

Wytrzymałość na rozciąganie dochodzi do 40 kG/mm^2 , przy czym wydłużenie ma też pewną wartość (około $0,5\%$), gdy dla zwykłego żeliwa równa się zero. Wytrzymałość na ściskanie 150 kG/mm^2 dla znormalizowanych próbek. W porównaniu do tego R , żeliwa stalistego czyli takiego, do którego we wsadzie bierze się dużo stali, przy zbliżonym składzie chemicznym, jest około 5 kG/mm^2 niższa. Natomiast R , najnowszych żeliw z grafitem sferoidalnym wynosi od 45 do 60 kG/mm^2 , zaś po obróbce cieplnej do 85 kG/mm^2 przy jednoczesnej twardości ok. $335 H_B$.

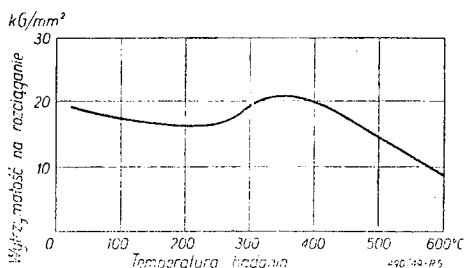


Rys. 4. Wpływ grubości odlewu na zmianę mechanicznych własności żeliwa (wg danych Meehanite Research Institute). 1 — żeliwo „Meehanite M”; 2 — „Meehanite A”; 3 — „Meehanite B”; 4 — żeliwo stopowe; 5 — żeliwo staliste¹⁾.

Wytrzymałość na rozciąganie przy wyższych temperaturach dla żeliwa zwykłego ma przebieg, charakter którego przedstawiono na wykresie rys. 5. Z początku zaznacza się spadek i przy $200^\circ C$ minimum, następnie wzrost

¹⁾ Żeliwa „Meehanite“ M, A, B, C, D, E — gatunki żeliw modyfikowanych, produkowanych w Ameryce i Anglii, różniące się wytrzymałością na rozciąganie: „Meehanite“: M — $38,5$ kG/mm^2 ; A — $35,5$ kG/mm^2 ; B — $31,5$ kG/mm^2 ; C — $28,3$ kG/mm^2 ; D — $25,2$ kG/mm^2 ; E — $21,2$ kG/mm^2 .

i w temperaturze 300° do 400° osiąga wytrzymałość równą tej jaka jest w normalnej temperaturze, powyżej 400° spada powtórnie.



Rys. 5. Wytrzymałość na rozciąganie badana w wyższych temperaturach różnych gatunków żeliwa [1].

Według danych Instytutu Badań Meehana żeliwo modyfikowane zachowuje swoje właściwości do około 450° co widoczne jest z tabelicy I.

TABELICA I. Wytrzymałość na rozciąganie w kg/mm² dla żeliwa „Meehanite“ w wyższych temperaturach [1]

Temperatura w °C	21	204	371	427	482	583	645
„Meehanite A”	36,8	36,4	36,4	37,6	35,5	28,4	20,4
„Meehanite B”	33,25	33,0	32,9	33,95	32,0	25,66	18,48

Wytrzymałość na zmęczenie żeliwo modyfikowane posiada 2 ÷ 3 razy wyższą od żeliwa zwykłego, szczególnie dla wytrzymałości na zginanie i na skręcanie, co ma znaczenie przy zastosowaniu tego żeliwa na wały korbowe, koła itp. Jest ważne, że żeliwo modyfikowane, podobnie jak żeliwo zwykłe jest mniej wrażliwe na działanie karbu od innych materiałów np. stali.

Udarność żeliwa ogólnie jest niska, w żeliwie modyfikowanym te wartości są 2 ÷ 3 razy wyższe, przy czym udarność, mierzona w środku i przy powierzchni grubszych przekrojów nie wykazuje takich różnic jak dla zwykłego żeliwa. Udarność zaś żeliwa o graficie sferoidalnym jest parokrotnie wyższa niż żeliwa o graficie płatkowym, ale niższa niż w żeliwie ciągliwym.

Wiadome jest, że żeliwo szare stanowi tworzywo wybitnie pochłaniające drgania i tym silniej ta cecha zaznacza się, im materiał posiada więcej i większe wydzielienia grafitu.

Najlepsze pod tym względem jest żeliwo niskojakościowe o dużych i licznych płatkach grafitu o podłożu ferrytyczno-perlitycznym.

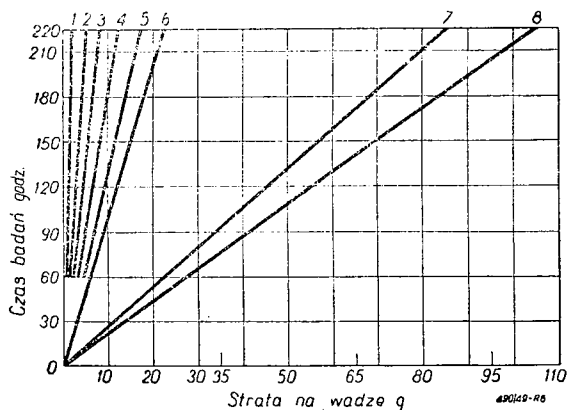
Im mniej jest grafitu, tym słabiej drgania są tłumione. W żeliwie modyfikowanym przy korzystnym drobnopłatkowym, lecz równomiernie rozłożonym graficie cecha tłumienia

drgań jest zachowana prawie na równi ze zwykłym żeliwem, przy jednoczesnych wysokich właściwościach wytrzymałościowych. Nowe żeliwo o sferoidalnym kulistym graficie, pod tym względem będzie zawsze gorsze, dlatego zarówno powinno się rozwijać metody otrzymywania żeliwa modyfikowanego o płatkowym graficie, jak i sferoidalnym.

Jeśli porównać tworzywa pod względem tłumienia drgań, to żeliwo szare płatkowe pochłania 25%⁰, żeliwo szare sferoidalne pochłania 11 ÷ 6%⁰ (tym mniej im wyższe R_r), miękka stal około 2%⁰.

Porównując wyniki badań na ścieranie spotyka się pewne rozbieżności, co jest zresztą normalne przy porównywaniu wyników ścierania ze względu na różnice w metodach badań. Biorąc ogólnie, wszystkie badania wykazują znaczną wyższość żeliwa modyfikowanego nad niemodyfikowanym zwłaszcza przy większych obciążeniach. Badania [1] przeprowadzone na maszynie, gdzie tarcie następowało w ruchu zwrotno-postępowym przy ciśnieniu właściwym mniejszym od 10, równym 10 i równym 20 kg/mm² oraz średniej szybkości 32,4 m/min, wykazują liczby wskazane w tabelicy II. Widać, że dla obciążeń większych np. 20 kg/cm² odporność na ścieranie jest dwu do trzykrotnie większa (w zależności od stosowanego modyfikatora) w stosunku do niemodyfikowanego; dla obciążeń mniejszych różnica ta maleje.

Na wykresie rys. 6 widać następującą kolejność materiałów pod względem odporności na



Rys. 6. Odporność różnych materiałów na ścieranie wg danych Instytutu Meehana.

1 — żeliwo „Meehanite A” obrobione cieplnie; 2 — żeliwo „Meehanite A” zahartowane; 3 — białe żeliwo „Meehanite”; 4 — stal manganowa; 5 — żeliwo „Meehanite M”; 6 — stal SAE 3450 obrobiona cieplnie; 7 — szare żeliwo; 8 — staliwo.

ścieranie od mniej do więcej odpornych: staliwo, żeliwo zwykłe, stal obrobiona cieplnie, „Meehanite M”, stal manganowa i kolejno 3 gatunki żeliwa „Meehanite”.

TABLICA II. Wyniki porównawczych badań na ścieranie¹¹⁾

Nacisk jedno- stkowy w kG cm ²	Żeliwo	Żeliwo z C + Si = 4,0 ÷ 4,25%			Żeliwo z C + Si = 4,25 ÷ 4,5%		
		średnie zużycie w g/1000 m	ilość badanych próbek	najwyższe zużycie w g/1000 m	średnie zużycie w g/1000 m	ilość badanych próbek	najwyższe zużycie w g/1000 m
10	niemodyfikowane	—	—	—	0,21	15	0,33
	modyfikowane Fe—Si	0,14	6	0,21	0,13	6	0,14
	modyfikowane Ca—Si	0,06	12	0,09	0,18	14	0,25
20	niemodyfikowane	—	—	—	1,84	8	3,08
	modyfikowane Fe—Si	1,51	6	1,80	1,05	4	1,37
	modyfikowane Ca—Si	1,00	4	1,09	0,67	4	0,89

Na tablicy III widoczna jest nieco inna kolejność materiałów. W każdym razie są to wartości dające się porównywać ze stalą manganową.

TABLICA III. Odporność na ścieranie obrobionego ciepłnie żeliwa „Meehanite“¹²⁾

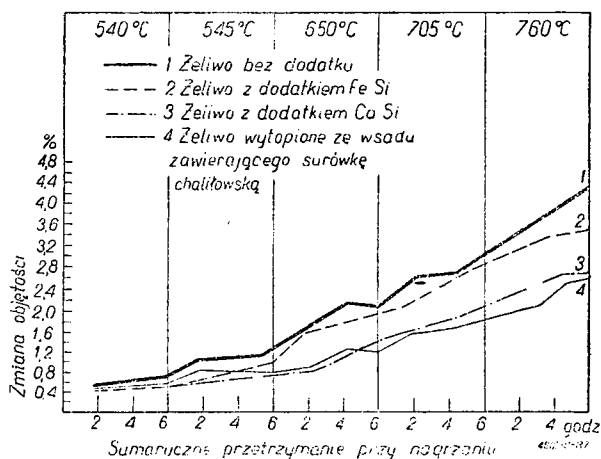
Materiał	Strata na wadze próbki w g
„Meehanite A“	35
„Meehanite M“	20
„Meehanite B“	45
„Meehanite D“	120
„Meehanite E“	82
Stal manganowa	13

Odporność na korozję przedstawia się daleko korzystniej dla żeliwa modyfikowanego niż dla zwykłego. Wiadome jest, że im dany materiał jest bardziej ścisły, mniej ma porowatości, im jest bardziej jednorodny, im mniej ma różnic w strukturze, tym jest odporniejszy na korozję. Żeliwo modyfikowane posiada strukturę jednakową niezależnie od przekroju; ta jednorodność bardzo korzystnie wpływa na odporność na korozję. W wypadku modyfikowania, które zwiększa zdolność do grafityzacji danego żeliwa, jest możliwe obniżenie zawartości krzemu poniżej nawet 1,2%. Takie niskokrzemowe, modyfikowane żeliwo może z powodzeniem zastępować w niektórych wypadkach żeliwo stopowe. Próby w Związku Radzieckim stwierdziły, że odporność na korozję żeliwa modyfikowanego jest kilkakrotnie wyższa niż zwykłego.

Znaną wadą żeliwa szarego jest tak zwana „spongioza“ czyli korozja w mokrych ośrodkach, przede wszystkim w ziemi. Korozja ta objawia się w ostatecznym wyniku miejscowymi wyzarciami, które często przechodzą przez całą grubość ścianki. Przebieg takiego zjawiska przedstawia się w sposób następu-

jący: w miejscach występowania ferrytu przy graficie następuje utlenianie ferrytu, a następnie wymywanie przez wilgoć czy bieżącą wodę; w dalszym ciągu rozprzestrzenia się korozja i na perlit. Miejsca tknięte korozją wykazują strukturę gąbczastą, składającą się z grafitu i resztek perlitu, reszta składników jest wymyta. Ponieważ żeliwo modyfikowane jest czysto perlityczne, nie posiada tendencji do tego rodzaju korozji, co potwierdzają badania.

Rośnięcie żeliwa zachodzi w podwyższonych temperaturach przy wielokrotnym dłuższym nagrzewaniu. Polega ono na zmianie objętości żeliwa. Żeliwo modyfikowane

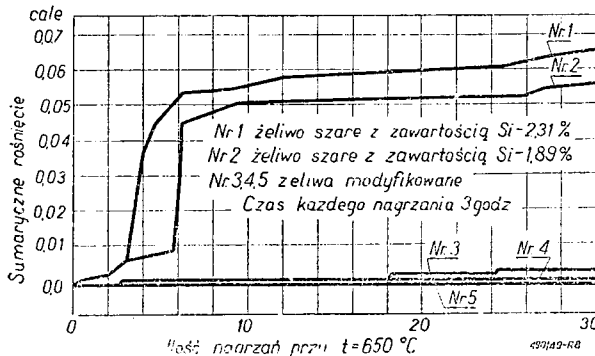


Rys. 7. Rośnięcie żeliwa (wg CNIITMASZ).

podlega w daleko słabszym stopniu rośnięciu aniżeli zwykłe. Jest to zrozumiałe ze względu: na dużą ścisłość tego żeliwa, równomierne rozłożenie grafitu, które wyklucza tworzenie się siatki grafitowej, ułatwiającej przenikanie gazów, poza tym ze względu na dobre odgazowanie żeliwa. Wartości rośnięcia żeliwa pokazane są na wykresie na rys. 7 oraz na rys. 8. Odporność żeliwa modyfikowanego przeciw rośnięciu ma duże znaczenie w wypadku stosowania

wania tego żeliwa na części silników spalinyowych, maszyn parowych, turbin, np. na tłoki, pierścienie tłokowe itp.

Obróbka mechaniczna żeliwa niskojakościowego o podłożu ferrytycznym jest najłatwiejsza. Spośród zaś żelii perlitycznych najłatwiejszą obrabialność ma żeliwo modyfikowane. Jest ono łatwoobrabialne do twardości $260 H_B$, po obróbce zaś cieplnej do $350 H_B$. W porównaniu do stali jest to materiał daleko łatwiej obrabialny. Np. w jednej wytwórni w Związku Radzieckim przez za-



Rys. 8. Rośnięcie żeliwa (wg Badawczego Instytutu A. F. Meehana).

mianę odkówek stalowych, wałów korbowych do silnika Diesla, na odlew z żeliwa modyfikowanego osiągnięto oszczędności 32% w kosztach obróbki.

Żeliwo modyfikowane nadaje się dobrze do obróbki cieplnej. Wpływ obróbki cieplnej na własności mechaniczne pokazany jest na tablicy IV.

TABLICA IV. Zmiana własności mechanicznych żeliwa „Mechanite“ po obróbce cieplnej¹⁾

Własności mechaniczne	Przed obróbką cieplną	Po obróbce cieplnej
Wytrzymałość na rozciąganie w kg/mm^2	36,0	do 81,5
Granica płynności w kg/mm^2	32,2	56,9
Granica proporcjonalności	od 9,8	do 14,7
Wydłużenie (na długości 50 mm) w %	0,5	2,0
Twardość H_B ¹⁾	241	302
Udarność wg. Charpy w kg/cm^2	0,68	1,5
Granica wytrzymałości w kg/mm^2 na zmęczenie	16,2	19,6

¹⁾ może być do 600.

Normalizacja, to jest ogrzanie do $850 \div 870^\circ$ i ostudzenie na powietrzu daje podniesienie granicy płynności i wytrzymałości na rozciąganie¹²⁾. Można również przeprowadzać normalizację przez wyjęcie wcześniejsze odlewu z formy przy $900 \div 950^\circ$ i następne ostudzenie

na powietrzu, przy czym często trzeba wtedy zastosować następne odpuszczanie w temperaturze $500 \div 560^\circ$ dla usunięcia naprężeń.

Wyżarzanie zaś w 900° przez $20 \div 25$ godzin z następnym studzeniem do 535° wg danych patentów amerykańskich daje wydłużenie do 6%, strzałkę ugięcia 22 mm przy wytrzymałości na rozciąganie $38,5 \text{ kg/mm}^2$.

Własności odlewnicze

Skurcz żeliwa szarego jest mniejszy od skurczu żeliwa modyfikowanego. Liczbowo przedstawia się następująco (mierzony na próbce długości 350 mm 25×25 przekroju) w zależności od przegrzania:

	o 50°	o 100°
szare żeliwo	$1,15 \div 1,17$	$1,17 \div 1,20$
żeliwo białe niemodyfikowane	$1,87 \div 1,90$	$1,90 \div 1,92$
żeliwo modyfikowane	$1,20 \div 1,30$	$1,30 \div 1,40$

Rzadkoplątność żeliwa modyfikowanego jest niższa od żeliwa szarego zwykłego, co trzeba uwzględnić przy projektowaniu układu wlewowego.

Temperatura odlewania żeliwa szarego nie powinna być zbyt wysoka, zwiększa to bowiem skurcz żeliwa i powoduje grubodendrytyczną strukturę, co wpływa na obniżenie własności mechanicznych, jednak nie może być zbyt niska i wynosi mniej więcej $30^\circ \div 50^\circ$ powyżej temperatury topienia żeliwa.

Doświadczenia własne

Warunki prowadzenia wytopu w metodzie z małymi dozami modyfikatora są następujące:

- wysoka temperatura przy spuszczeniu żeliwa, $1400 \div 1450^\circ$,
- możliwość zastosowania niskowęglowego żeliwa z zawartością C nie wyższą od $2,8 \div 3,0\%$,
- prawidłowe dozowanie modyfikatora uwzględniające odpowiednie rozdrobnienie i sposób dodawania.

1. Jeśli chodzi o pierwszy warunek, to stosowane są do tego celu żeliwiaki z podgrzewanym dmuchem i wielorzędowym systemem dysz. Osiąga się wtedy, przy małym rozchodzie koksu wysoką temperaturę do 1450° . Ważnym jest gatunek koksu i wielkość jego kawałków, które powinny być duże i równe. Inne warunki prowadzenia żeliwiaka są podobne jak przy otrzymywaniu żeliwa perlitycznego.

W próbach, które były tematem niniejszej pracy, było więc ciekawe, jak dalece w zwykłym żeliwiaku, który jest najczęściej w naszych odlewniach używany, można osiągnąć wysoką temperaturę na rynnicy, niezbędną dla należytego przebiegu modyfikacji.

W tym celu stosowano specjalne segregowanie koksu. Używano tylko kawałki grubsze o minimalnym wymiarze 120 mm, przy czym

wybijano koks najlepiej skoksowany. Dozowanie koksu zwiększono o 3% w stosunku do wagi wsadu stalowego.

W ten sposób osiągnięto temperaturę żeliwa w kadzi, mierzoną po jej napełnieniu ponad 1400° bez poprawki. Temperatury przy spuszczeniu na rynnę nie można było mierzyć, gdyż wąski strumień żeliwa nie obejmował całego pola widzenia pirometru. Należy się spodziewać, że temperatura w chwili dodawania modyfikatora była wyższa.

2. Możliwość wytopienia niskowęglowego żeliwa zawierającego C nie więcej jak 2,8 ÷ 3,0% łączy się z punktem pierwszym warunkującym prawidłowy bieg żeliwiaka, a przede wszystkim zależy od ilości dozowanej stali. Zawartość dozowanej stali we wsadzie powinna być 30 ÷ 70% w zależności od rodzaju żeliwa. Ilość koksu ze względu na dodatek stali musi być zwiększona, ale tak aby nie wytworzyć za dużej zawartości węgla w otrzymanym żeliwie.

Wyniki modyfikowania tym silniej się zaznaczają, im skład pod względem zawartości węgla jest bardziej oddalony od eutektycznego. E. Piwowarsky tłumaczy to charakterem wydzielania się grafitu¹³. Mianowicie w niskowęglowym żeliwie, np. 2,8% C, grafit bez modyfikacji układa się często, tworząc komórkową, siatkową strukturę w większym stopniu osłabiającą podłoże żeliwa niż wydzielony równomiernie grafit po zmodyfikowaniu.

W naszych próbach stosowany był wzrastający dodatek stali do wsadu: 40, 50 i 60%, przy czym ustalono w dalszych próbach dodatek 50-procentowy stali. Ilość koksu zwiększono na każde 10 kg stali o 0,3 kg, co wynosiło ogółem 14% w stosunku do wsadu metalowego.

3. Duży wpływ na przebieg modyfikacji ma prawidłowe dozowanie modyfikatora. Zasadniczą sprawą jest odpowiednia ziarnistość modyfikatora, taka aby z dostateczną szybkością reagował on z żeliwem i dawał produkty reakcji o odpowiedniej dyspersji, a jednocześnie aby nie utleniał się zbyt szybko przed wypełnieniem swego zadania.

Wielkość zawieszin, czyli produktów reakcji zachodzących podczas modyfikowania, jest też pośrednio zależna od rozdrobnienia modyfikatora. Wiadomo bowiem, że w miarę postępu czasu zawiesziny mogą się koagulować i dawać większe cząsteczki, które tracą swoją zdolność modyfikującą. A więc, rozdrobnienie modyfikatora musi być tak dobrane, aby w praktycznie możliwym czasie mogła wytworzyć się optymalna dyspersja zawieszin, a przez to optymalna modyfikacja. W literaturze podawane są ziarnistości wg różnych danych o ϕ 0,5 ÷ 20 mm.

W naszych próbach najkorzystniejsze rozdrobnienie modyfikatora Fe-Si 75% i silico-calcium było o ϕ 0,75 ÷ 2,5 mm. Otrzymano go rozdrabniając na gniotowniku zwykłym,

jaki jest w każdej odlewni i przesiewając przez odpowiednie sита. Ziarna poniżej 0,75 mm odrzucano.

Dozowanie modyfikatora powinno być tak przeprowadzane, aby modyfikator przedostał się od razu do żeliwa i dopływ jego był równomierny podczas całego spustu.

W pracy tej zastosowany był lej przymocowany do rynnę, którego otwór był tak dobrany, aby zsypany modyfikator był równomiernie podczas całego spustu. Oczywiście, że dozowanie modyfikatora może być zmechanizowane i przeprowadzane za pomocą młynka poruszanego motorkiem.

Ilość dozowanego modyfikatora wynosiła w większości prób 0,5% w stosunku do roztopionego żeliwa, co stanowi \sim 0,3% w przeliczeniu na czysty krzem. Podczas modyfikowania trzeba się liczyć ze stratami modyfikatora wynoszącymi \sim 30%, która to część przechodzi do żużla po przereagowaniu ze stopem. Należy dbać o to, aby dodawany modyfikator nie dostawał się do żużla przed rozpuszczeniem się w stopionym żeliwie, gdyż w ten sposób zostaje od razu wyeliminowany z obrotu działania. Dlatego należy bacznie zwracać uwagę, aby nie dopuszczać żużla w strumień metalu.

Krótki opis wykonanych prób

Pierwsza próba miała charakter orientacyjny i celem jej było opanowanie technicznej strony procesu modyfikowania. Do wsadu użyto 60% surówki i 40% stali, obliczając wsad na zawartość krzemu w materiale wyjściowym do modyfikacji 1,54%. Otrzymano żeliwo o następującym składzie:

$$C = 3,36\%; \quad Si = 1,55\%; \quad Mn = 0,31\%; \\ S = 0,7\%; \quad P = 0,37\%.$$

Dozowanie wykonano w sposób poprzednio wypróbowany. Odlewano do kadzi po 80 kg żeliwa i mieszano je około 1 minuty. Pierwszą każdą odlano zaraz po wymieszaniu, następną zaś po 6 minutach od chwili spustu. Odlane były próby schodkowe do form piaskowych mokrych. Grubość schodków wynosiła: 7, 12, 20, 30, 40, 50 mm, długość całej próby — 1050 mm, ciężar zaś — 50 kg. Jednocześnie odlano kliny, których kształt był dostosowany do różnic w grubości dla prób schodkowych.

Klin z żeliwa wyjściowego był w dużym stopniu odbielony, natomiast modyfikowany odbielony był do grubości 2 mm. Wygląd tych klinów świadczył o prawidłowym przebiegu modyfikacji. Z odlanych płyt wycięte były próbki wytrzymałościowe na rozciąganie (kształty próbek wg norm), na zginanie (zbliżone do próby Frémonta 8 × 16 × 60) i próbki na ściskanie. Poza tym wykonano badania twardości i metalograficzne. Jak widać z tablicy V próby wytrzymałości nie dały zbyt wysokich wyników.

Cechy wytrzymałościowe wahają się od 20 do 29 dla R_r i od 41 do 56 dla R_g w zależności od grubości odlewu i wykazują dla odlewu dłużej przetrzymanego przed odlewaniem (6 minut) większy spadek wytrzymałości niż dla odlewu krótko przetrzymanego. Wpływ tego

wypośredkowanie najlepszych warunków traktowania żeliwa po skończeniu dozowania modyfikatora.

W tym celu przeliczono wsad na zawartość Si = 1,38% oraz warunki inne przystosowano do otrzymania możliwie wysokiej temperatury

TABLICA V. Wyniki badań wytrzymałości na rozciąganie i zginanie dla żeliwa zwykłego oraz modyfikowanego, odlanego po przetrzymaniu 1 min i po przetrzymaniu 6 min

Grubość odlewu mm	Zwykłe szare żeliwo				Żeliwo modyfikowane odlane po 1 min odstania				Żeliwo modyfikowane odlane po 6 min odstania			
	R_r	R_r	R_g	R_g	R_r	R_r	R_g	R_g	R_r	R_r	R_g	R_g
	śred.		śred.		śred.		śred.		śred.		śred.	
kG/mm ²												
7	16,1	—	38,5	—	27,4	—	54,9	—	29,7	—	54,8	—
	19,8	17,9	40,5	39,5	27,0	27,3	56,9	55,9	27,4	28,5	54,2	54,3
	17,0		39,6		27,6		55,0		—		53,8	
12	17,7	—	38,5	—	28,0	—	54,7	—	27,4	—	52,3	—
	15,6	17,5	36,6	37,5	28,5	28,5	55,9	55,3	26,8	27,2	50,7	51,5
	19,2		37,6		28,3		55,5		27,5		51,6	
20	16,8	—	34,0	—	27,9	—	53,1	—	24,9	—	50,3	—
	17,3	17,2	33,2	33,6	28,1	28,0	53,4	52,7	25,0	25,1	50,7	50,4
	17,5		33,5		28,1		51,7		25,5		50,1	
30	11,2	—	30,5	—	23,1	—	51,3	—	23,0	—	46,2	—
	—		30,6	30,5	24,9	24,3	49,1	48,6	23,1	22,9	46,6	45,5
			—		24,9		45,3		22,6		43,8	
40	13,8	—	29,1	—	23,3	—	45,0	—	20,9	—	45,8	—
	14,0	13,9	27,4	28,7	22,9	22,8	44,7	46,8	21,9	21,0	45,8	43,9
	14,0		29,5		22,1		50,7		22,0		40,3	
50	13,1	—	27,0	—	23,2	—	41,5	—	20,2	—	39,6	—
	13,4	13,2	27,3	27,1	22,3	22,7	46,7	44,7	20,4	19,0	38,8	39,0
	13,2		27,1		22,5		46,0		19,1		38,5	

ostatniego czynnika, a więc przetrzymania, pozostał do rozstrzygnięcia w dalszych próbach. Cechy wytrzymałości na ściskanie w stosunku do zwykłego żeliwa są znacznie podwyższone, jak to wskazuje tablica VI.

TABLICA VI. Wyniki badań wytrzymałości na ściskanie dla grubości odlewu 12 mm

L. p.	Materiał	R_c kG/mm ²
1	Zwykłe szare żeliwo	74,0
2	Żeliwo modyfikowane odlane po 1 min odstania	102,2
3	Żeliwo modyfikowane odlane po 6 min odstania	96,4

Próba ta wykazała znaczne polepszenie żeliwa w stosunku do materiału niemodyfikowanego, zwłaszcza w odniesieniu do szczelności odlewu. Pomiarzy twardości wykazały dość znaczne wahania w zależności od grubości odlewu. Orientacyjne próby na ścieranie wykazały również trzykrotnie wyższą odporność żeliwa modyfikowanego.

Dalsze próby były prowadzone w kierunku polepszenia skuteczności działania modyfikatora przez użycie żeliwa wyjściowego o wyższej temperaturze i o niższej zawartości C + Si, oraz

przy spuście i niskiej zawartości C. Temperaturę na rynnę uzyskano 1400°. Do badań odlano wałki o średnicach 13, 16, 20, 24, 28 mm i długości 500 mm, a z pozostałego żeliwa w formach odkrytych grube wałki o średnicach 410, 160 mm i długości 500 mm, koła zębate, dźwignie itp. dla przemysłu włókienniczego. Modyfikowano do każdego odlewu około 2000 kg żeliwa.

Podczas każdego spustu były wykonywane próbki klinowe żeliwa wyjściowego i modyfikowanego, które zaraz po skrzepnięciu hartowano i łamano celem stwierdzenia stopnia odbielenia. Posługując się tą próbą można regulować ilość dozowanego modyfikatora, należy więc raczej stosować w żeliwie wyjściowym pewien niedomiar krzemu, który można zawsze uzupełnić krzemem modyfikatora.

Przy odlewaniu żeliwa modyfikowanego w skali produkcyjnej musi być prowadzona za pomocą próby klinowej stała kontrola żeliwa wyjściowego i modyfikowanego. Na podstawie doświadczeń należy ustalić długości odbielenia próbki niemodyfikowanej, które odpowiadają optymalnej strukturze odlewu i służą jako wzorzec, wg którego można regulować ilość dozowanego modyfikatora, przy zachowaniu pozostałych warunków bez zmiany.

Skład żeliwa otrzymanego np. w próbie trzeciej był C = 3,09%; Si = 1,93%; Mn =

= 0,54%; P = 0,22%; S = 0,075%. Żeliwo do prób pobierano z dołu i z góry kadzi, skąd wynikała różnica 3 minut w odstaniu. Na tablicy VII zestawione są wyniki tej próby. Widać już pewne polepszenie własności, nie stwierdzono zaś systematycznych różnic w zależności od czasu odstania.

TABLICA VII. Wyniki badań wytrzymałości na zerwanie i zginanie dla żeliwa modyfikowanego (próba 3).

Ø odlanego wałka mm	Czas odstania po modyfikacji min	R_r , kG/mm ²	R_g , kG/mm ²
13	2	37,9	71,0
	5	37,5	71,0
16	2	32,2	69,8
	5	34,7	68,4
20	2	32,6	62,8
	5	32,6	65,6
26	2	31,0	57,2
	5	30,2	61,0
32	2	29,1	59,5
	5	27,6	59,3

W czwartej próbie modyfikowania użyto znaczniejszy wsad stalowy mianowicie 50 proc. Odlano 2000 kg żeliwa modyfikowanego. Do badań zostały odlane wałki o wymiarach jak poprzednie. Żeliwo do badań było pobierane z góry i z dołu trzech kadzi. Przełom próbek klinowych żeliwa wyjściowego był połowiczny, a żeliwa modyfikowanego szary. Temperatura żeliwa wynosiła 1430°. Wynik analizy chemicznej modyfikowanego żeliwa był następujący:

C = 2,99%; Si = 1,55%; Mn = 0,55%; P = 0,274%; S = 0,143%.

Próba czwarta dała rezultat w postaci wysokogatunkowego żeliwa modyfikowanego.

Z tablicy VIII widać, że żeliwo z 1-szej kadzi posiada nieco niższe własności, co spowodowane jest mniejszym przegrzaniem i większym nawęglaniem.

Systematycznych zmian własności próbek pobranych po przetrzymaniu 3 i 6 min nie stwierdzono. Korzystne wyniki tej próby przypisywać należy wysokiej temperaturze spustu, prawidłowemu składowi żeliwa pod względem sumy C + Si = 4,54%. Przy czym można się spodziewać, że wyniki byłyby jeszcze korzystniejsze, gdyby była możliwość podniesienia zawartości Mn, czego niestety nie można było przeprowadzić ze względu na brak odpowiedniego materiału wsadowego.

W dalszej próbie zwiększono wsad stalowy do 60%. Odlano 2000 kg żeliwa, z którego oprócz wałków różnych średnic były odlane przedmioty kształtowe i wałki do prób. Poza tym pobrano kilka próbek dla odlania klinów podczas odlewu żeliwa do kadzi. Próbki te pobrane były w okresie dodawania modyfikatora,

TABLICA VIII. Wyniki badań wytrzymałości na rozciąganie i zginanie dla żeliwa modyfikowanego (próba 4).

Ø odlanego wałka mm	Nr kolejny kadzi	Czas odstania po modyfikacji min	R_r , kG/mm ²	R_g , kG/mm ²
13	I	2	39,7	67,8
		5	36,1	66,4
	II	2	39,5	75,3
		5	43,0	74,0
	III	2	43,0	79,0
		5	41,8	75,5
16	I	2	39,0	67,4
		5	36,5	66,9
	II	2	40,3	75,1
		5	41,6	72,3
	III	2	—	76,0
		5	42,95	73,1
21	I	2	34,0	66,8
		5	33,0	61,7
	II	2	39,8	67,4
		5	39,0	70,0
	III	2	40,7	69,0
		5	39,9	67,4
26	I	2	33,9	62,8
		5	35,0	62,3
	II	2	35,4	66,6
		5	40,2	66,0
	III	2	35,1	67,5
		5	37,8	67,5
33	I	2	31,1	64,7
		5	32,0	59,3
	II	2	37,4	64,1
		5	36,7	62,5
	III	2	35,8	66,3
		5	37,5	66,7

co 30 sek. od początku spustu, celem uchwycenia przebiegu modyfikacji. Temperatura w kadzi była 1450° C bez poprawki. Analiza chemiczna żeliwa była: C = 2,86%; Si = 1,92%; Mn = 0,89%.

Wytop ten wykazywał silnie dendrytyczną strukturę na skutek zbyt wysokiej temperatury odlewania, nierównomierność w budowie oraz wtrącenia tak, że niektóre próbki wytrzymałościowe rozrywały się nie w miejscach najmniejszej średnicy. Stąd pochodzi nierównomierność wyników w tablicy IX. Wartości wysokiej wytrzymałości odpowiadały próbkom zrywającym się prawidłowo w środku.

Próbki klinowe wykazały, że już po pierwszych 30 sek. dodawania modyfikatora żeliwo jest w dużym stopniu zmodyfikowane.

Jedną z następnych przeprowadzonych prób miała na celu porównanie własności żeliwa modyfikowanego z własnościami żeliwa niemodyfikowanego o identycznym składzie i warunkach wytwarzania. W tym celu we wsadzie żeliwa niemodyfikowanego uwzględniono większą zawartość Si w ilości takiej jaka w żeliwie

TABLICA IX. Wytrzymałość na rozciąganie żeliwa niemodyfikowanego i modyfikowanego za pomocą Al

Ø odlanego wałka mm	Ilość modyfikatora	R_r kG mm ²
13	bez modyfikatora	32,0
	0,2% Al	33,5
	0,3% Al	36,6
	0,4% Al	38,9
16	bez modyfikatora	29,7
	0,2% Al	33,0
	0,3% Al	33,9
	0,4% Al	38,1
24	bez modyfikatora	27,8
	0,2% Al	29,9
	0,3% Al	32,7
	0,4% Al	33,9
28	bez modyfikatora	25,9
	0,2% Al	29,0
	0,3% Al	29,5
	0,4% Al	31,5
33	bez modyfikatora	25,1
	0,2% Al	26,9
	0,3% Al	29,8
	0,4% Al	30,6

modyfikowanym przedostawała się z modyfikatora. Wyniki badań wytrzymałościowych żeliwa modyfikowanego i niemodyfikowanego podaje tablica X.

TABLICA X. Porównanie wyników wytrzymałości na rozciąganie i zginanie żeliwa modyfikowanego i niemodyfikowanego o jednakowym składzie chemicznym

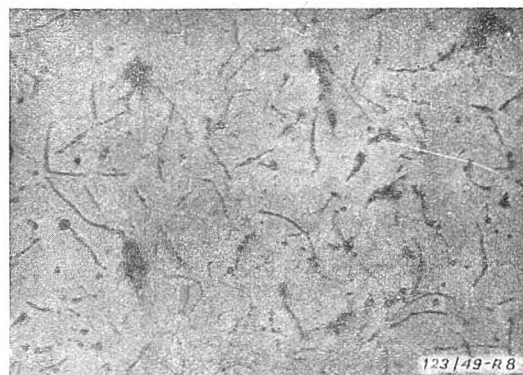
Ø odlanego wałka mm	Rodzaj żeliwa	R_r kG mm ²	R_g kG mm ²
13	niemodyfikowane	37,4	72,9
	modyfikowane	41,4	77,2
17	niemodyfikowane	35,4	66,0
	modyfikowane	44,7	75,3
22	niemodyfikowane	33,2	57,4
	modyfikowane	41,5	72,8
28	niemodyfikowane	32,0	58,0
	modyfikowane	37,5	71,1
33	niemodyfikowane	37,8	64,0
	modyfikowane	36,9	72,8

Wytrzymałość na rozciąganie żeliwa niemodyfikowanego jest we wszystkich próbkach o około 4 do 8 kG/mm² mniejsza, szczególnie jest to wyraźne dla grubszych przekrojów. Wyższe cechy wytrzymałościowe żeliwa modyfikowanego stają się jasne, skoro się rozpatrzy bliżej różnice strukturalne (mikrofotografie). Rys. 9, 10, 11 i 12.

Wprawdzie na pierwszy rzut oka spostrzega się, że oba żeliwa są perlityczne, jednak i rozdrobnienie perlitu dla żeliwa modyfikowanego jest większe. Poszczególne pasemka ferrytu i cementytu w perlicie są drobniejsze.

Odlewy wykonane z żeliwa modyfikowanego wyróżniały się jednolitością materiału. Ilość braków nie była większa niż przy odlewaniu z żeliwa zwykłego, co uważamy za korzystne uwzględniając to, że wykonane odlewy były próbne.

Najczęstszą przyczyną braku były zażulenienia. Żużel tworzy się bowiem przy modyfikacji trudniej i wolniej wypływa na po-

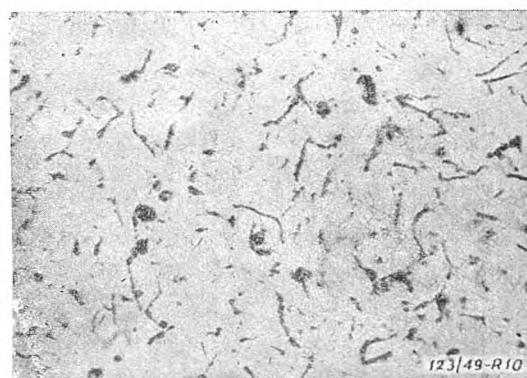


Nie trawiono pow. × 100.

Rys. 9. Żeliwo tzw. staliste (50% stali we wsadzie) niemodyfikowane. Struktura: płatki grafitu.

Trawiono 4% HNO₃ w alkoholu pow. × 600.

Rys. 10. Żeliwo tzw. staliste, niemodyfikowane. Struktura: płatki grafitu, perlit.



Nie trawiono pow. × 100.

Rys. 11. Żeliwo o składzie identycznym jak na rys. 9 i 10 modyfikowane 75% żelazo-krzemem. Struktura: płatki grafitu drobniejsze jak na rys. 9.



Trawiono 4% HNO₃ w alkoholu pow. × 600.

Rys. 12. Żeliwo to samo jak na rys. 11. Struktura: składniki perlitu drobniejsze jak na rys. 10.

wierzchnię. Celem usunięcia tych braków należałoby zastosować dolomit jako topnik, który daje żużel z magnezem, bardziej rzadkoplłynny oraz dłuższe przetrzymywanie żeliwa w kadzi przed odlaniem (przy dużej kadzi do 6 min).

Poza tym, ponieważ skurcz żeliwa modyfikowanego jest większy niż zwykłego, zastosowano szersze nadlewy i na ogół braków z tego powodu nie otrzymano. Przy odlewaniu bardziej skomplikowanych odlewów, szczególnie ważnym byłoby zastosowanie prawidłowego układu wlewów.

Próba modyfikowania za pomocą Al. Prowadzono ją stosując Al w postaci wiórków długości 3 mm i grubości 0,5 mm. Skład wyjściowego żeliwa wybrano taki, aby nadawał się również do porównania własności

TABLICA XI. Wyniki badań wytrzymałości na rozciąganie i zginanie dla żeliwa modyfikowanego z zawartością 60% złomu stalowego (próba 5)

Ø odlanego wałka mm	Nr kolejny kadzi	Czas odstania po modyfikacji min	R_r kG/mm ²	R_g kG/mm
13	II	2	46,2	85,7
	III	2	40,8	78,5
	IV	2	49,1	85,8
		5	48,0	81,9
16	II	2	37,0	82,0
	III	2	43,0	84,5
	IV	2	38,0	76,0
		5	43,5	76,4
21	II	2	33,0	79,1
	III	2	42,6	83,0
	IV	2	37,8	76,2
		5	40,8	76,6
26	II	2	40,4	76,6
	III	2	35,4	—
	IV	2	37,2	81,1
		5	46,9	71,0
33	II	2	35,0	74,9
	III	2	36,2	72,0
	IV	2	22,7	81,0
		5	31,5	61,0

bez modyfikacji i dlatego klin tego żeliwa był szary z odbieleniem do grubości 7 mm a po modyfikacji całkowicie szary. Stosowano trzy ilości modyfikatora 0,2%, 0,3% i 0,4% w stosunku do metalowego wsadu. Jak wynika z tablicy XI wytrzymałość na rozciąganie wzrasta z ilością modyfikatora, przy czym żeliwo z dna kadzi, a więc dłużej przetrzymane dawało na ogół wyższą wytrzymałość.

Próby modyfikowania za pomocą silico-calcium nie dały specjalnie wysokich cech wytrzymałościowych. Dały natomiast równomierność wyników w różnych przekrojach ($R_r \approx 35$ kG/mm², $R_g \approx 69$ kG/mm²). Ilość dodawanego modyfikatora była 0,3 i 0,4%, ziarnistość zaś 0,75 ÷ 2,5 mm oraz 2,5 ÷ 5 mm.

Wnioski

Jak widać z powyższego można otrzymywać żeliwo modyfikowane w żeliwiakach konstrukcji u nas najczęściej spotykanej. Zastosowanie do tego celu najnowocześniejszych urządzeń dałoby pewne ułatwienia w prowadzeniu procesu i umożliwiłoby metodę bardziej ekonomiczną (mniejsze zużycie koksu) oraz wpłynęłoby na otrzymanie bardziej równomiernych wyników.

Przy produkcji żeliwa tego rodzaju potrzebna jest stała kontrola za pomocą próby klinowej i kontrola składu chemicznego.

Powyższe próby przeprowadziliśmy, korzystając z gościnności Łódzkiej Fabryki Maszyn Jedwabniczych, która wzięła na siebie wkład materiałowy, analiz chemicznych i obróbki mechanicznej. Dodatkowo rezultaty osiągnięto w dużej mierze dzięki dużemu zrozumieniu ważności tego zagadnienia ze strony Dyrekcji, jak i dzięki entuzjazmowi z jakim traktował tę sprawę kierownik odlewni.

Jak wynika z danych literatury, co zresztą potwierdzają liczby wytrzymałościowe otrzymane doświadczalne (tablice VIII, IX), żeliwo modyfikowane może zastępować w wielu wypadkach stal. I tak np. w USA i w Związku Radzieckim są odlewane z żeliwa modyfikowanego wały do silników Diesla, co daje potaniecie tego produktu o 46%. Oszczędność ta wynika z mniejszego kosztu materiału, wyeliminowania kucia i z łatwiejszej obróbki mechanicznej. Podobnie i koła dźwigów mostowych, wg danych Związku Radzieckiego, są obecnie wykonywane z żeliwa modyfikowanego, chociaż dawniej części te ze względu na to, że silnie pracują na ścieranie oraz poddane są znacznym naprężeniom zginającym, ściskającym i działaniu dynamicznych sił zwłaszcza w momencie rozruchu i hamowania, wykonywane były jako odlew staliwny. Instytuty Badawcze radzieckie zalecają stosowanie żeliwa modyfikowanego

zamiast stali na koła zębate do obrabiarek, na koła gąsienicowe w traktorach, poza tym na niektóre części pomp zamiast brązu.

Wg danych amerykańskich żeliwa „Meehanite“ po obróbce cieplnej są stosowane na różne części, od których wymaga się wybitnej odporności na ścieranie, poza tym na stemple do wytłaczania i wyciskania¹⁶].

Ze względu na dostateczną odporność chemiczną tego żeliwa ma ono zastosowanie do wyrobu kotłów, które poprzednio wyrabiane były z żeliwa stopowego.

Zastąpienie żeliwa zwykłego przez żeliwo modyfikowane daje możność zmniejszenia przekrojów ze względu na wyższą wytrzymałość żeliwa modyfikowanego, a więc daje oszczędność na materiale, poza tym daje oszczędność w obróbce mechanicznej jeśli zastąpić nim tzw. żeliwo staliste.

Złom stalowy, którego używa się do żeliwa modyfikowanego w dużych ilościach, jest obecnie materiałem tańszym od surówki, przeto rozwinięcie metod produkcyjnych i rozpowszechnienie żeliwa modyfikowanego byłoby

wskazany zarówno ze względów ekonomicznych, jak i ze względu na wysokie wartości techniczne tego tworzywa.

LITERATURA

1. J. Blakiston. Foundry Trade Journal 1942 r. 67, str. 241 i 263.
2. Mc Elvee. Barlow The Foundry 1944 r. Nr 2, 3, 4. 1374.
3. Williams. Foundry Trade Journal 1942 r. Nr 1373.
4. Soldatienko. Wiestnik maszynostrojenia 1940 r. Nr 6.
5. Soldatienko. Kartoteka TEXCO 1942 r. Nr 412 — 7.
6. H. W. Lownie. Metals Review 1949 r., 22, str. 5.
7. Materials and Methods 1949 r. 29, str. 45.
8. K. I. Waszczenko. Modificirowany czugun 1946 r.
9. B. S. Milman. Wysokoczysty modifirowany czugun 1945 r.
10. E. M. Rosenberg. B. S. Milman. Modificirowany czugun. Akademia Nauk ZSRR, 1942.
11. E. M. Rosenberg. Modificirowany czugun. Akademia Nauk ZSRR, 1942 r., str. 137.
12. B. S. Milian. Litiejnoje dieło 1937 r., str. 10—20.
13. E. Piwowarsky. Giesserei 1940 r. 27, str. 3.
14. Morrogh. American Foundry 1948 r. Apr.
15. Metals and Alloys 1943 r.
16. R. Mailänder. H. Jungbluth. Techn. Mitt. Krupp. 1933 r. 1, str. 83.
17. O. Smolley. Foundry Trade Journal 1938 r.

Przegląd prasy odlewniczej

W „Przeglądzie czasopism“ dążymy do najdokładniejszego przetłumaczenia i zreferowania artykułów wydrukowanych w zagranicznych czasopismach, lecz nie bierzemy odpowiedzialności za ich treść i wnioski.

A. S. Kusznirowski

STALIWO ZAWIERAJĄCE GRAFIT

Stal zawierająca grafit w stanie kutym zastosowano w U. S. A., wprowadzając np. u Forda dodatek 3% Cu. Na odlewy stal tego typu wprowadzono po raz pierwszy w Z. S. R. R. (A. S. Kusznirowski, Wiestnik Maszynostrojenia, 1949, Nr 2, str. 46).

Staliwo grafitowe pod względem lejułości zajmuje pośrednie miejsce pomiędzy zwykłym staliwem węglowym a żeliwem szarym. Próby przeprowadzone w zakładach ZIS w Moskwie wykazały całkowite wypełnienie form przy odlewie pierścieni tłokowych o grubości 2,5 mm. Skurcz równy 1,6%, znacznie niższy niż przy stali (2,2%), a bliski białemu żeliwu (1,8%). Objętość jamy usadowej znacznie mniejsza niż przy staliwie; wynosi zwykle 4,2—5,2%.

Znaczne podwyższenie własności mechanicznych uzyskuje się przez odpowiednią obróbkę cieplną.

Wytrzymałość na rozciąganie (po wyżarzeniu) przy odlewie do kokil wynosi 82 kG/mm², przy wydłużeniu 9% — przy odlewie do form piaskowych wytrzymałość na rozciąganie wynosi 72 kG/mm² przy wydłużeniu 7%. Przy hartowaniu i odpuszczaniu uzyskuje się wytrzymałość na rozciąganie 120 kG/mm² przy wydłużeniu 7%, a więc dużo więcej aniżeli dla perlitycznego żeliwa ciągliwego Z-Metall.

Stosunek granicy płynności do wytrzymałości jest wysoki i wynosi 60—70%.

Dynamiczne własności wytrzymałościowe stali grafitowej przewyższają dwukrotnie własności żeliwa ciągliwego.

Staliwo grafitowe zastosowano na matryce do odkuwek — w zakładach ZIS uzyskano z jednej formy 15 000 sztuk odkuwek, co dwukrotnie przewyższa normalnie przyjętą normę.

Staliwo grafitowe topi się w kwaśnych piecach elektrycznych. Jako wsadu używa się żeluziwa stalowego, który nawęglą się elektrodami grafitowymi. Formowanie jak przy staliwie — krótkie wyżarzanie.

J. P.

Wiestnik Maszynostrojenia, 1949, Nr 2, str. 46

M. Field i E. E. Stansbury

WPLYW MIKROSTRUKTURY NA OBRABIALNOŚĆ ŻELIWA

Bardzo często żeliwa o podobnym składzie chemicznym i podobnych własnościach mechanicznych wykazują różną obrabialność. Badania podjęte przez autorów rzucają wiele światła na istotę powyższego zjawiska. W wyniku szeregu prób stwierdzili oni, że obrabialność żeliwa zależy przede wszystkim od mikrostruktury żeliwa. Struktura ta jest uwarunkowana nie tylko składem chemicznym żeliwa, lecz także sposobem otrzymywania, odlewania i warunkami stygnięcia żeliwa. Podwyższenie zawartości węgla i krzemu, podobnie jak małe szybkości stygnięcia, sprzyjają grafityzacji i utrzymaniu ferrytu w strukturze. Dodatki stopowe stabilizujące cementyt jak Cr, Mo, a także siarka związana w postaci FeS, większe ilości manganu i fosforu oraz duże szybkości stygnięcia hamują grafityzację, prowadząc do wydzielenia wolnych węglików. Specjalne zabiegi, jak np. modyfikacja, są także czynnikami bardzo istotnymi, wpływającymi na formę grafitu, drobnoziarnistość i jednorodność struktury na całym przekroju odlewu.

Autorzy przeprowadzili dwie serie prób. Pierwsza seria obejmowała żeliwo szare niskofosforowe o strukturze grafit-ferryt, bądź perlit-grafit. W drugiej serii

badano żeliwo zawierające większe ilości eutektyki fosforowej, żeliwo ciągliwe, ferrytyczne i perlityczne o czarnym złomie. Żeliwo badane w pierwszej serii zawierało 2,93—3,22% C, 1,37—2,62% Si, 0,083—0,162% S, 0,85—1,02% Mn, 0,13—0,20% P. Część próbek zawierała ponadto do 0,5% Mo i do 0,7% Cr, a w jednym wypadku stosunkowo znaczny, bo wynoszący 2,77% dodatek miedzi. Żeliwo było modyfikowane za pomocą Ca-Si. Zmienne szybkości chłodzenia osiągnięto odlewając z tego żeliwa, w formach piaskowych, szereg bloczków o różnym przekroju. Twardość poszczególnych gatunków żeliwa zawierała się w granicach 190—240 HB.

Badania obrabialności przeprowadzono na frezarce Cincinnati 5—60, określając czas pracy, narzędzia i moc skrawania. W wyniku prób okazało się, że gruboziarnista struktura daje dwukrotnie dłuższy czas pracy narzędzia; moc skrawania mniej więcej jednakowa dla wszystkich struktur grafit-perlit, dla struktury grafit-ferryt jest o połowę mniejsza. Czas pracy narzędzia zależy wyraźnie od struktury żeliwa. W wypadku struktury grafit-ferryt, czas pracy narzędzia jest pięćdziesięciokrotnie dłuższy niż dla struktur grafit-perlit. Obecność wolnych węglików w strukturze nie wpływa na czas pracy narzędzia przy małych szybkościach skrawania (1 m/sek), natomiast obniża się widocznie przy większych szybkościach (rzędu 1,25—5 m/sek).

W drugiej serii badań określono wpływ drobnoziarnistości perlitu i grafitu oraz eutektyki fosforowej na obrabialność. Żeliwo szare posiadało następujący skład chemiczny: 3,36—3,40% C; 1,74—1,85% Si; 0,18—0,20% S; 0,31—0,35% P; 0,70—0,74% Mn. Żeliwo ciągliwe perlityczne zawierało: 2,23% C; 0,98% Si; 0,10% S; 0,18% P; 0,27% Mn.

Żeliwo ciągliwe ferrytyczne: 2,50% C; 0,90% Si; 0,09% S; 0,12% P; 0,37% Mn. Twardość żeliwa szarego wynosiła 176 do 191 HB, twardość żeliwa ciągliwego ferrytycznego 113 HB, a perlitycznego 172 HB. Otrzymane żeliwa różniły się znacznie formą grafitu i eutektyki fosforowej. Badania obrabialności przeprowadzono podobnie jak poprzednio na frezarce Cincinnati 5—60.

Stwierdzono, że czas pracy narzędzia wzrasta w miarę, jak struktura żeliwa staje się bardziej gruboziarnista. Przy szybkościach skrawania w granicach 1,5—3,8 m/sek obecność wolnych węglików w strukturze wyraźnie zmniejsza czas pracy narzędzia. Podobny wpływ ma eutektyka fosforowa przy szybkości skrawania rzędu 5 m/sek. Natomiast przy szybkości skrawania około 1,5 m/sek, obecność eutektyki fosforowej znacznie przedłuża czas pracy narzędzia. Czas pracy narzędzia nie zależy od postaci grafitu w żeliwie.

Z. T.

Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 1947, str. 665—682.

V. A. Grodsky

NOWY BRĄZ FOSFOROWO-OŁOWIOWY Z DODATKIEM NIKLU

Stopy miedzi z fosforem, ołowiem i niklem o składzie:

fosfor 1-10% P, ołów 5-30% Pb, nikiel 0,5-3% Ni, miedź reszta, razem 100%.

wprowadził V. A. Grodsky, inżynier artylerii morskiej USA.

Najlepsze wyniki uzyskano przy 2-4% P, 8-12% Pb, 0,75-1,5% Ni. Przy większej zawartości fosforu niż 4% P, odlewany są bardziej kruche — twardość ich wzrasta wraz z zawartością fosforu. Dodatek niklu wpływa na równomierność rozmieszczenia ołowiu. Własność stopów o różnych zawartościach wymienionych składników podaje tablica I.

TABLICA I.

Skład chemiczny w %				Własności mechaniczne		
P	Pb	Ni	Cu	R_p kG/mm ²	A_w %	H_{FB}
10	10	0,5	reszta	14	2,5	94
7	12	1	..	41	0	90
6,5	7	1,5	..	15,5	2,25	71
6	15	1	..	27	0,4	79
6	10	1,2	..	28	1	77
5,5	5,6	1,8	..	34,5	13,25	71
4	9,6	2,2	..	33	7,9	54
3,25	10	1	..	30	1,4	46
2	8	0,5	..	21	19	40

Podczas topienia w tyglu najpierw topi się miedź wraz z niklem i miedzią fosforową, przy czym zawartość fosforu jest niższa od wymaganej analizy końcowej. Gdy metal ten zostanie stopiony (dla 320 kg trwa to 2 godziny) wprowadza się resztkę fosforu i podgrzewa do 1010—1040°C — następnie obniża się temperaturę do 980°C i wprowadza się właściwą ilość ołowiu szybko mieszając. Temperatura spada do 950°C i rozpoczyna się odlewanie. Zalecane jest dodanie niewielkiej ilości miedzi fosforowej tuż przed odlewaniem.

Temperatura topnienia stopu wynosi około 760°C; stop posiada dobrą lejnosc i może być odlewany w zakresie temperatur 925—950°C. Można odlewać zarówno do form metalowych jak i piaskowych (suchych lub podsuszanych).

Co do masy formierskiej nie ma żadnych specjalnych wymagań.

Poza tym stop wymieniony odznacza się dobrą skrawalnością, odpornością na korozję odpowiada brązom fosforowym; daje się spawać. Cena nie jest zbyt wysoka ze względu na brak cyny w stopie; obróbki specjalnej nie wymaga.

J. P.

Metall Progress V. 1946, str. 970—972.

KLASYFIKACJA STOPÓW ŻAROODPORNYCH

E. A. Schaefer podaje szczegóły odnoszące się do produkcji stopów żaroodpornych w USA, która przewyższa obecnie produkcję przedwojenną. W 1939 r. produkowano głównie (68% produkcji ogólnej) dwa typy stopów: 35% Ni + 15% Cr oraz 12% Ni + 25% Cr; w 1948 r. udział obu tych stopów sięgał 77% produkcji.

Stopy żaroodporne można podzielić na dwie grupy:

1. stopy o wyższej zawartości chromu aniżeli niklu;
2. stopy o wyższej zawartości niklu niż chromu, które korzystne są przy częściach podlegających częstemu chłodzeniu i ogrzewaniu.

Do pierwszej grupy Alloy Casting Institute zalicza 6 stopów znormalizowanych o markach: He (26—30% Cr, 8—11% Ni), HF (18—23% Cr, 8—12% Ni), HH (24—28% Cr, 11—14% Ni), HI (26—30% Cr, 14—18% Ni), HK (24—23% Cr, 18—22% Ni), HL (28—32% Cr, 18—22% Ni).

W ostatnich latach zwiększyła się produkcja stopów HK, HL i HE. Z drugiej grupy najczęściej produkuje się stopy o markach: HT (13—17% Cr, 33—37% Ni), HU (17—21% Cr, 37—41% Ni), HW (10—14% Cr, 58—62% Ni) i HX (15—19% Cr, 64—68% Ni). Na odcinku tych stopów zaznaczył się wzrost produkcji w stosunku do 1939 r.

J. P.

The Nickel Bulletin, Vol. 22, 1949, Nr 4

DRZWI SAMOCHODOWE ODLEWANE POD CIŚNIENIEM

Drzwi samochodowe są obecnie odlewane pod ciśnieniem ze stopów aluminium w zakładach Willow Run firmy Kaiser Fraser w Kalifornii.

Odlew ten o wymiarach 1100×330 mm waży około 6 kg razem z układem wlewowym. Został on wykonany przez dwie firmy amerykańskie Kaiser Fraser Corp. i Doehler Jarvis Corporation. Z produkcyjnego punktu widzenia korzyści wynikające z zastosowania odlewów pod ciśnieniem są w tym wypadku następujące:

1. zmniejszenie wagi drzwi o 3,8 kg, co przy 4-drzwicowym samochodzie wynosi 15,5 kg;
2. wyeliminowanie czterech części stalowych wytłaczanych, z których składały się drzwi poprzednio;
3. wyeliminowanie dużego przyrządu do spawania;
4. wyeliminowanie z linii operacyjnej kilku pras używanych do wycinania, zaginania, kształtowania itd. części stalowych.

Zakłady Kaiser Fraser nie ogłosiły dotychczas kiedy zastosują nowy typ drzwi do swych samochodów. Dążeniem konstruktorów do chwili obecnej było tylko zbadanie możliwości zastosowania odlewu pod ciśnieniem do budowy karoserii. Odlewy pod ciśnieniem, oświadczyli technicy firmy Kaiser Fraser, mogą w wypadku szerszego zastosowania zredukować zasadniczo ciężar i koszt samochodu.

Forma odlewnicza do wspomnianych drzwiczek waży około 13 ton.

T. M-ka

Materials a. Methods IX. 1949.

T. Geilenkirchen

SYTUACJA MATERIAŁOWA W AMERYKAŃSKICH ODLEWNIACH

W Stanach Zjednoczonych istnieje obecnie ok. 3070 odlewni żeliwa szarego, 130 odlewni żeliwa ciągliwego i 370 odlewni stali. Te ostatnie wytwarzały przed wojną rocznie 750.000 t odlewów stalowych; podczas wojny wzrosła produkcja do 2 $\frac{1}{2}$ milj. t w r. 1944, a w następnych dwóch latach spadła do 1 milj. t i wynosi obecnie znowu 1.500.000 t, co wymaga 350 000 t surówki, przeważnie martenowskiej i bessemerowskiej.

Zdolność wytwórczą odlewni żeliwa ciągliwego określa się cyfrą 1.200.000 t rocznie; w roku 1947 wykorzystano tę zdolność w 75% wytwarzając 900.000 t; zapotrzebowanie surówki na ten cel wynosi 450.000 t. Najtrudniej oszacować zdolność wytwórczą odlewni żeliwa szarego.

Urzędowo ocenia się zdolność wytwórczą odlewni żeliwa USA na 19 milj. t rocznie. W roku 1941 wyprodukowano 11 milj. t odlewów żeliwnych, podczas wojny wynosiła produkcja przeciętnie 9 $\frac{1}{2}$ milj. t; w r. 1946 10 milj. t; w roku 1947 ocenia się ilość produkcji na 13 milj. t. Produkcja ta wymaga 5.450.000 t surówki; łącznie z surówką dla odlewów ciągliwych w ilości 450.000 t wyniesie zapotrzebowanie 5.900.000 t, tj. o 5% więcej niż wynosi produkcja rzeczywista.

Amerykańskie odlewnie żeliwa obliczają przeciętny wsad na 35% surówki, 30% materiału obiegowego i 35% złomu kupnego; piece martenowskie potrzebują 50% surówki i po 25% druzgu własnego i kupnego. 20% złomu idzie do odlewni, 75% do stalowni a 5% do innych przetwórców, np. dla przemysłu chemicznego. Największa ilość złomu, przeszło 24 milj. t, została sprzedana w r. 1942. W 12 latach, od 1935 do 1946, wyniosło całkowite zużycie odlewni żeliwa 42 milj. t złomu kupnego, 36 milj. t złomu własnego i prawie 43 milj. t surówki.

Amerykański handel rozróżnia 11 gatunków złomu, przeznaczonych dla odlewni żeliwa. Złom ten powinien być rozsortowany na poszczególne gatunki i rozdrobniony na kawałki stosownej wielkości.

Ilość żelaza i stali, w budowlach, maszynach i przedmiotach użytkowych, szacuje się w USA na 1000 milj. t; roczny odrzut z tej ilości powinienby wystarczyć na pokrycie zapotrzebowania złomu. W latach 1930—1941, nie doceniając wartości nadmiaru złomu, wyeksportowano jednak rocznie po 20 milj. t. Ocenia się następnie, że około $\frac{1}{3}$ całej produkcji żeliwa i stali, około 140 milj. t, zginęło podczas wojny bezpowrotnie lub też weszło w nadmiernych ilościach w budownictwo i nie może być użyte na bieżące potrzeby renowacyjne. Można przyjąć, że w ubiegłych dwóch dziesięcioleciach zginęło w różny sposób bezpowrotnie 160 milj. t, która to ilość mogłaby pokryć 6 $\frac{1}{2}$ -letnie zapotrzebowanie przemysłu odlewniczego i przetwórczego.

Sprawa zaopatrzenia odlewni w koks przedstawia się następująco:

W roku 1943 przetopiono w żeliwiakach ogółem 11.636.994 t i uzyskano z tego 9.217.800 t żeliwa, co równa się 79% wsadu. Do tego zużyto 2.490.246 t koksu, tj. 21,4% wsadu, a 27% produkcji. W pierwszym półroczu 1947 wykonano ogółem 6.410.431 t odlewów, jest więc rzeczą pewną, że rozporządzano odpowiednią ilością koksu.

W r. 1943 na 91 wielkich koksowni 27 produkowało koks odlewniczy w ilości wynoszącej 16% łącznej produkcji; prócz tego produkowano koks w 36 piecach mielerzowych (na 102 istniejących) w ilości 12% całej produkcji koksu odlewniczego. W roku 1947 na 84 wielkich koksowni 30 koksowni dało 20% całej produkcji, a 62 piece mielerzowe, 36 koksowni dało 22% koksu odlewniczego; ilości te nie obejmują zużycia koksu przez koksownie na własne potrzeby.

Sytuacja koksowni rozwijała się tak, że przede wszystkim koksownie nastawione były na produkcję gazu, a uzyskiwany koks sprzedawano jako koks odlewniczy, wielkopieczowy, na potrzeby przemysłu, do produkcji gazu, oraz do ogrzewania mieszkań. Na podkreślenie zasługuje zmniejszenie ilości koksu produkowanego w piecach mielerzowych, używanego przedtem jako koks odlewniczy.

Produkcja koksu wynosiła:

rok	w piecach komorowych	w piecach mielerzowych	ogółem
1918	1.631.052 t	2.230.156 t	3.861.677 t
1935	1.299.836 t	184.617 t	1.484.453 t
1947	3.226.000 t	645.000 t	3.869.000 t

Jakość koksu pogorszyła się stanowczo. Pewnym jest, że przeciętna ilość koksu wsadowego w żeliwiakach powiększy się; jak dalece przypisać to należy gorszej jakości koksu, tego nie ustalono. W każdym razie węgiel koksujący zawiera obecnie dużo więcej popiołu niż dawniej. Kopalnie wydobywają wprawdzie więcej węgla, lecz gorszego gatunku, a płuczki nie mogą spełniać swych zadań, gdyż podczas wojny nie były należycie zaopatrzone w metale; dziś koszty remontu są tak wysokie, że można liczyć tylko na powolną poprawę. Wobec dużego eksportu węgla nie można otrzymać właściwego gatunku węgla koksującego; najlepszy węgiel jest już wyeksploatowany i nie można osiągnąć jakości z r. 1935.

Wskutek złej jakości koksu cierpią także zakłady wielkopieczowe; zużycie koksu na tonę surówki wzrosło z 800 kg w r. 1941 na 850 kg w r. 1946; przy rocznej produkcji 58 milj. ton oznacza to zwiększenie zużycia koksu o 3 $\frac{1}{2}$ milj. t. Polepszenie zaopatrzenia odlewni w koks będzie możliwe tylko z ogólną poprawą sytuacji w górnictwie USA.

K. S

„Die neue Giesserei“ nr 3, VIII, 1948.

Bibliografia

Prof. Dr Czesław Kłós „FUNDAMENTY POD MASZYNĄ”. Wydanie II. Trzaska, Evert i Michalski. Warszawa, 1949.

Książka ta, jak to autor we wstępie zaznacza, jest drugim znacznie rozszerzonym wydaniem pierwszego jej opracowania z 1937 r. Jest to w każdym razie jedyna dziś obszerniejsza monografia z tej niezwykle ważnej, choć stosunkowo wąskiej dziedziny, jaką stanowi zagadnienie fundamentowania maszyn. Leży ono na pograniczu zainteresowań budowy maszyn i inżynierii i stanowi swego rodzaju „no mans land” na froncie techniki. Toteż ten obszar może być całkowicie opany jedynie przy najściślejszej współpracy przedstawicieli obydwóch tych wielkich dziedzin technicznych, przy czym niewątpliwie ostateczny, rozstrzygający głos musi tu mieć inżynieria, jako czynnik odpowiedzialny za prawidłowe obliczenie statyczne i wykonanie fundamentu, zapewniając należyte warunki pracy maszyn i jej oddziaływania na otaczające budowle.

Zagadnienie fundamentowania maszyn zbyt często rozwiązywane jest sposobem mechanicznego stosowania ustalonych wzorów praktycznych, opartych na czysto empirycznych zależnościach o nader ograniczonych zakresach ważności. Wszelkie przekroczenia tych zakresów, jak również zjawienie się nowych, odmiennych warunków, czy to związanych z charakterem gruntu, czy samą pracą maszyny, mogą łatwo uczynić te zależności zupełnie bezwartościowymi. Dlatego też każdy konstruktor maszyn, zwłaszcza maszyn poddanych dużym obciążeniom dynamicznym, powinien doskonale znać technikę fundamentowania, oraz podstawy związanych z tym obliczeń. Zapewni to zupełną łatwość porozumienia się z inżynierem budowniczym, któremu konstruktor powinien móc podać wszystkie konieczne dane, albo nawet umożliwi konstruktorowi maszyny zaprojektować wstępne całości fundamentu, które inżynier budowniczy podda z kolei dokładnemu sprawdzeniu i ostatecznemu wykończeniu. To ostatnie rozwiązanie w wielu przypadkach jest w ogóle jedynym możliwym, jeżeli całość maszyny stanowi złożony zespół, obejmujący szereg ściśle związanych ze sobą, a mimo to odrębnych części.

Wśród mnóstwa różnych rodzajów maszyn, których fundamentowanie stanowi istotnie poważne zagadnienie, wyraźnie wyodrębniają się trzy grupy: młoty, maszyny korbowe, maszyny wirnikowe. Im większe i cięższe są te maszyny, im bardziej szybkoobrotowe, oraz im większe rozwijają one moce, tym bardziej zagadnienie fundamentowania staje się trudne i ważne, tym ściślej i zupełniej musi być to zbliżenie się wzajemne inżyniera mechanika i inżyniera budowniczego, oraz obopólne zrozumienie ich wymagań i możliwości.

Książka prof. Kłosa doskonale spełnia to zadanie, gdyż jakkolwiek napisana dla inżynierów budowlanych, może być w całości, niemal bez reszty, przestudiowana przez inżynierów mechaników. Znajdą oni w niej wiele rzeczy znanych sobie z dziedziny drgań, które Autor zamieszcza głównie ze względu na potrzeby inżynierów budowlanych. Z drugiej strony zetkną się z niektórymi elementami obliczeń z dziedziny statyki, zwłaszcza stalbetu, z którymi mogą nie być dostatecznie oswojeni, by nie być zmuszonymi do sięgnięcia do odpowiednich podręczników. Nie należy się tym jednak zrażać, przerzucając rzeczy znane po to jedynie, by oswoić się z symboliką użytą przez Autora, oraz rozwiązując cierpliwie to, co w pierwszej chwili wydać się może zagadką. Nie powinno się przy tym zapominać, iż rozwiązanie takich chwilowych zagadek, zmuszając do sięgnięcia do podstaw, jest niezwykle kształtujące i daje wiele zadowolenia. Oczywiście, iż gdyby Autor uwzględnił ów brak przygotowania mechaników i uzupełnił swą książkę jeszcze jednym rozdziałem, zawierającym treściwie ujęte wia-

domości o obliczeniach statycznych konstrukcji stalbetowych, mogłaby ona na tym tylko zyskać, nie powiększając zbytnio swej nader zwartej objętości.

Całość materiału znajdującego się w książce prof. Kłosa, ujęta jest w sposób przejrzysty i przystępny, oraz zawiera dostateczną ilość rysunków i tablic. Niezwykle cenną rzeczą jest duża ilość przykładów rozwiązanych liczbowo z całą drobiazgowością. Przy tych wszystkich stronach dodatnich tracą znaczenie drobne uchybienia, i nieliczne błędy, jakie się wkradły do bardzo starannego na ogół opracowanej książki. W żadnym wypadku nie utrudnią one czytającemu zrozumienia treści, dadzą zaś pole do usunięcia ich samemu przy uważnym czytaniu i przerabianiu ważniejszych przykładów. Ogólna ocena książki — w wysokim stopniu dodatnia. Prof. Kłosiowi winniśmy prawdziwą wdzięczność za oddanie swego wielkiego doświadczenia w dziedzinie fundamentowania maszyn do użytku ogółu inżynierów.

Na zakończenie wymienimy krótko treść poszczególnych rozdziałów książki:

- I. Uwagi ogólne o wytrzymałości materiałów, podatności gruntu, ruchu wahadłowym, wstrząsach i ich tłumieniu.
- II. Fundamenty najprostsze, oraz fundamentowanie na belkach i stropach.
- III. Fundamentowanie młotów mechanicznych.
- IV. Drgania punktu materialnego, jako wstęp do obliczania fundamentów poddanych kołysaniu.
- V. Obliczanie ugięcia statycznego belek, płyt i ram. Przykłady obliczania fundamentowania silników tłokowych — pionowego i poziomego.
- VI. Wytyczne budowy stalbetowych fundamentów turbozespołów.
- VII. Projektowanie fundamentowania turbozespołów.
- VIII i IX. Przykłady obliczenia fundamentów dwóch różnych turbozespołów.
- X. Przykłady fundamentowania turbozespołów na konstrukcjach stalowych.
- XI. Uszkodzenia i naprawy fundamentów.
- XII. Wpływ obrotów krytycznych maszyn na fundament.
- XIII. Zalety i wady stali i stalbetu przy fundamentowaniu turbozespołów.
- XIV. Zestawienie skrótowe wskazówek konstrukcyjnych przy projektowaniu fundamentów, oraz częściowej stosowanych wzorów.

Jak widzimy, znaczna część książki poświęcona jest fundamentowaniu turbozespołów, dziedzinie szczególnie bliskiej Autorowi. Strona graficzna książki bez zarzutu.

prof. dr W. Moszyński

B. E. Wołowik i M. W. Zacharow „TROINYJE I CZETWIERNYJE SYSTEMY”, stron 227, rysunków 212. Wydawnictwo „Metalurgizdat”. Moskwa 1948.

Książka poświęcona całkowicie zagadnieniu konstrukcji i korzystania z układów stopów, rozpada się na dwie części; w pierwszej doc. M. W. Zacharow opracował zagadnienie stopów potrójnych, podczas gdy druga część opracowana przez prof. Wołowika obejmuje układy podwójne.

Po ogólnym wprowadzeniu w przestrzenny model potrójnego układu stopów (rozd. 1) omówiono poszczególne przypadki jak: nieograniczona rozpuszczalność składników w stanie ciekłym i stałym (rozd. 2), potrójna eutektyka (rozd. 3) — bardziej złożone przypadki omówiono w rozdz. 4 i 5. Poza tym obszernie omówiono możliwe przypadki zachodzące przy ograniczonej rozpuszczalności w stanie stałym (rozd. 6) i ciekłym z występowaniem potrójnej eutektyki (rozd. 7).

Na uwagę zasługuje rozdz. 8, w którym przedstawiono występowanie przemian allotropowych w układach potrójnych.

Według podobnego schematu opracowano zagadnienie konstrukcji układów poczwórnych. Podstawą modelu jest czworościan — odległości od ścian są miarą koncentracji czterech składników stopowych. Przedstawiając szczegółowo zasady konstrukcji takiego modelu (rozdz. 9), omówiono przypadek nieograniczonej rozpuszczalności składników (rozdz. 10), poczwórnej eutektyki (rozdz. 11). Bardziej złożone przypadki przedstawiono w rozdz. 12. Podobnie jak wyżej w odniesieniu do stopów potrójnych rozdz. 13 poświęcono poczwórnym układom, w których zachodzi reakcja perytektyczna — na zakończenie omówiono przypadek ograniczonej rozpuszczalności w stanie stałym (rozdział 14).

Książka „Potrójne i poczwórne układy stopów“ bardzo szczegółowo i wyczerpująco omawia konstrukcję geometryczną modelu oraz jego interpretację. Znajomość książki umożliwi orientację w przypadku złożonych układów stopów potrójnych a zwłaszcza poczwórnych — należy zaznaczyć brak artykułów w polskim czasopiśmiennictwie technicznym na temat konstrukcji modeli stopów wieloskładnikowych.

Ja. I. Frenkiel „WWIEDZENIE W TEORIĘ METALIZACJI“, str. 291, rysunków 70. Wydawnictwo „Ogiz“ Moskwa, 1948.

O ile w Anglii i USA przeważa krystalograficzny względnie fizyczny kierunek metaloznawstwa, o tyle Ja. I. Frenkiel jest najwybitniejszym przedstawicielem fizyko-chemicznego i termodynamicznego podejścia do zagadnień metaloznawstwa. „Wwiedzenie w teorię metalizacji“ to kurs wykładów na Metalurgicznym Wydziale Instytutu Politechnicznego im. M. I. Kalinina w Leningradzie.

W lekcji I opisuje ogólnie naturę sił międzycząsteczkowych oraz zachowanie się elektronów w kryształach metalu — następnie (lekcja II) omawia specjalnie międzyatomowe siły działające w metalach. Lekcja III obejmuje ogólnie potraktowane własności po-

wierzchniowe metali, zaś w lekcji IV opisano ruch drgający atomów w siatce krystalicznej ciała stałego.

Podstawowe znaczenie dla fizycznych teorii metali ma statystyka *Fermi — Diraca* omówiona z punktu widzenia budowy metali w lekcji V; na tej podstawie opracowano zagadnienie przewodnictwa cieplnego i elektrycznego oraz ciepła właściwego metali (lekcja VI), zatrzymuje się nieco dłużej przy zagadnieniu długości średniej drogi elektronu swobodnego w kryształach. Następnie omówione zostały teorie ferromagnetyzmu: klasyczne teorie *Weissa* i kwantowa teoria *Stonera* (lekcja VIII). W lekcji IX opisano ciepły ruch drgający atomów metali i związane z tym przewodnictwo cieplne. W lekcji X autor przechodzi do kryginalnego ujęcia od strony termodynamicznej sił działających oraz budowy metali i na tej podstawie w lekcji XI wyprowadza wzory na dyfuzję atomów w ciałach stałych rozwijając dalej swoje termodynamiczne ujęcia; w lekcji XII autor opisuje ogólnie kinetyczną teorię ciał stałych i płynnych oraz teorię topienia (lekcja XIII). W lekcji XIV szczegółowo opisana jest teoria ciał w stanie płynnym oraz zachodzące w nich zjawiska (dyfuzja) i własności. Kilka specjalnych zagadnień jak zagadnienie lepkości, wytrzymałość ciał amorficznych, spiekanie proszków itp. omówiono w lekcji XV. W lekcji XVI omówiono w termodynamicznym ujęciu tworzenie się nadsiatek (czyli tzw. roztworów uporządkowanych). Na szczególną uwagę zasługuje część traktująca o rozpadzie faz w stopach (lekcja XVII) oraz o związanej z tym kinetyce rozpadu roztworów (lekcja XVIII).

Na zakończenie w lekcji XIX autor omawia odstępstwa doświadczalnej wytrzymałości ciał stałych od teoretycznej.

„Wwiedzenie w teorię metali“ jest ciekawym przykładem nowoczesnego metaloznawstwa i stąd książka ta powinna być przeczytana przez każdego metaloznawcę tym bardziej, że termodynamiczne podejście do zagadnienia nie łączy się z takimi trudnościami matematycznymi jak fizyczne ujęcie budowy metali na zasadach mechaniki falowej.

J. P.

Sprawa podręczników dla szkolnictwa zawodowego

Głębokie przeobrażenia ustrojowe naszego życia gospodarczego oraz szybki rozwój techniki w ostatnich latach, stawiają nasze szkolnictwo zawodowe wobec zagadnienia gruntownej rewizji obowiązujących programów nauczania ich modernizacji i przystosowania do nowych potrzeb przemysłu, handlu, administracji...

Wraz ze zmianami programów nauczania i pogłębianiem się specjalizacji szkolnictwa, wyłania się zagadnienie zaopatrzenia szkół w odpowiednie podręczniki naukowe i wydawnictwa pomocnicze, uwzględniające najnowsze zdobycze nauki i techniki oraz osiągnięcia nowoczesnej pedagogiki.

Obecna sytuacja szkolnictwa zawodowego na tym odcinku nie przedstawia się świetnie. Wydane dotychczas prace nie zawsze odpowiadają potrzebom, a niewystarczająca ich ilość zmusza nauczycieli do korzystania z przestarzałych i trudno dostępnych książek przedwojennych. W wielu gałęziach szkolnictwa, zwłaszcza w tych, które nie istniały przed rokiem 1939, podręczników niema w ogóle.

W związku z tym, Biuro Głównej Komisji Programowej Centralnego Urzędu Szkolenia Zawodowego, które w ciągu najbliższych kilku lat zamierza wydać około tysiąca podręczników, apeluje do wykładowców przedmiotów zawodowych i wybitnych fachowców

z rozmaitych dziedzin życia gospodarczego o współudział w szeroko zakrojonej akcji wydawniczej i opracowywanie nowych podręczników, kompilacji i tłumaczeń z języków obcych w ramach ustalonych programów nauczania, z uwzględnieniem najnowszych osiągnięć naukowych i aktualnych zagadnień.

Z przedmiotów, dla których nowy program nie został jeszcze określony, autorzy mogą opracować podręczniki zastępcze, kierując się istotnymi potrzebami szkoły i zawodu, do którego uczniowie mają być przygotowani, z tym zastrzeżeniem, że drugie wydanie zostanie przystosowane do nowego programu, lub że autor będzie miał pierwszeństwo w opracowaniu nowego podręcznika.

Honoraria autorskie będą w pełni odpowiadały włożonym w pracę wysiłkom, przy czym przy ocenie podręczników wzięta będzie pod uwagę zarówno ich wartość naukowa, jak również językowa i opracowanie graficzne (rysunki, zdjęcia, dyspozycje autora).

Zainteresowani mogą kierować zgłoszenia do Dyrekcji Okręgowych Szkolenia Zawodowego (we wszystkich miastach wojewódzkich) lub bezpośrednio do Biura Głównej Komisji Programowej CUSZ w Warszawie, Al. I Armii W. P. nr 25.

Wiadomości SIMP

MECHANICY W WALCE O POSTĘP TECHNICZNY

Wyjątki z przemówienia Prezesa NOT Ministra Bolesława Rumińskiego
wygłoszonego na Walnym Zjeździe Delegatów SIMP w dniu 24 marca br.

Jesteście Stowarzyszeniem, które skupia w swych szeregach kwiat inteligencji technicznej, konstruktorów i mechaników, metalurgów i technologów, obrabiarkowców i warsztatowców. Jesteście tą częścią inżynierów, która decyduje i decydować będzie o rozbudowie przemysłu ciężkiego. W programie prac na rok 1950/51 mówicie o tym z właściwym sobie zrozumieniem i odpowiedzialnością. Pogłębienie wiedzy fachowej, realizacja postępu technicznego, zespolenie wysiłków i dążeń inżynierów z robotnikami i wzmoczenie aktywności społecznej inteligencji w oparciu o teorię materializmu dziejowego — oto wytyczne tego programu, który formułujecie i o którym mówicie. Macie przed sobą poważne zadania, poważne zamierzenia organizacyjne, realizację planu, działalność oświatowo-szkoleniową, prace naukowo-techniczne, akcję wydawniczą, którą konkretyzujecie w Waszym programie prac na rok 1950/51. To jest niewątpliwe i mobilizujące dla wszystkich, ale chciałbym podkreślić najważniejszą, znamioną rzecz dla mechaników i dla SIMP. Mechanicy, przemysł ciężki jest teraz najważniejszy! Tak jest nie tylko u nas. Tak było w Związku Radzieckim, tak jest w Krajach Demokracji Ludowej i dlatego w stosunku do nas, mechaników, wymagania są większe i wymagania będą większe aniżeli od innych. Na Wasze barki zrzucona jest większa praca.

Mamy prawo wierzyć i wierzymy, opierając się na zasadach marksizmu-leninizmu, że dalszy rozwój nauki i techniki polskiej pójdzie po tej drodze, po jakiej poszedł rozwój wielkiej socjalistycznej nauki i techniki. W tym duchu powinniśmy rozumieć naszą pracę w Stowarzyszeniach, w tym duchu powinniśmy działać i stale mobilizować myśl techniczną i polską technikę, realizować wytyczne planu sześcioletniego, wzmoczyć pracę szkoleniową i wychowywać młode kadry inteligencji polskiej, wiązać pracę stowarzyszeń technicznych jeszcze bardziej z fabrykami, współdziałać z racjonalizatorami i przodownikami pracy, aktywnie pracować w klubach racjonalizatorskich, brać odpowiedzialność za wzmocnienie i rozszerzenie działalności szkół inżynierskich, pogłębiać i rozszerzać świadomość socjalistycznego budownictwa, tworzyć kursy marksizmu-leninizmu przy stowarzyszeniach technicznych.

Walny Zjazd Delegatów SIMP

W dniu 24 marca br., w Domu Technika w Warszawie odbył się Zwyczajny Walny Zjazd Stowarzyszenia Inżynierów i Techników-Mechaników Polskich.

Zjazd delegatów miał za zadanie, poza wyborem władz stowarzyszenia na okres 1950/51, przeanalizować i poddać krytyce dotychczasową działalność stowarzyszenia oraz zatwierdzić program prac na rok 1950/51 zgłoszony przez ustępujący Zarząd.

Tegoroczny zjazd odbył się pod hasłem wytyczenia zadań Stowarzyszenia i realizacji Planu 6-letniego.

Zebranych powitał w imieniu ustępującego Zarządu prezes kol. Marian Wakalski, prosząc delegatów, by przez wnikliwą analizę przedstawionych sprawozdań oraz planów na okres następny wnieśli wszelkie niezbędne elementy dla osiągnięcia i przygotowania najważniejszych środków i dróg do zrealizowania postawionych zadań. Na wniosek prezesa przewodnictwo zjazdu objął kol. Jerzy Dickman. Do prezydium wybrani zostali przedstawiciele najbardziej aktywnych oddziałów i kół terenowych.

W imieniu Naczelnej Organizacji Technicznej zabrał głos prezes NOT Min. Bolesław Rumiński, który zanalizował program prac Stowarzyszenia i podkreślił rolę inteligencji technicznej w walce o postęp techniczny (wyjątki z tego przemówienia zamieszczamy w artykule wstępnym Wiadomości SIMP).

Następnie przemawiał w imieniu Zarządu Głównego Związku Zawodowego Metalowców kol. Kowalski,

który zaakcentował konieczność życzliwej, koleżeńskie pomocy robotnikowi przemysłu metalowego, racjonalizatorowi, przodownikowi pracy, ze strony inżynierów i techników mechaników.

„Wydaje mi się, że taka współpraca potrzebna jest i robotnikom i inżynierom; niema bowiem przodującej nauki i wiedzy technicznej bez praktyki, zwłaszcza praktyki naszych przodujących robotników metalowców. Pragnąłbym oświadczyć, że Zarząd Główny Związku Zawodowego Metalowców dołoży starań, by nawiązać ścisłą współpracę z inteligencją techniczną, która powinna odegrać w Związku Zawodowym Metalowców wielką rolę dla dobra socjalistycznego przemysłu, dla dobra Polski Ludowej.“

Następnie został wygłoszony referat przez kol. Janusza Tymowskiego o przemyśle metalowym i jego znaczeniu dla realizacji planu 6-letniego, jako przemysłu podstawowego dla rozwoju wszystkich gałęzi gospodarki narodowej.

Od przemysłu metalowego zależy rozwiązanie takich zadań jak mechanizacja budownictwa, transportu, rolnictwa, zaopatrzenie w urządzenia przemysłu chemicznego, hutniczego i innych. SIMP musi tu pełnić rolę łącznika między przemysłem, a kadrami kierowniczymi przemysłu metalowego. Prelegent podkreśla: „Problemy, które wyłaniają się w przemyśle, winny być dyskutowane na swobodnej płaszczyźnie stowarzyszenia, umożliwiając kontakt i wymianę zdań i do-

świadczeń, nieosiągalne w pracy normalnej. Organizowanie w tym celu specjalnych konferencji poświęconych konkretnym zagadnieniom, jak konferencja obrabiarkowa, pomiarowa, skrawania stopami spiekany — winno być kontynuowane i pogłębiane nadal.

Zagadnienia, które nie mogą być rozwiązane w gronie warsztatowców, przekraczające zakres wymiany doświadczeń, winny być w formie wniosku przygotowane na Kongres Nauki Polskiej. SIMP powinien stać się pomostem między nauką a przemysłem, SIMP powinien otworzyć drogę do warsztatu dla naukowca, umożliwić przeprowadzenie prób w skali warsztatowej dla zagadnień opanowanych laboratoryjnie, upowszechnić osiągnięte w praktyce wyniki. SIMP powinien przygotować i ułatwić kontakt racjonalizatorom z przedstawicielami nauki“.

Następnie zgodnie z programem obrad wygłosili sprawozdania z działalności Stowarzyszenia Sekretarz Generalny SIMP *kol. Eugeniusz Małkiewicz*, obrazując prace i osiągnięcia kół i sekcji fachowych, oddziałów i kół terenowych, jak i poszczególnych komisji powołanych przez Zarząd Główny.

Na podkreślenie zasługuje wzrost liczby członków stowarzyszenia o 32%, zorganizowanie Wieczorowych Szkół Inżynierskich, uruchomienie Poradni Technicznej dla kandydatów na stopień inżyniera, dla racjonalizatorów i wynalazców, wzmoczenie działalności Komisji Usprawnień Zawodowych, potwierdzającej praktykę ubiegającym się o stopień inżyniera, organizowanie kursów drogą korespondencyjną. Akcja odczytowo-szkoleniowa, Konferencja Pomiarowa, Konferencja poświęcona stopom spiekany, z której to został wydany biuletyn, a właściwie podręcznik o najnowszych zdobyciach tej gałęzi techniki, oraz akcja wydawnicza. Działalnością swą wyróżniły się oddziały terenowe, przede wszystkim — pomorski, krakowski i radomski.

Program prac na rok 1950 referował prezes SIMP *kol. Marian Wakalski*, zaznaczając, że przedstawiony program wypływa z zadań, jakie stoją przed stowarzyszeniem w związku z wejściem przemysłu metalowego w fazę realizacji planu 6-letniego — planu budowy podstaw socjalizmu w Polsce. Program przewiduje powołanie nowych komisji, jak Komisji Realizacji Planów, Kongresów i innych.

Akcja odczytowo-szkoleniowa zakrojona na dużą skalę, liczne kursy fachowe, konferencje fachowe: Metaloznawcza, Motoryzacyjna, Wytrzymałościowa, Szybkościowa Skrawania. W zakresie kontaktów z zagranicą — liczne wycieczki i wspólne konferencje fachowe.

W toku dyskusji delegaci zabierający głos wygłosili obszernie uwagi na temat programu prac.

Bogaty i wartościowy materiał uzyskany w postaci wniosków z dyskusji świadczy o dokładnym zanalizowaniu zagadnień związanych z naszym stowarzyszeniem i wytyczne tej dyskusji są uzupełnieniem zgłoszonego planu prac SIMP na rok 1950/51 — co zostało jednogłośnie przyjęte.

W wyniku przeprowadzonych wyborów, wybrani zostali następujący koledzy: Prezes SIMP *kol. Zbigniew Muszyński*, następnie 3 V-Prezesów: *kol. Marian Wakalski*, *kol. Władysław Gwiżdowski*, *kol. Mieczysław Patyrowski*.

Zarząd Główny w kadencji 1950/51 składa się z kolejów:

nowo wybranych:	pozostałych z poprzedniej kadencji:
Prezes:	
<i>Zbigniew Muszyński</i>	
V-Prezesi:	
<i>Władysław Gwiżdowski</i>	<i>Jan Kozarzewski</i>
<i>Mieczysław Patyrowski</i>	
<i>Marian Wakalski</i>	
Członkowie Zarządu Głównego:	
<i>Jan Legat</i>	<i>Edmund Berezowski</i>
<i>Eugeniusz Małkiewicz</i>	<i>Czesław Chodkowski</i>
<i>Paweł Merlend</i>	<i>Heliodor Chmielewski</i>

Adam Minchejmer
Zbigniew Pączkowski
Stefan Zborowski

Główna Komisja
Mieczysław Bałtowski
Ludwik Bednarkiewicz
Jan Duczyński
Kazimierz Gadaj
Zygmunt Katulak
Zdzisław Lenartowicz

Główna Komisja Rewizyjna:
Edward Demidowski
Ryszard Gdulewski
Mateusz Pszenicki

Sąd Koleżeńcki:
Aleksander Rummel
Jerzy Sawiczewski
Mieczysław Skwierczyński
Czesław Taracha
Stefan Żukowski

Bronisław Dziugiel
Stanisław Grzymałowski
Władysław Marczyk
Kwalifikacyjna:
Stanisław Bogucki
Edward Habich
Stefan Jedra
Maksymilian Leoniuk

Po wyborach do władz Stowarzyszenia, przewodniczący zjazdu otworzył dyskusję nad sprawozdaniem i programem prac. Jako pierwszy zabrał głos *kol. Jan Pawlikowski*, omawiając działalność Głównej Komisji Kwalifikacyjnej, Szkół Inżynierskich, poziomu artykułów w „Mechaniku“, „Przeglądzie Mechanicznym“ i „Przeglądzie Technicznym“, po czym wzywa wszystkich mechaników, inżynierów i techników — mechaników stojących jeszcze poza naszym stowarzyszeniem do współpracy w ramach SIMP i Związku Zawodowego Metalowców.

Kol. Ludwik Grzędziński i kol. Tadeusz Pełczyński poruszają zagadnienie organizacji kursów fachowych i Szkół Inżynierskich, ze szczególnym uwzględnieniem organizacji jako podstawowego czynnika powodzenia wszelkich zamierzeń w każdej dziedzinie.

Kol. Zbigniew Muszyński apeluje, ażeby SIMP-owcy na terenach klubów racjonalizatorskich, przez rzetelną pracę nad postępowym technicznym wnieśli doświadczenia ze swej pracy i wiadomości naukowe, dążąc do najszerszej wymiany i popularyzacji osiągnięć, jak również przez nowe podejście w artykułach nadsyłanych do naszych czasopism technicznych.

W dalszej dyskusji poszczególni mówcy poruszają problemy, z których wymienimy: Szkoły Inżynierskie Korespondencyjne, do organizacji których SIMP już przystąpił, trudności ujęcia współzawodnictwa wśród inżynierów i techników w niektórych zakładach pracy, sprawa juniorów i w ogóle młodzieży technicznej, ustawa o stopniu inżyniera, poradnia dla racjonalizatorów, wynalazców samouków. Różni mówcy szczególnie mocno podkreślali konieczność ściślejszej współpracy z Związkiem Zawodowym Metalowców.

Żywa i rzeczowa dyskusja rozwiązała się wokół spraw Koła Odlewników, Koła Samochodowego, które to koła winny mieć swe samodzielne czasopisma: „Przegląd Odlewniczy“ i „Technika Samochodowa“; zagadnienie wydawania tych czasopism jest palącym zagadnieniem.

Odlewnicy szczególnie cierpią na brak wyszkolonych kadr fachowych, co wszyscy mówcy podkreślają kładąc nacisk, że jest to wąskie gardło naszych kadr; problemy naszego odlewnictwa mogą zaważyć nad wykonaniem planu 6-letniego — musimy to wszyscy wziąć pod uwagę.

W sprawie kadr fachowych kilkakrotnie zabiera głos *kol. Ludwik Uzarowicz*, Rektor Szkoły Inżynierskiej w Warszawie, wygłaszając na ten temat obszerny referat, wszechstronnie naświetlający zagadnienie szkolenia zawodowego poprzez rzemieślnika, majstra, technika, inżyniera do poziomu inżyniersko-magisterskiego i doktorskiego w poszczególnych gałęziach techniki.

Z głosów dyskusji przebija troska o człowieka. tam gdzie obecnie praca jego jest ciężka musi być zmechanizowana, dążąc do racjonalizacji, pracę fizyczną trzeba sprowadzić do umysłowej, a jak największą ilość czynności powinna być wykonana przez przyrządy i maszyny, pod dozorem człowieka.

Prezes SIMP kol. Zbigniew Muszyński wzywa do realizacji przyjętego programu prac, jak i wytycznych z dyskusji. „Koledzy natychmiast realizujcie je u siebie, gdy wróćcie w teren do swoich zakładów pracy. Zwołajcie zebrania, przeniescie atmosferę naszego dzisiejszego zebrania do swoich kolegów, pobudźcie ich do działania. To wszystko cośmy tu usłyszeli, stosujcie momentalnie u siebie, a da to dobre wyniki“.

Kol. Ludwik Grzędziński zgłasza rezolucję następującej treści:

REZOLUCJA WALNEGO ZJAZDU DELEGATÓW SIMP

Delegaci wszystkich Oddziałów i Kół Stowarzyszenia Inżynierów i Techników Mechaników Polskich z całej Polski, zebrani w dniu 24. III. 1950 r. na swym dorocznym Walnym Zejeździe Delegatów, po podsumowaniu działalności SIMP za rok 1949 i po uchwaleniu programu prac na rok 1950 stwierdzają:

W roku 1950 — pierwszym roku Planu Sześcioletniego, mającego ugruntować podstawy socjalizmu w Polsce, staje przed światem technicznym naczelny obowiązek uczynienia maksymalnego wysiłku, wkładu wiedzy i energii w mobilizację i użycie dostępnych nam środków celem przyspieszenia kroku w marszu Polski Ludowej ku Socjalizmowi.

W zrozumieniu doniosłości i ogromu wynikających stąd konkretnych zadań — Zwyczajne Walne Zebranie Delegatów SIMP postanawia:

1. Wzmocnić aktywność placówek SIMP i zorganizować nowe, przez wciąganie coraz szerszych zastępów członków do konkretnych prac organizacyjnych w dziele realizacji programu Stowarzyszenia.

2. Wciągnąć ogół członków SIMP do prac Sekcji i Kół fachowych, dla rozwiązywania konkretnych zadań wynikających z potrzeb przemysłu, a to przez odczyty i konferencje fachowe, równocześnie zobowiązując członków SIMP do włączenia w nurt naszej pracy nad uprzemysłowieniem kraju wszystkich sił fachowych stojących poza przemysłem.

3. Rozszerzyć i pogłębić wszelkie formy współpracy terenowych komórek SIMP i poszczególnych członków z zakładami pracy i ze Związkiem Zawodowym Metalowców przy pełnym uwzględnieniu aktualnych zagadnień produkcyjnych.

4. Wzmocnić nasze zastępy przez wciągnięcie do prac SIMP jak największej ilości młodzieży — absolwentów technicznych zakładów naukowych.

5. Zobowiązać ogół członków SIMP do zatroszczenia się o rozrost kadr fachowych, a to przez pomoc techniczną i konsultację z racjonalizatorami i klubami wynalazców, przez organizowanie odczytów i kursów, jako form dokształcania sił technicznych, a także przez otoczenie opieką Szkół Inżynierskich, zwłaszcza wieczorowych, które bezpośrednio przyczyniają się do zwiększenia ilości fachowców na wyższym poziomie.

6. Powiązać ściślej niż dotychczas naukę z praktycznymi doświadczeniami i zdobyczami wynalazczymi produjących robotników, drogą przekazywania im we właściwej formie wyników konferencji technicznych, oraz przejmowania i rozpowszechniania ich pomysłów i osiągnięć dla wzbogacenia nimi nauk technicznych w Kraju.

7. W powiązaniu z zagadnieniami wynikającymi z Planu Sześcioletniego przemysłu metalowego — zaplanować cykle artykułów i referatów dla naszych czasopism i zebrań dyskusyjnych jako element walki o wcześniejsze poznanie i opanowanie zdobyczy nowej techniki celem praktycznego zastosowania.

8. Konsekwentnie zaznajamiać najszersze masy pracowników przemysłu metalowego z najnowszymi zdobyczami techniki, korzystając z nauki i doświadczenia prodującego przemysłu radzieckiego, jako przemysłu w służbie pokoju i dobrobytu świata pracy.

Pogłębiać i rozszerzać dotychczasowe formy współpracy technicznej z ZSRR i Krajami Demokracji Ludowej przy celowym i pełnym wyzyskaniu istniejących już możliwości.

W okresie knowań imperialistów zachodnich i parcia do wojny — musimy swoją silną i skonsolidowaną postawą oraz pracą wykazać, iż cały postępowy świat techniczny stoi zwracając się po stronie Związku Radzieckiego, który reprezentuje obóz pokoju i należyte pojętej demokracji.

Treść rezolucji wypływa z problemów poruszanych w dyskusjach; rezolucję przyjęto jednogłośnie.

W głosowaniu nad udzieleniem absolutorium ustępującemu Zarządowi Głównemu SIMP zgłoszono poprawkę, ażeby do wniosku Komisji Rewizyjnej dodać „z podziękowaniem“, biorąc pod uwagę działalność Zarządu, co zostało przyjęte owacyjnie.

Po podsumowaniu dyskusji przez Przewodniczącą Zjazdu kol. Jerzego Dickmana przystąpiono do rozpatrywania zgłoszonych wniosków. Po wyczerpaniu dyskusji i porządku obrad — Zjazd zamknięto.

E. M.

Reorganizacja akcji wydawniczej

W związku z utworzeniem Państwowego Przedsiębiorstwa Wyodrębnionego p. n. „Państwowe Wydawnictwa Techniczne“ i scaleniem wydawania czasopism technicznych przez poszczególne stowarzyszenia w ramach Naczelnej Organizacji Technicznej, Stowarzyszenie Inżynierów i Techników Mechaników Polskich uchwalała Zarządu Głównego SIMP z dnia 20 stycznia 1950 r., a następnie uchwalała Zwyczajnego Walnego Zjazdu Delegatów SIMP z dnia 1950 r. postanowiło zawiesić działalność Instytutu Wydawniczego SIMP i postawić go w stan likwidacji z dniem 1 stycznia 1950 r.

W wyniku powyższej uchwały działalność Instytutu Wydawniczego SIMP w zakresie wydawnictw książkowych zostanie przekazana Państwowym Wydawnictwom Technicznym, które mają za zadanie wydawanie książek technicznych w skali ogólnokrajowej, tak iż

prace rozpoczęte przez IW SIMP będą przez PWT nadal prowadzone.

Czasopisma mechaniczne, a mianowicie: „Mechanik“, „Przeгляд Mechaniczny“, „Przeгляд Spawalnictwa“ i „Technika Lotnicza“ będą redagowane przez redakcje, działające pod kierunkiem Rady Programowej, i przy współudziale Kolegów Redakcyjnych, których skład zatwierdza nasze Stowarzyszenie.

Administracja czasopism mechanicznych będzie prowadzona przez Administrację czasopism technicznych NOT, która zajmuje się również rozpowszechnianiem wszystkich czasopism NOT.

Powołane do życia przedsiębiorstwo państwowe p. n. „Dom Książki“ przejmie dystrybucję wszystkich książek, jakie są wydawane przez wszystkie instytucje wydawnicze w kraju.

Kronika

Wieczorowe szkoły inżynierskie NOT

Wyjątki z artykułu

inż. JANA WACŁAWA CZARNOWSKIEGO
„Przeгляд Techniczny” zeszyt 1—2/50

Zacofanie gospodarcze i niski poziom techniczny przemysłu w Polsce przedwojennej stworzył paradoksalny stan pozornego nadmiaru wykwalifikowanych sił technicznych. W kraju, gdzie było tyle do zrobienia w dziedzinie techniki i przemysłu, mieliśmy przez wiele lat bezrobocia inżynierów, które ustało dopiero na dwa, trzy lata przed rokiem 1939, na tle ożywienia związanego z przygotowaniem wojennymi. Fragmentaryczne podliczenie strat wojennych w kadrach inteligencji technicznej wskazuje ubytek około 30% stanu przedwojennego. Z tymi kadrami przystąpiła Polska Ludowa w r. 1945 do odbudowy i rozwoju gospodarki narodowej.

Min. Jędrzychowski przemawiając w sejmie podał kilka liczb ilustrujących obecny stan nasycenia naszego przemysłu kadrami fachowymi, w stosunku do teoretycznego zapotrzebowania. W przemyśle hutniczym mamy 34,8% potrzebnych inżynierów, i 50% techników, w przemyśle metalowym — 26% potrzebnych inżynierów i 80% techników, w przemyśle węglowym 32% potrzebnych inżynierów i 75% techników, w energetyce — 65% potrzebnych inżynierów i 53% techników.

Biorąc za podstawę praktykę radziecką, liczbę inżynierów w ciągu nadchodzących sześciu lat należałoby podnieść prawie że czterokrotnie.

Jednym z poważnych środków dopływu nowych kadr inżynierskich mogą być Wieczorowe Szkoły Inżynierskie. Zadaniem Wieczorowych Szkół Inżynierskich jest dostarczenie gospodarce narodowej, w praktycznie najkrótszych terminach, społecznie wartościowych, wysokokwalifikowanych sił inżynierskich o wąskiej specjalności, określonej potrzebami życia gospodarczego. Cele te można osiągnąć przede wszystkim przez właściwą bazę rekrutacyjną dla Wieczorowych Szkół Inżynierskich, następnie przez odpowiednio przemysłowy program.

Ukończenie Wieczorowej Szkoły Inżynierskiej daje państwowy dyplom inżyniera, identyczny z dyplomem dziennej Szkoły Inżynierskiej, wraz ze wszystkimi przysługującymi prawami, a więc i z prawem dalszych studiów magisterskich.

Słuchaczami W. S. I. mogą być wyłącznie pracownicy techniczni, którzy oprócz posiadania świadectwa dojrzałości lub innego równoważnego, mogą wykazać się nie tylko odpowiednią ilością lat praktyki zawodowej, lecz którzy ponadto w okresie studiów nadal pracują zawodowo w zakresie już obranej, a więc wąskiej specjalności.

W r. 1949 Naczelna Organizacja Techniczna, kontynuując działalność poszczególnych stowarzyszeń technicznych, w porozumieniu z Wydziałem Nauk K. C. P. Z. P. R. i Ministerstwem Oświaty, przystąpiła do upowszechnienia w kraju akcji Wieczorowych Szkół Inżynierskich. W najbliższym czasie, obok od dwóch lat już istniejących szkół w Warszawie i Gdańsku oraz uruchomionej w lutym br. szkoły w Białymstoku, zostaną otwarte Wieczorowe Szkoły Inżynierskie we Wrocławiu, Katowicach, Radomiu i Poznaniu.

Przy tak masowej akcji, która obejmie szkoleniem łącznie parę tysięcy słuchaczy, postanowiono z istniejących doświadczeń wyciągnąć daleko idące konsekwencje i sprecyzować ściśle typ Wieczorowej Szkoły Inżynierskiej oraz opracować dla niej odpowiedni program.

Na zasadzie uchwały Prezydium Rady Głównej Naczelnej Organizacji Technicznej, zwołana została liczna konferencja wszystkich zainteresowanych czynników, a wybrany na niej komitet programowy, wciągnąwszy do współpracy wybitnych specjalistów z całego kraju, kończy już opracowanie odpowiednich wniosków, które przedstawi w najbliższym czasie Ministerstwu Oświaty do decyzji.

Zgodnie z załączeniem wąskiej specjalności inżynierskiej specjalizacja rozpoczyna się już po ukończeniu pierwszego roku studiów danego wydziału. Dalszy program studiów dzieli się na oddziały, te na sekcje i dalej na grupy. W ten sposób projekty przewidują na Wydziale:

elektrycznym	— 17 specjalności
mechanicznym	— 16 „
górnictwem	— 9 „
hutniczym	— 7 „
inż. ląd. i wod.	— 7 „
włókiennictwem	— 17 „

Nowe podejście programowe nie jest jedyną nowością Szkół Inżynierskich NOT. Drugą — jest dobór sił naukowych.

Istnieje niesłuszny pogląd, że kandydatów na inżynierów mogą uczyć tylko i wyłącznie zawodowi profesorowie wyższych uczelni. Gdyby nawet było to możliwe, gdyby profesorowie politechnik polskich nie byli tak jak są obecnie przeciążeni pracą, to jeszcze twierdzenie to nie byłoby uzasadnione. Zasób wiedzy teoretycznej posiadany przez mgr. inżyniera lub inżyniera, wybitnej siły wziętej z przemysłu, jest zupełnie dostateczny dla wychowania inżyniera zawodowego, natomiast plusem jest to, że wykładowca, przychodzący do uczelni inżynierskiej z przemysłu, wnosi dokładną i aktualną znajomość potrzeb tego przemysłu.

Wieczorowe Szkoły Inżynierskie NOT, ze swą specyfiką bazy rekrutacyjnej i programem nauczania, słusznie zerwały z dotychczasową tradycją również w dziedzinie sił naukowych i oparły się na ludziach z przemysłu. Nie znaczy to bynajmniej, aby dążyć do zerwania ścisłego kontaktu z Politechnikami, przeciwnie każda z istniejących i powstających Wieczorowych Szkół Inżynierskich związana jest z najbliższą terytorialnie Politechniką. Tak np. opiekę naukową nad Wieczorową Szkołą Inżynierską NOT w Białymstoku sprawuje Politechnika Warszawska.

Koncepcje nasze odnośnie Wieczorowych Szkół Inżynierskich znajdują potwierdzenie w praktyce innych krajów. Np. w Budapeszcie istnieje już trzeci rok W. S. I. wielowydziałowa, na której studiuje obecnie około 2000 słuchaczy. W Związku Radzieckim istnieją już od wielu lat wieczorowe szkoły inżynierskie, które monterów i wysokokwalifikowanych fachowców na poziomie rzemieślniczym kształcą w ciągu 6 lat na inżynierów. Wychowankowie tych szkół zajmują dziś w przemyśle radzieckim liczne, często kierownicze stanowiska.

W naszych warunkach szkoły typu W. S. I. powinny stać się nowym źródłem dopływu ludowej inteligencji technicznej i w tym celu, za przykładem wieczorowych szkół radzieckich, powinniśmy w dalszym rozwoju organizacyjnym W. S. I. przewidzieć, aby zasięgiem swoim objęły one przede wszystkim kandydatów ze środowiska przodujących robotników.

Szkoły Inżynierskie NOT

Oprócz istniejących już Szkół Inżynierskich NOT w Warszawie i Gdańsku powstała w lutym Szkoła Inżynierska w Białymstoku, z wydziałem elektrycznym i mechanicznym.

Rektorem tej szkoły został *mgr inż. Białkowski*. Liczba studiujących wynosi 100 osób. Szkoła ta ma, również jak i poprzednie, prawa szkół inżynierskich państwowych I-stopnia i nadaje absolwentom tytuł inżyniera.

W dniu 4. 3. została otwarta w Radomiu Szkoła Inżynierska NOT w pierwszym etapie jednowydziałowa,

z wydziałem mechanicznym. Obecnie szkoła prowadzi kurs przygotowawczy.

We Wrocławiu i Katowicach odbywają się egzaminy wstępne do Szkół Inżynierskich NOT. Szkoły te zostaną otwarte w najbliższym czasie.

W chwili obecnej w Szkołach Inżynierskich NOT studiuje około 1500 słuchaczy. Jeszcze w roku bieżącym przewidziane jest otwarcie Szkoły Inżynierskiej w Poznaniu, a od nowego roku akademickiego w Łodzi i w Krakowie.

70-lecie „Przeglądu Technicznego“

Czasopismo techniczne pod nazwą „Przegląd Techniczny“ ukazało się po raz pierwszy w Polsce w roku 1866.

Założycielem i redaktorem czasopisma był *inż.-mech. Paweł Kaczyński*. Należał on do grona techników polskich, którzy wychowywani przez *Staszica* i pod jego przewodnictwem, rozwinęli w latach 1815÷1830 żywą działalność, dążąc do utworzenia Instytutu Politechnicznego w Warszawie.

Zainicjowane przez *Kaczyńskiego* wydawnictwo upadło z braku środków materialnych w roku 1867, lecz myśl przez niego rzucona nie zginęła.

W roku 1874 *Stefan Kossuth*, wychowanek Instytutu Technologicznego w Petersburgu, rozpoczyna pracę nad wznowieniem czasopisma. Pierwszy zeszyt

wznowionego „Przeglądu Technicznego“ ukazuje się w dniu 1 stycznia 1875 roku i od tej pory czasopismo ukazuje się bez przerwy do roku 1939, jako miesięcznik, względnie dwutygodnik.

W latach 1875÷1939 ukazało się 65 roczników czasopisma. Okres okupacji hitlerowskiej, od października 1939 r. do marca 1945 r., to luka w działalności wydawnictwa.

Wznowienie czasopisma nastąpiło w dniu 1 kwietnia 1945 r. w Łodzi, a więc jeszcze w okresie działań wojennych. W latach 1945÷1948 ukazują się w Łodzi roczniki 66, 67, 68, 69 „Przeglądu Technicznego“. W roku 1949 czasopismo przejęte zostało przez Naczelną Organizację Techniczną i rocznik 70 ukazał się już w Warszawie.

Kongres Nauki Polskiej

Rok 1950, będący pierwszym rokiem planu 6-letniego, zapoczątkowuje zarazem w Polsce okres nauki planowanej. Wstępem do tego okresu będzie Kongres Nauki Polskiej. Prace na Kongresie odbywać się będą w 10 sekcjach.

1. Sekcja Nauk Społecznych i Humanistycznych, prezes *prof. J. Chałasiński*.
2. Sekcja Nauk Matematycznych i Fizycznych, prezes *prof. Pieńkowski*.
3. Sekcja Nauk o Ziemi i ich zastosowaniu, prezes *prof. Goetel*.

4. Sekcja Nauk Chemicznych i Technologii Chemicznej, prezes *prof. Urbański*.
5. Sekcja Nauk Biologicznych i Rolniczych, prezes *prof. Kulczyński*.
6. Sekcja Nauk Lekarskich, prezes *prof. Czubański*.
7. Sekcja Mechaniki i Energetyki, prezes *prof. Huber*.
8. Sekcja Inżynierijno-Budowlana, prezes *prof. Wierzbicki*.
9. Sekcja Metod i Organizacji Produkcji, prezes *v. Minister Golański*.
10. Sekcja Organizacji Nauki i Szkół Wyższych, prezes *prof. Drewnowski*.

Politechnika Warszawska

Rektor *prof. Warchałowski* podaje stan odbudowy Politechniki Warszawskiej. Oddano do użytku gmach główny, powiększając jego kubaturę o 40.000 m³, a powierzchnię użytkową o około 15.000 m². Powierzchnia użytkowa gmachu chemii będzie powiększona o około 10.000 m² w porównaniu ze stanem przedwojennym. Oddano do użytku i uzbrojono w aparaturę budynki:

technologii chemicznej, mechaniki, aerodynamiki, fizyki. W jesieni 1950 r. mają być odbudowane wszystkie stare gmachy Politechniki. W okresie planu 6-letniego mają powstać na terenach budowlanych Politechniki Warszawskiej Instytuty: Elektrotechniki, Mechaniki, Techniki Budowlanej, Budownictwa Wodnego i Geodezji.

Posiedzenie Prezydium NOT

Dnia 4 marca br odbyło się posiedzenie Prezydium Rady Naczelnej NOT, na którym po omówieniu spraw bieżących, dyskutowane były następujące zagadnienia:

1. realizacja Ustawy o stopniu inżyniera, przy czym uchwalono wystąpienie w tej sprawie do Ministerstwa Oświaty,

2. biblioteki techniczne w Centrali NOT i oddziałach. Dla opracowania tej sprawy wyłoniona została komisja, składająca się z 3 członków Prezydium,
3. budżet NOT na rok 1950,
4. szkoły inżynierskie NOT.

Naukowcy gdańscy współpracują z racjonalizatorami

Profesorowie Politechniki Gdańskiej, realizując uchwały odbytej niedawno narady z racjonalizatorami portowymi, nawiązali już kontakt z czołowymi nowatorami produkcji. W ciągu ostatniego tygodnia profesorowie Politechniki Gdańskiej zaopiniowali i opracowali naukowo 60 pomysłów racjonalizatorskich i przekazali wszystkie do upowszechnienia. Ponadto profeso-

rowie, których działalność naukowa związana jest z zagadnieniami morskimi, przeprowadzili akcję odczytową wśród robotników na temat osiągnięć ruchu racjonalizatorskiego w Związku Radzieckim oraz nowych wynalazków i usprawnień w naszych stoczniach i portach.

Robotnicy otrzymują dyplomy inżynierskie

W Politechnice Wrocławskiej odbyła się uroczystość wręczenia dyplomów inżyniera-mechanika długoletnim pracownikom, którzy zdali egzamin inżynierski, zgodnie z nową ustawą o stopniu inżyniera.

Stopień inżyniera uzyskali długoletni praktycy z fabryk dolnośląskich, którzy dzięki osobistym zdolno-

ściom i zadawalającym wynikom pracy na stanowiskach, wymagających kwalifikacji inżynierskich, zostali dopuszczeni do egzaminów i wykazali przed Komisją Egzaminacyjną odpowiedni poziom wiadomości teoretycznych, kwalifikujący do uzyskania stopnia inżyniera.

Fundusz współzawodnictwa pracy

Komitet Ekonomiczny Rady Ministrów powziął na ostatnim posiedzeniu uchwałę, w sprawie funduszu współzawodnictwa pracy na rok 1950. Do czasu ustawowego unormowania sprawy funduszu współzawodnictwa, Komitet Ekonomiczny przyjął uchwałę, w

sprawie tymczasowego ustalenia i podziału funduszu współzawodnictwa pracy na rok 1950. Uchwała obowiązuje od 1 stycznia br. Wysokość funduszu współzawodnictwa ma wynosić 0,8% planowanego funduszu płac.

XXIII Międzynarodowe Targi Poznańskie

Tegoroczne Międzynarodowe Targi Poznańskie są niejako zsumowaniem wyników 3 letniego planu oraz dają perspektywę planu 6-letniego.

Wyniki planu podziwiamy nie tylko ze statystyk i wykresów, ale przede wszystkim z wyprodukowanych przedmiotów, z wielkiego wachlarza produkcyjnego, poprawionej jakości i nowości produkcyjnych.

Zagadnienia 6-letniego planu uwidocznione w formie planów i wykresów biją w oczy przekonującym argumentem, że w walce o realizację planu 6-letniego na czoło zagadnień wybija się stosunek człowieka do pracy w ustroju socjalistycznym i stosunek państwa do człowieka w tym ustroju. Te zagadnienia są niejako podwalinami realizacji planu 6-letniego.

Przez zestawienie eksponatów uwypuklono, że 3-letni plan gospodarczy nie tylko odbudował, ale także rozwinął gospodarkę narodową, tak że produkcja rośnie stale nie tylko ilościowo, ale również powiększa się jej zasięg, że istnieje walka o jakość produkcji, że stale poprawia się ta jakość i że zwraca się na nią baczną uwagę.

Tegoroczne Targi dają nam przegląd dorobku gospodarczego Polski Ludowej i są miarą tego, jak wielkie siły ekonomiczne, więzione dawniej w okowach upadającego ustroju kapitalistycznego, a wyzwolone w warunkach gospodarki planowej tkwią w narodzie i mogą być użyte ku jego pożytkowi.

Szczególnie napawa nas dumą wystawa naszych aparatów pomiarowych i naszych przyrządów pomocy naukowych wykonanych całkowicie w kraju, mimo zapewnień zagranicy, że np. przyrządów *Brinella* nie będziemy mogli wykonać w kraju. Również słuszną dumą napawa nas wiele innych produktów wykonanych całkowicie w kraju, dzięki wysiłkom uczonego i robotnika polskiego, produktów, które jeszcze niedawno zmuszeni byliśmy sprowadzać z zagranicy.

Międzynarodowe Targi Poznańskie dają nadto obraz tego jak wielkie znaczenie dla rozwoju naszej gospodarki, jej umocnienia i rozkwitu kultury materialnej i duchowej oraz niezawisłości ma przyjaźń Związku Radzieckiego i krajów Demokracji Ludowej.

Konferencja szybkościowego skrawania

W czasie trwania tegorocznych Międzynarodowych Targów Poznańskich SIMP organizuje 11 i 12 maja w Poznaniu w porozumieniu z Departamentem Produkcji i Techniki Ministerstwa Ciężkiego Przemysłu — Konferencję Szybkościowego Skrawania Metali.

W konferencji tej wezmą udział wybitni specjaliści z dziedziny szybkościowego skrawania oraz przodownicy pracy i racjonalizatorzy obróbki skrawaniem.

Przed konferencją w Poznaniu odbędą się w miesiącu kwietniu br. w Oddziałach Oddziałowe Konferencje Szybkościowego Skrawania, na które zaproszono

przodowników pracy, racjonalizatorów i naukowców. Konferencje te zbiorą materiał naukowy i spostrzeżenia dla konferencji ogólnokrajowej.

Sprawą zorganizowania konferencji zajęł się specjalny komitet powołany przez Zarząd Główny SIMP.

Organizowana konferencja niewątpliwie przyczyni się do spopularyzowania nowoczesnych metod skrawania metali jak i skonfrontuje dotychczasowe wyniki czołowych praktyków przemysłu metalowego z najnowszymi osiągnięciami naukowymi w tej gałęzi wiedzy technicznej.

Komunikaty

Do autorów i tłumaczy książek technicznych

Departament Techniki Państwowej Komisji Planowania Gospodarczego, pragnąc skoordynować działalność autorów i tłumaczy pracujących nad książkami technicznymi dla potrzeb gospodarki narodowej i podręcznikami dla wyższych i średnich szkół technicznych oraz zapewnić ewentualne wydanie ich prac w ramach planów państwowych przedsiębiorstw wydawniczych, prosi autorów i tłumaczy posiadających prace w toku o zgłoszenie ich do Departamentu Techniki Państwowej Komisji Planowania Gospodarczego.

Zgłoszenia winny zawierać: Tytuł, krótkie omówienie treści (w wypadku tłumaczenia, również nazwisko autora, nazwę wydawnictwa, rok wydania), stan pracy, przypuszczalny termin jej ukończenia, objętość

pracy, ilość rysunków oraz przeznaczenie książki (dla robotników, techników, inżynierów, naukowa, podręcznik dla szkół wyższych lub średnich).

Książki, na które zostały zawarte umowy z instytucjami wydawniczymi zgłoszeniu nie podlegają.

Równocześnie Departament Techniki prosi autorów i tłumaczy, zamierzających przystąpić do prac nad książkami technicznymi, by swe zamierzenia wstępnie zgłaszali do Dep. Techniki P. K. P. G. Zgłoszenia winny zawierać wszystkie dane, wymienione powyżej.

Zgłoszenia należy kierować pod adresem: Departament Techniki Państwowej Komisji Planowania Gospodarczego, Warszawa, Pl. 3 Krzyży 5.

Zarządzenie przewodniczącego Państwowej Komisji Planowania Gospodarczego

W celu unowocześnienia metod przeprowadzania remontów i wykonywania produkcji w pewnych dziedzinach gospodarki drogą wprowadzenia i upowszechnienia metalizacji natryskowej zarządzam, co następuje:

Należy zastosować pokrywanie metodą natryskową przedmiotów metalowych oraz innych przy:

- a) regeneracji części zużytych,
- b) poprawianiu i uszlachetnianiu powierzchni (lub warstw głębszych),
 - 1) uszczelnianiu spoin i styków,
 - 2) zalewaniu pęknięć, szczelin i pęcherzy odlewniczych,
 - 3) metalizowaniu wewnętrznym rur,
 - 4) natryskiwaniu powierzchni nośnych łożysk jeźdźni lub kilkoma metalami,
 - 5) uszlachetnianiu powierzchni podlegających ścieraniu przez zwiększenie twardości lub porowatości (smarochłonności),
- c) produkcji w przemyśle elektrotechnicznym:
 - 1) metalizowaniu węgla,
 - 2) tworzeniu przewodnictwa elektrycznego na materiałach izolacyjnych w szczególności dla zastąpienia złożonych układów połączeń przewodami,
 - 3) wyrobieniu płyt akumulatorowych, kondensatorów radiowych i oporników węglowych,
 - 4) dla ochrony przeciw prądom błądzącym,

d) stwarzaniu warstwy ochronnej dla zabezpieczenia przedmiotu przed korozją i rdzewieniem:

ochronie przedmiotów przed działaniem atmosferycznym, wysokich temperatur i gazów, wpływami wody słodkiej i morskiej, działalnością kwasów mlekowych i tłuszczowych lub ługów,

e) pokrywaniu przedmiotów niemetalowych i tkanin dla celów dekoracyjnych i ochronnych,

Metodę metalizacji natryskowej należy stosować w następujących przemysłach i ich działach:

- a) w przemyśle motoryzacyjnym, głównie dla napraw,
- b) w przemyśle taboru kolejowego i rzeczno-głównie dla napraw,
- c) w przemyśle traktorowym i mechanizacji rolnictwa, głównie dla napraw,
- d) w przemyśle maszynowym, głównie dla napraw,
- e) w przemyśle elektrotechnicznym,
- f) w przemyśle tele- i radiotechnicznym,
- g) w przemyśle budowlanym,
- h) w przemyśle chemicznym,
- i) w przemyśle spożywczym i urządzeniach gospodarstwa domowego,
- j) w konstrukcjach lądowych,
- k) w konstrukcjach morskich,
- l) przy fabrykacji odzieży ochronnej,
- l) w przemyśle artystyczno-zdobniczym.

(—) E. Szyr

Ostatnio ukazały się następujące normy interesujące mechaników

PN/B—54217 i 54218 Piły poprzeczne z wklęsłymi grzbietami.

PN/C—04093 Przetwory naftowe. Próba na korozję. Oznaczenie jakościowe.

PN/C—96025 Przetwory naftowe. Paliwa samochodowe. Warunki techniczne.

PN/C—96038 Przetwory naftowe. Paliwo traktorowe. (Nafta traktorowa). Warunki techniczne.

PN/C—96085 Przetwory naftowe. Oleje silnikowe. Warunki techniczne.

PN/G—43001 Lutnie powietrzne wsuwane. Lutnie proste.

PN/G—43002 Lutnie powietrzne wsuwane. Kolana łamane 15° i 30°.

PN/G—43003 Lutnie powietrzne wsuwane. Kolana łamane 90°.

PN/G—43004 Lutnie powietrzne wsuwane. Zwężka 400/300.

PN/G—43006 Lutnie powietrzne wsuwane. Trójniki 90°.

- PN/G — 43021 Lutnie powietrzne z luźnymi kołnierza-
mi. Lutnie proste.
- PN/G — 43023 Lutnie powietrzne z luźnymi kołnierza-
mi. Kolana łamane 90°.
- PN/G — 43022 Lutnie powietrzne z luźnymi kołnierza-
mi. Kolana łamane 15° i 30°.
- PN/G — 43027 Lutnie powietrzne z luźnymi kołnierza-
mi. Pierścienie uszczelniające.
- PN/H — 04355 Próba twardości metali sposobem Rock-
wella.
- PN/H — 82200 Cynk.
- PN/H — 87101 Stopy cynkowe typu ZNAL. Płyty.
- PN/H — 92711 Miedz. Blacha paleniskowa. Wymiary.
- PN/H — 92810 Miedz. Taśma zimno walcowana. Wy-
miary.
- PN/H — 92825 Mosiądz. Taśma zimno walcowana.
Wymiary.
- PN/H — 93204 Stal węglowa walcowana. Pręty ośmio-
kątne.
- PN/M — 55084 PN/M — 55084 Gniazda zabierakowe
prostokątne i chwyt z płaskimi.
- PN/M — 55090 Rowki teowe nieobrobione.
- PN/M — 55314 Obrabiarki do metali. Wiertarko-
rezarki. Wielkości.
- PN/M — 55323 Obrabiarki do metali. Strugarki po-
dłużne dwustojakowe. Wielkości.
- PN/M — 55325 Obrabiarki do metali. Strugarki po-
przeczne. Wielkości.
- PN/M — 55326 Obrabiarki do metali. Dłutownice. Wiel-
kości.
- PN/M — 56150 Rękojeści stałe.
- PN/M — 56157 Rękojeści krzyżowe.
- PN/M — 60204 Trzpienie do uchwytów wiertarskich.
- PN/M — 61206 Przyrządy i uchwyty. Nóżki do uchwy-
tów i przyrządów.
- PN/M — 60201 Wiertarki z napędem ręcznym. Uchwy-
ty trójszczękowe do wiertel.
- PN/M — 57471 Frezy tarczowe trzystronne na prze-
mian skośne do żeliwa i stali.
- PN/M — 63810 Skrobaki płaskie.
- PN/M — 63811 Skrobaki trójkątne.
- PN/M — 64412 Szczypce okrągłe wygięte — kształt I.
- PN/M — 64456 Szczypce do cięcia drutu boczne.
- PN/M — 64470 Szczypce do rur grube.
- PN/M — 64951 Wkrętaki dwustronne.
- PN/M — 64954 Wkrętaki elektrotechniczne.
- PN/M — 64958 Wkrętaki kątowe dwustronne.
- PN/M — 65044 Klucze do uchwytów trójszczękowych
do wiertel.
- PN/M — 82153 i 82154 Nakrętki sześciokątne niskie.
- PN/M — 83001 Sworznie gładkie obrobione.
- PN/M — 83002 Sworznie z małym łbem. Obrobione.
- PN/M — 83003 Sworznie z małym łbem półobrobione.
- PN/M — 83005 Sworznie z dużym łbem półobrobione.
- PN/M — 83009 Sworznie noskowe ze łbem stożkowym
półobrobione.
- PN/M — 83101 Śruby samogwintujące do blach ze łba-
mi sześciokątnymi.
- PN/M — 85101 Pierścienie osadcze lekkie.
- PN/M — 85103 Pierścienie osadcze nawiercone.
- PN/M — 85104 Pierścienie osadcze zawleczkowe i koł-
kowe.
- PN/M — 82159 i 82160 Nakrętki sześciokątne koronowe
niskie.
- PN/M — 82285 Wkręty szybkowe z powiększonymi łba-
mi walcowymi płaskimi.
- PN/M — 83102 i 83103 Wkręty samogwintujące do
blach ze łbami stożkowymi płaskimi.
- PN/M — 83104 i 83105 Wkręty samogwintujące do
blach ze łbami stożkowymi soczewkowymi.
- PN/M — 83106 i 83107 Wkręty samogwintujące do
blach ze łbami walcowymi.
- PN/M — 83108 i 83109 Wkręty samogwintujące do
blach ze łbami kulistymi.
- PN/M — 83110 i 83111 Wkręty samogwintujące do
blach ze łbami grzybkowymi.
- PN/M — 85031 Kliny wpuszczane noskowe.
- PN/M — 85032 Kliny wpuszczane ścięte.
- PN/M — 85033 Kliny wpuszczane zaokrąglone.
- PN/M — 85034 Kliny płaskie noskowe.
- PN/M — 85036 Kliny wklęsłe noskowe.
- PN/M — 85041 Wpusty pryzmatyczne ścięte pełne.
- PN/M — 85047 Wpusty czopkowe symetryczne.
- PN/M — 85105 i 85106 Pierścienie osadcze dwudzielne.
- PN/M — 18010 Węglik spiekane. Płytki do wiertel.
- PN/M — 18015 Węglik spiekane. Końcówki kłów to-
karskich.
- PN/M — 53103 Przybory pomocnicze do pomiarów
płytkami wzorcowymi. Uchwyty do płytek wzor-
cowych.
- PN/M — 53105 Przybory pomocnicze do pomiarów
płytkami wzorcowymi. Kły.
- PN/M — 53106 Przybory pomocnicze do pomiarów płyt-
kami wzorcowymi. Podstawa do uchwytów.
- PN/M — 55309 Obrabiarki do metali. Tokarki kłowe.
Wielkości.
- PN/M — 55301 Obrabiarki do metali. Tokarki rewolwe-
rowe do robót z pręta. Wielkości.
- PN/M — 55310 Obrabiarki do metali. Wiertaki pio-
nowe. Wielkości.
- PN/M — 57881 Gwintowniki ręczne do gwintu me-
trycznego drobnego do otworów ślepych.
- PN/M — 59750 Pogłębiacze stożkowe 60°.
- PN/M — 59751 Pogłębiacze stożkowe 75°.
- PN/M — 59752 Pogłębiacze stożkowe 90°.
- PN/M — 59753 Pogłębiacze stożkowe 120°.
- PN/C — 96059 Przetwory naftowe. Oleje turbinowe.
Warunki techniczne.
- PN/B — 54215 i 54216 Piły poprzeczne z prostymi
grzbietami.
- PN/G — 42024 Lutnie powietrzne z luźnymi kołnie-
rzami. Zwęzka 500,400.
- PN/G — 43025 Lutnie powietrzne z luźnymi kołnie-
rzami. Trójniki 30°.
- PN/G — 43026 Lutnie powietrzna z luźnymi kołnie-
rzami. Trójniki 90°.
- PN/H — 04112 Analiza rud żelaznych. Oznaczanie
arsenu.
- PN/H — 04116 Analiza rud żelaznych. Oznaczanie wa-
nadu (metoda potencjometrycznego miareczkowa-
nia).
- PN/H — 82201 Ołów.

TREŚĆ ZESZYTU NR 1—3/50

	Str.
Nowy rok 1950 rozpoczyna okres realizacji planu 6-letniego	1
I. ARTYKUŁY OGÓLNE	
Prof. dr inż. Wacław Moszyński — „O zagadnieniu tarcia między ciałami izotropowymi i anizotropowymi“	3
Prof. dr inż. Adolf Langrod — „O kryteriach wytrzymałościowych“	12
Prof. dr inż. Hipolit Sobolewski — „Nowoczesne silniki parowe tłokowe“	18
Inż.-mech. Adam Tadeusz Troskołański i inż.-mech. Tadeusz Vorbrodt — „Podstawy teoretyczne konstrukcji manometrów różnicowych naczyniowych ze wstawką pierwiastkującą“	35
Prof. inż. Fryderyk Staub i inż. Stefan Wojciechowski — „Współczesne metody badania hartowności stali“	44
Prof. inż. Stanisław Płużański — „Obróbka skrawaniem przy wysokich temperaturach“	52
Inż.-mech. Jan Dobrzański — „Plan techniczny dla zakładu przemysłowego“	57
II. DZIAŁ ODLEWNICZY	
Inż. Henryk Zimnawoda — „Sześć sposobów mechanizacji odlewni“	61
Inż. Zofia Wendorff i Antoni Bogustawski — „Żeliwo modyfikowane“	71
Przegląd czasopism technicznych odlewniczych	83
III. BIBLIOGRAFIA	86
IV. WIADOMOŚCI SIMP	88
V. KRONIKA	91
VI. KOMUNIKATY	94

SODERZANIE

CONTENTS

SOMMAIRE

I. OSNOWNYJE STATNI	I. GENERAL ARTICLES	I. ARTICLES GENERAUX
Woprosy trenija mieździe izotropnymi i anizotropnymi tietami	On the problem of friction between isotropic and anisotropic bodies	Sur les problèmes de friction entre corps isotropes et anisotropes
O kriterijach soprotiwlenija materialow	Criteria of strength of materials	Les criteriums de résistance des matériaux
Sowremiennyje porszczne- wyje dźwigatieli	Modern piston steam-engines	Moteurs modernes à vapeur à piston
Teoriticheskie osnovy konstrukcji diferencjalnych so- sudnych monometrow s kor- newym prisposobleniem	The theoretical bases of the construction of differential pressure gauges with rooting displacer	Sur les bases théoriques de la construction des manomètres différentiels servant pour la mesure de l'intensité du débit par organe déprimogène
Sowremiennyje metody issle- dowanija zakałki stali	Modern research methods of steel hardening	Les méthodes modernes concernant la trempe de l'acier
Obrabotka metallow pri wy- sokich temperaturach	Machine metal-cutting work at high temperatures	Usinage des métaux pour coupe à hautes températures
Techničeskij plan promysz- lennogo zawiedienija	Technical plan of a manu- facturing plant	Programme technique d'un établissement industriel
II. LITIEJNOJE DIELO	II. FOUNDRY PRACTICE	II. SECTION DE FONDERIE
Sześć tipow mechanizacji proizwodstwa w litiejnych zawodach	Six methods of foundry mechanisation	Six méthodes de mecanisa- tion d'une fonderie
Modificirowannyj czugun	Inoculated Cast Iron	La fonte inoculée
Obzor statej po litiejnomu dielu	Review of foundry periodi- cals	Revue la presse de fonderie
III. BIBLIOGRAFIA	III. BIBLIOGRAPHY	III. BIBLIOGRAPHIE
IV. OBJAWLENIA SIMP	IV. SIMP — BIULLETIN	IV. LES NOUVELLES DE SIMP
V. CHRONIKA	V. CHRONICLE	V. CHRONIQUE
VI. KOMUNIKATY	VI. ANNOUNCEMENTS	VI. COMMUNIQUES

WYDAWCA: NACZELNA ORGANIZACJA TECHNICZNA — Warszawa, Czackiego 3/5

Redaktor Naczelny Czasopism Mechanicznych: inż.-mech. MARIAN WAKALSKI

Kolegium Redakcyjne: inż.-mech. JERZY GRODECKI, prof. inż.-mech. KAZIMIERZ GIERDZIEJEWSKI — Redaktor działu odlewniczego, inż.-mech. WŁADYSŁAW KAWĘCKI — Z-ca Redaktora Naczelnego, inż.-mech. PAWEŁ KOSIERADZKI, EUGENIUSZ MAŁKIEWICZ — Redaktor Wiadomości SIMP, inż.-mech. ZBYSŁAW RAUSZER.

Redaktor Naczelny: inż.-mech. ADAM TADEUSZ TROSKOLAŃSKI

Sekretarz redakcji: HELENA MIKULSKA

Adres redakcji: Warszawa, Mickiewicza 18, tel. 10-62-26

Adres Administracji: Warszawa, Czackiego 3/5, tel. 8-95-10

PKO Nr konta I-4665

Przedpłata kwartalna zł 600. —

Cena zeszytu 1—3 zł 720.—

Od Redakcji

Zgodnie z decyzją Państwowej Komisji Planowania Gospodarczego rozpoczynamy druk pisma techniczno-sprawozdawczego pod nazwą: „Biuletyn Informacyjny GIMO”, który w tymczasowym rozmiarze 4 stron miesięcznie będzie dodawany jako wkładka do czasopism „Hutnik” i „Przegląd Mechaniczny”.

Celem Biuletynu ma być informowanie szerokich rzesz fachowców zatrudnionych w przemyśle hutniczym i metalowym:

- o postępach osiągniętych w zakresie stosowanej wiedzy metalurgicznej,
- o wnioskach wynikających z przebiegu prac badawczych, doświadczeń i ekspertyz wykonywanych w ramach naukowej obsługi przemysłu,
- o ważniejszych wydarzeniach na odcinku działalności metalurgicznych i metaloznawczych placówek badawczych naszego kraju.

Oprócz działu informacyjnego i sprawozdawczego pragniemy w przyszłości prowadzić również dział poświęcony „wymianie doświadczeń”. Będziemy w nim zamieszczać ciekawsze materiały, zaczerpnięte ze skrzynki listów do Redakcji — zapytania, odpowiedzi, spostrzeżenia i uwagi wiążące się z zagadnieniami poruszonymi na łamach Biuletynu. Spodziewamy się nawiązać na tej drodze stały i żywy kontakt z naszymi Czytelnikami, zatrudnionymi w terenie, którzy dzięki swojej praktycznej wiedzy i doświadczeniu zawodowemu będą mogli w wielu przypadkach niewątpliwie udzielać ważnych i ciekawych danych uzupełniających nasze wiadomości, posiadające niekiedy może charakter zbyt teoretyczny.

Wspólnym celem, do którego mamy dążyć, jest osiągnięcie jak najdalej idącego usprawnienia techniki pracy przemysłu hutniczego we wszystkich, nawet najdrobniejszych szczegółach.

Oddając pierwszy numer Biuletynu do rąk Czytelników zdajemy sobie sprawę z jego braków i niedociągnięć. Prosimy o szczerze słowa krytyki, która przyczyni się do podniesienia poziomu naszego pisma w przyszłości.

Listy prosimy kierować do Działu Wydawniczego G I M O Głiwice, Instytut Metalurgii, ul. Miarki 12/14.

Szamotowe wylewy i zatyczki

W pierwszym okresie po wyzwoleniu stalownie korzystały z ponemieckich zapasów wylewów i zatyczek odznaczających się dobrymi właściwościami. Również przemysł materiałów ogniotrwałych w początkowym okresie swojej działalności stosował do produkcji tych wyrobów surowce ponemieckie a zwłaszcza glinę „Pfalz”. Wobec przejścia produkcji wylewów i zatyczek na surowce krajowe należało znaleźć taki gatunek gliny, któryby odpowiadał wysokim wymaganiom stalowni.

Pierwsze wylewy i zatyczki szamotowe produkowano z gliny „Jarosów G2” oraz „Baranów G6” i z łupku ogniotrwałego „Piast”. Wyroby te ulegały znacznie większemu zużyciu niż dawne wyroby niemieckie, przede wszystkim na skutek wysokiej porowatości tworzywa szamotowego. Lepsze wyniki uzyskano w oparciu o glinę „Żarnów G4”.

Na podstawie szeregu prób przeprowadzonych z wylewami i zatyczkami w stalowniach hut, stwierdzono, że odporność szamotowych wylewów i zatyczek na niszczące działanie płynnej stali jest uzależniona zarówno od właściwości fizycznych tworzywa szamotowego, jak i od gatunku odlewanej stali, warunków w jakich odbywa się odlewanie (czas, temperatura, wysokość kadzi, ilość zamknięć itp.) jak wreszcie od stopnia wysuszenia ich i sposobu zamontowania.

Stwierdzono, że stale miękkie (do 0,12% C), nieuspokojone i stopowe (manganowe) są bardziej agresywne od stali uspokoonych i wyżej węglowych. Również znaczny wpływ na szybkość erozji wywiera wyso-

kość kadzi. W kadziach wysokich, na skutek większego ciśnienia ferostatycznego, erozja tworzywa szamotowego jest znacznie większa aniżeli w kadziach niższych. Najczęstszym powodem nieszczelności przy zamkniętym wylewie są pęknięcia powstałe zarówno w wylewie, jak też i w zatyczce, w wyniku których następuje nierównomierna erozja. Skłonność do spękań zależy od struktury i jest tym większa, im materiał jest bardziej zwiezły i drobnziarnisty. Dlatego też przy obniżaniu porowatości tworzywa należy zwracać uwagę, aby jego odporność na nagłe zmiany temperatury była wystarczająca.

W wyniku obserwacji, poczynionych w czasie prób z wylewami i zatyczkami, nasunęła się potrzeba unormowania sposobu użycia tych wyrobów. Przy odlewaniu miękkich stali nieuspokoonych i stali stopowych wytrzymałość zwykłego tworzywa szamotowego staje się problematyczną. Natomiast zupełnie zadowalającą zachowywać się w tych warunkach wyroby magnezytowe, grafitowo-szamotowe oraz takie masy szamotowe, w których skład wchodzi korund. Odnosnie tych ostatnich należy zaznaczyć, że próby przeprowadzone przez stalownię jednej z hut dały dobre wyniki i wskazały na wysoką wartość tych wyrobów.

Normalne stale, uspokoione i wyżej węglowe, mogą być z powodzeniem odlewane przy użyciu zwykłych wylewów i zatyczek szamotowych. Ostatnio produkowane wyroby szamotowe, oznaczone symbolem „masa 20”, wykazują zupełnie dobre właściwości.

Bentonity krajowe

Zagadnienie przejścia na seryjne formowanie maszynowe, przy którym jednorodność masy formierskiej oraz jej właściwości muszą być łatwe do opanowania i niezmiennie w czasie wykonywania jednakowych form, wiąże się z zagadnieniem uruchomienia krajowej produkcji bentonitów. Dla zestawienia mas o takich cechach używamy piasku kwarcowego o określonych właściwościach z dodatkiem wysokowartościowego lepiszcza. Lepiszczem nadającym masie najwyższe cechy wytrzymałościowe przy najmniejszym jego dodatku są bentonity, t. j. glinki zawierające dużą zawartość minerału montmorillonitu (uwodniony glino-

krzemian wapniowy). Dodatkowo właściwości bentonitów można jeszcze podwyższyć działaniem związków sodu. Gdzieś występują również pokłady montmorillonitu, zawierającego już dostateczną zawartość soli sodowych (bentonity amerykańskie).

Poszukiwania krajowych złóż gliniek bentonitowych zostały uwieńczone pomyślnym wynikiem, a próby ulepszenia ich na drodze chemicznej wypadły również zupełnie zadowalająco. Obecnie przeprowadzane są próby praktycznego stosowania krajowych bentonitów w odlewniach.

Z. W.

Mapa złóż piasków formierskich

Złóża krajowych piasków formierskich nie były nigdy systematycznie badane w kierunku określenia ich przydatności dla stosowania w przemyśle odlewniczym oraz w kierunku ustalenia zakresu, w jakim dla różnych rodzajów odlewów można stosować piaski z poszczególnych kopalń.

W Dziale Materiałów Formierskich Instytutu Odlewnictwa przeprowadzono badania 270 rodzajów pia-

sków, z czego tylko 39 zakwalifikowano jako piaski bez zastrzeżeń nadające się do zastosowania w przemyśle odlewniczym. Na podstawie wyników badań opracowano mapę złóż piasków formierskich w Polsce, która ma być podstawą do zorganizowania planowego zaopatrzenia odlewni krajowych w ten materiał.

Z. W.

Odgazowywanie metali nieżelaznych za pomocą strumienia gazu oczyszczającego

Duża skłonność metali do pochłaniania gazów podczas przetwarzania powoduje, że otrzymywane odlewy są często porowate i niezdatne do użytku. Gazy przedostają się do metalu z atmosfery pieca przez absorpcję i dyfuzję lub też powstają w toku przemian chemicznych zachodzących w kąpielach. Rozpuszczalność gazów w metalach zazwyczaj spada w miarę, jak temperatura się obniża, przy czym szczególnie duży spadek rozpuszczalności występuje w punkcie krzepnięcia metalu. Teoretycznie rzecz biorąc w czasie krzepnięcia nadmiar gazu powinien się z metalu wydzielić i uciec do atmosfery, w praktyce jednak proces ten przebiega zbyt powoli. W normalnych warunkach pracy odlewni gaz pozostaje w roztworze przesyconym, wydzielając się głównie dopiero podczas stopniowego zastygania metalu we formie.

Pod względem rozpuszczalności w metalach różne gazy zachowują się różnie. Szczególnie dużą zdolność absorpcji wykazują te gazy, które przy temperaturze panującej w piecu do przetwarzania danego metalu ulegają dysocjacji chemicznej. Do gazów takich zalicza się np. wodór (rozpad molekuly H_2 na atomy). Gazy chemicznie bardziej trwałe, np. azot, wykazują na ogół mniejszą rozpuszczalność w metalach.

Rozpuszczalność, t. j. ilość gazu, jaką jednostka masy metalu może zaabsorbować w określonych warunkach temperatury, jest wprost proporcjonalna do cząstkowego ciśnienia danego gazu w atmosferze stykającej się ze stopionym metalem. Jeśli zatem atmosferę rozcieńczymy za pomocą wdmuchiwanego gazu obojętnego, wówczas powodujemy obniżenie cząstkowego ciśnienia innych gazów. Tym samym stwarzamy warunki sprzyjające wydzieleniu szkodliwych gazów z roztworu, podobnie jak gdybyśmy zastosowali ssanie za pomocą pompy próżniowej. W celu zwiększenia czynnej powierzchni, strumień obcego gazu przepuszcza się przez warstwę metalu. Gaz zawarty w kąpielach odryfundowuje do baniek gazu oczyszczającego i uchodzi na zewnątrz. W przypadku stosowania gazów takich jak tlen, powietrze, chlor lub t. p., prócz zjawisk fizycznych zachodzą również przemiany chemiczne.

W oparciu o powyższe zasady opracowano przemysłowe sposoby odgazowywania metali nieżelaznych. Jak wynika z danych przedstawionych w tab. I, polepszenie właściwości odlewu może być niekiedy bardzo poważne. Metoda jest tania i łatwa do użycia w każdej odlewni. Wyniki jej stosowania w krajowych zakładach produkcyjnych są pomyślne.

Tablica I.

Porównanie właściwości 2 stopów odlanych bez odgazowywania i po odgazowaniu.

	Bez odgazowywania		Pod odgazowaniem	
	ciężar właściwy pozorny	wytrzymałość na rozciąganie KG/mm ²	ciężar właściwy pozorny	wytrzymałość na rozciąganie KG/mm ²
Stop A	7,91	17,4	8,32	18,7
Stop B	7,95	16,3	8,40	38,7

C. A.

Prosta i szybka metoda oznaczania wolnego kwasu siarkowego i żelaza dwuwartościowego w roztworach do wytrawiania stali

Do wytrawiania stali, czyli usuwania z jej powierzchni tlenków żelaza, używany jest najczęściej 20% kwas siarkowy z dodatkiem inhibitora. Dla stwierdzenia, czy będący w użyciu roztwór nadaje się jeszcze do dalszego wytrawiania, potrzebna jest znajomość zawartości wolnego kwasu siarkowego i siarczanu żelazowego. Do określenia zawartości kwasu nie można zastosować miareczkowania mianowanym roztworem ługu ze względu na obecność żelaza w badanym roztworze, jak również do określenia zawartości żelaza nie można zastosować miareczkowania mianowanym roztworem nadmanganianu potasu ze względu na obecność inhibitorów.

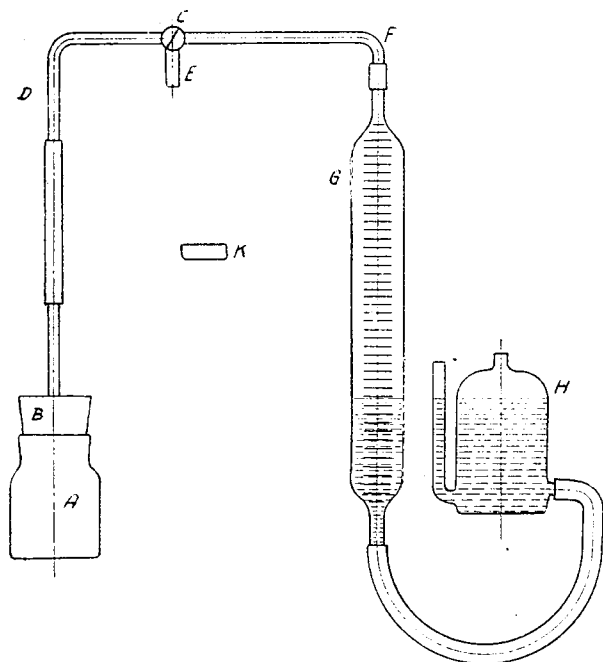
Przeprowadzono badania nad możliwością określenia H_2SO_4 za pomocą mierzenia ilości dwutlenku węgla wypartego przez odmierzoną ilość badanego roztworu z węglanu sodu, kwaśnego węglanu sodu i węglanu wapnia. Najlepsze wyniki daje węglan wapnia, przy czym bardzo korzystnie wpływa dodatek soli kuchennej, która wysycając wodę zawartą w badanym roztworze i powstającą podczas reakcji, zapobiega roz-

puszczaniu się CO_2 . Stwierdzono, że błąd względny ok. 1% powiększa się do ok. 5%, gdy pominąć dodatek soli kuchennej. Pomiar przeprowadza się w bardzo prostym szklanym aparacie, którego schemat podany jest na rys. 1.

Sprawdzono następnie z jaką dokładnością można określić zawartość żelaza w badanym roztworze posługując się nomogramem podającym zależność między gęstością roztworu, zawartością H_2SO_4 i zawartością żelaza. Błąd względny wynosi kilka procent, jednak dla celów technicznych dokładność taka jest wystarczająca.

Metoda postępowania przy określaniu H_2SO_4 i Fe w roztworach do wytrawiania stali.

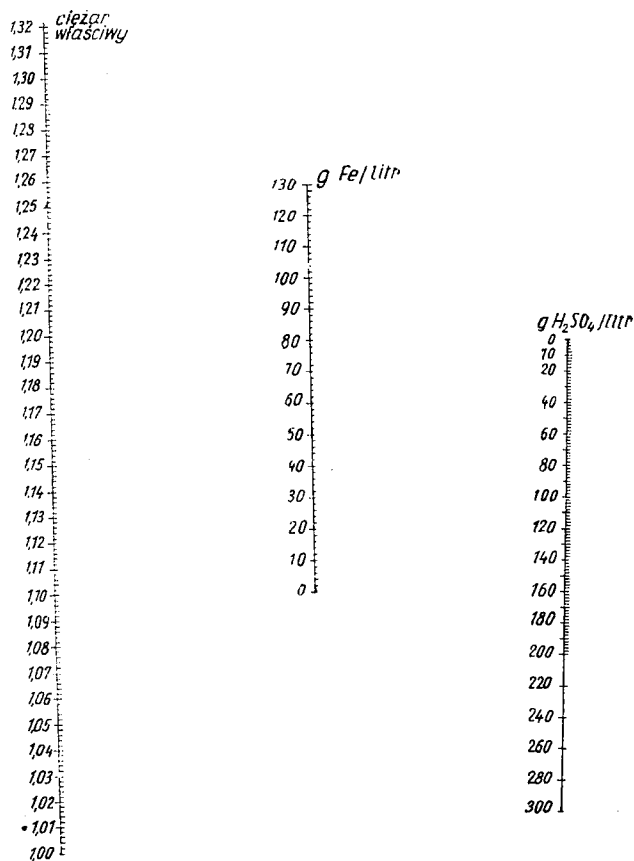
Pobrać z kąpieli próbkę roztworu w ilości ok. 300 cm^3 i oziębić ją do temp. ok. 20°C. Wlać do czystego, suchego cylindra i za pomocą areometru zmierzyć ciężar właściwy roztworu. Dokładnie wycechowaną pipetką odmierzyć do czystego naczynia reakcyjnego A (rys. 1.) 2 do 10 cm^3 próbki, zależnie od przewidywanej zawartości H_2SO_4 w roztworze, oraz wsypać tyle soli kuchennej, aby pozostał niewielki jej nadmiar w postaci nierozpuszczonej po dokładnym wymieszaniu próbki z solą. Do szklanej miseczki K wsypać około 0,6 g ch. cz. węglanu wapnia i za pomocą szczypek położyć ją ostrożnie na powierzchni roztworu w naczyniu reakcyjnym tak, aby badany roztwór nie wy-



Rys. 1.

Schemat przyrządu do szybkiego oznaczania zawartości kwasu w roztworach do wytrawiania stali.

- A = naczynie reakcyjne o pojemności 80 cm^3 ;
- B = zatyczka gumowa;
- C = gazoszczelny kurek szklany;
- D = rurka szklana szczelnie wchodząca do korka przecięta w środku i połączona węzłem gumowym dla umożliwiania potrząsania naczyniem reakcyjnym;
- E = rurka otwarta;
- F = rurka szklana połączona za pomocą węzła gumowego z biuretą;
- G = biureta o pojemności 100 cm^3 z podziałką co 0,2 cm^3 ;
- H = naczynie do poziomowania z wodą zakwaszoną ok. 1% H_2SO_4 ;
- K = szklana miseczka o pojemności około 8 cm^3 .



Rys. 2.

Nomogram do szybkiego obliczania ilości żelaza w roztworze na podstawie pomiaru ciężaru właściwego i zawartości kwasu siarkowego.

mieszał się z węglanem wapnia. Kurek C przekreślić do połączenia otwartej rurki E, czyli atmosfery z rurką D. Naczynie reakcyjne szczelnie zamknąć korkiem gumowym B. Kurek C przekreślić do połączenia rurki F, a więc i biurety G z atmosferą, po czym naczynie do poziomowania podnieść do takiego poziomu, aby zakwaszona woda osiągnęła poziom zerowy w biurecie. Ciągłe trzymając naczynie H w górze, przekreślić kurek C do połączenia rurki D z rurką F. Postawić naczynie H na stole, a naczynie reakcyjne potrząsać, aby węglan wapnia i badana próbka dokładnie zmieszaly się ze sobą. Na skutek wydzielania się CO₂ poziom cieczy w biurecie opada. Za koniec reakcji należy uważać moment, gdy potrząsanie naczynia reakcyjnego nie powoduje już dalszego opadania cieczy w biurecie. Należy wtedy podnieść naczynie H na taką wysokość, aby poziomy się zrównały i odczytać na biurecie objętość zajmowaną przez wydzielony dwutlenek węgla. Odczytać na barometrze ciśnienie atmosferyczne p w mm Hg oraz na termometrze zawieszonym na aparacie, lub blisko niego, temperature t w stopniach Celsjusza. Obliczyć ilość g H₂SO₄ zawartą w 1 litrze ba-

danego roztworu wg następującego wzoru:

$$0,0019768 \cdot \frac{0,359 \cdot p \cdot V}{(273 + t)} \cdot \frac{98,08}{44} \cdot \frac{1000}{a} =$$

$$= \frac{1,582 \cdot p \cdot V}{(273 + t) \cdot a} \text{ w g H}_2\text{SO}_4/\text{litr bad. roztworu,}$$

gdzie:

0,0019768 — gęstość CO₂ w warunkach normalnych (760 mm Hg, 0°C)

$\frac{0,359 \cdot p \cdot V}{(273 + t)}$ — przeliczenie odczytanej objętości V pod ciśnieniem p i w temperaturze t na objętość w warunkach normalnych.

$\frac{98,08}{44}$ — przeliczenie ciężaru wydzielonego CO₂ na ciężar H₂SO₄

a — ilość cm³ badanego roztworu wzięta do analizy.

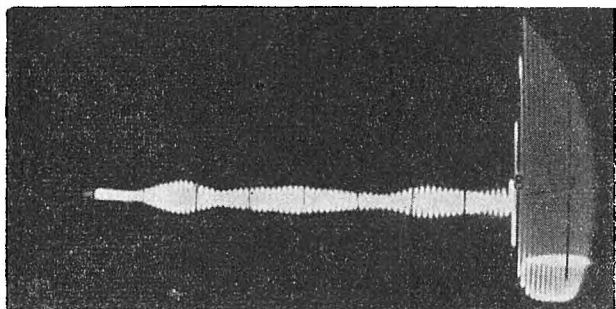
Na nomogramie (rys. 2) połączyć linią prostą punkty odpowiadające znalezionej gęstości roztworu i zawartości H₂SO₄. Punkt przecięcia tej prostej ze środkową skalą daje zawartość dwuwartościowego żelaza w gramach na litr badanego roztworu.

E. W.

Wykrywanie wad w odlewach stalowych i w spoinach metodą defektoskopii ultradźwiękowej

Zasadniczym zadaniem nasuwającym się przy wprowadzeniu do praktycznego użycia ultradźwiękowej metody wykrywania jam wewnętrznych w gotowych wyrobach jest możliwie dokładne określenie związku między wyglądem oscylogramu a rodzajem, wielkością i położeniem wady (jamy, rzadzinny, porowatości) w badanym przedmiocie. Spełnienie tego zadania jest możliwe bądź to, na drodze wykonywania prześwietleń promieniami X lub γ , bądź też w sposób bardziej dokładny na drodze poświęcenia do doświadczeń laboratoryjnych pewnej ilości sztuk próbnych,

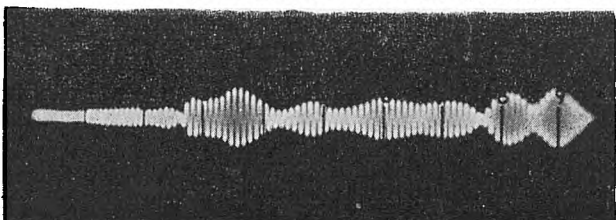
stępnie przebadano wycinek za pomocą defektoskopu, stosując zarówno metodę wiązki przechodzącej jak i odbitej*). Miejsca charakterystyczne zaznaczono, a wycinek przecięto wzdłuż odpowiednich płaszczyzn.



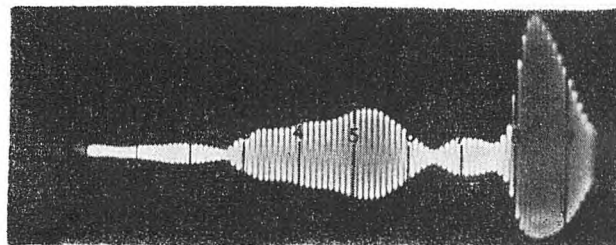
Rys. 1

które po przebadaniu ich za pomocą defektoskopu ultradźwiękowego muszą być w odpowiednich miejscach przecięte i poddane bezpośrednim oględzinom na przekrojach. W niniejszej notatce podamy przykład zastosowania tej metody dla odlewów stalowych (koła napędowe lokomotyw) i dla spoin (nożyce wiertnicze).

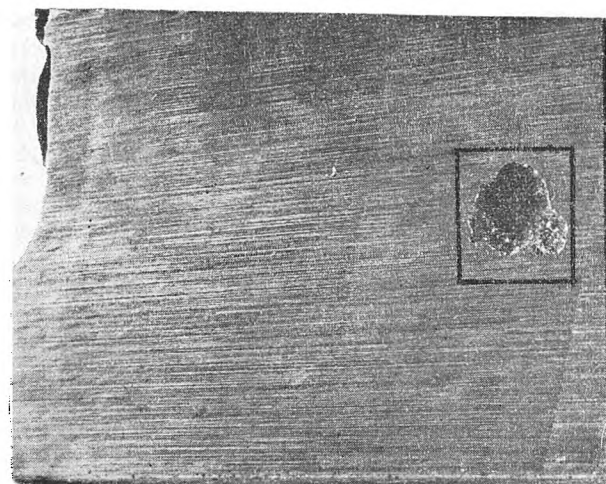
1. **Koła napędowe.** Powierzchnie czołowe wycinka koła z dwiema piastami obrabiono na gładko, a na-



Rys. 2



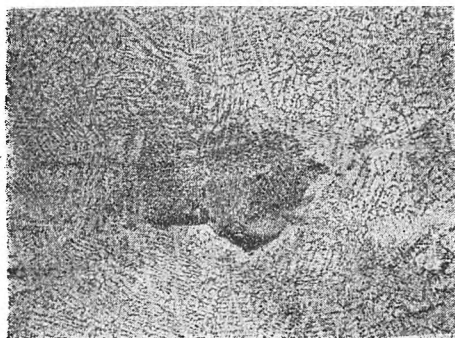
Rys. 3



Rys. 4

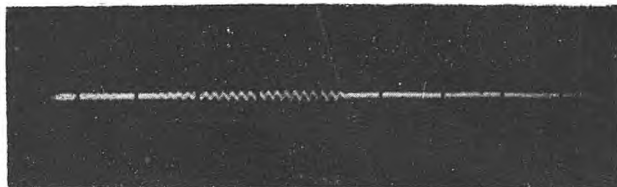
Rys. 1 przedstawia oscylogram otrzymany metodą wiązki odbitej dla materiału bez wad. Oscylogram wy-

*) Bliższy opis metodyki badań ultradźwiękowych: L. Kozłowski i M. Kurek, Prace GIMO, 1(1949) 99.

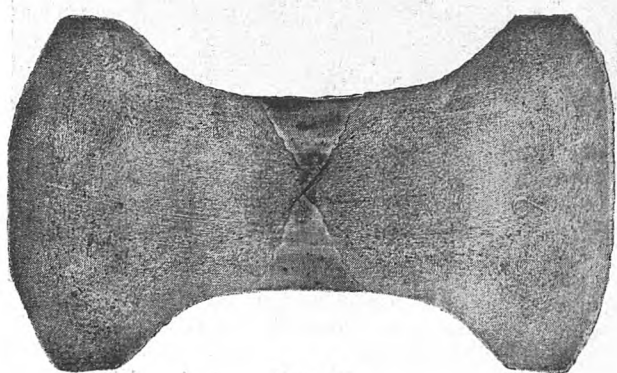


Rys. 5

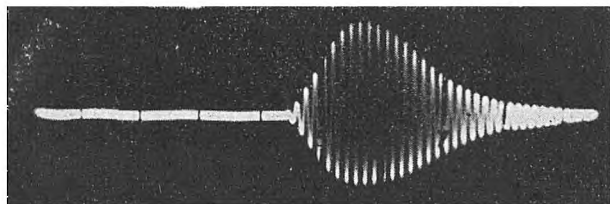
kazujący niemal zupełny zanik sygnału odbitego od przeciwległej ściany (rys. 2) uzyskano w miejscu, w którym po przecięciu stwierdzono obecność jamy o średnicy około 18 mm (rys. 4). Oscylogram typu przedstawionego na rys. 3, na którym obok sygnału dna pojawiał się silny sygnał wcześniejszy, odpowiadał obszarowi materiału porowatego o średnicy około 15 mm (rys. 5).



Rys. 7



Rys. 8



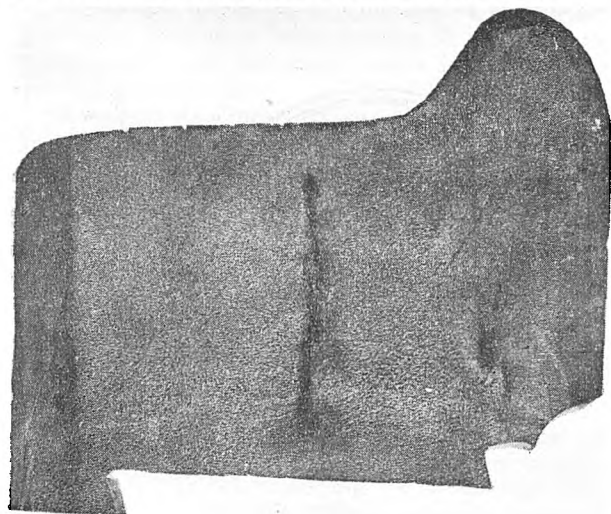
Rys. 6

2. **Spawane narzędzia wiertnicze.** Do badania spoin zastosowano metodę wiązki przechodzącej. Oscylogram przedstawiony na rys. 6 odpowiada sygnałowi przepuszczanemu przez dobrą spoinę, rys. 7 zaś podaje kształt oscylogramu otrzymanego dla spoiny wadliwej, której przekrój (po wytrawieniu) przedstawia rys. 8.

L. K.

Przyczyny wad występujących w ulepszonych cieplnie obręczach kół wagonowych

Obreże kół wagonowych, ulepszone cieplnie, wykazują niekiedy małą odporność na złamanie w próbie kafarowej i pęknięcia po założeniu na koła bose.



Rys. 1

wo, że powodem osłabienia materiału obręczy są błędy ich obróbki cieplnej, polegającej na hartowaniu w oleju i odpuszczaniu.

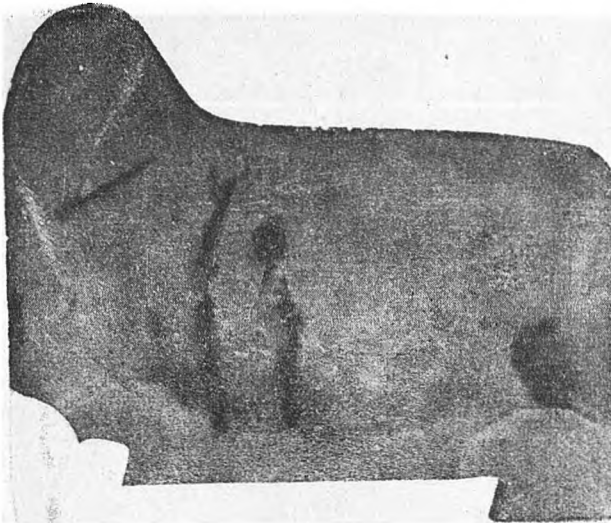
Badając obręcze złamane w próbie kafarowej lub pęknięte po nałożeniu na koła bose, stwierdzono w ich materiale obecność rysek i większych pęknięć. Ryski te i pęknięcia, występujące w wewnętrznej strefie, najmniej przerobionej przez walcowanie, nie osiągały powierzchni obręczy. Kierunek ich był promieniowy (skierowany do środka koła tworzącego obrys obręczy), tak w płaszczyźnie przekroju prostopadłej do osi, jak też w płaszczyźnie przekroju przechodzącej przez oś koła. Zdjęcia przedstawione na rys. 1 i 2 zostały wykonane na dwu równoległych, przeciwległych powierzchniach płytki grubości ok. 15 mm, wyciętej promieniowo z obręczy koła. Przesunięcie pęknięcia w kierunku powierzchni tocznej, widoczne na rys. 1 i 2, oraz wygląd przełomu niebieskiego, wykonanego w płaszczyźnie osi koła (rys. 3), świadczą o tym, że wady te przebiegają skośnie do płaszczyzny przekroju, przechodzącej przez oś koła.

Wygląd i kierunek rysek oraz pęknięć, stwierdzony na przekrojach obręczy, jak i wygląd złomu niebieskiego, nasunęły przypuszczenie, że źródła tych wad nie należy szukać w obróbce cieplnej, lecz raczej w samym materiale.

Przeanalizowano więc dokładnie cały proces wyrobu obręczy.

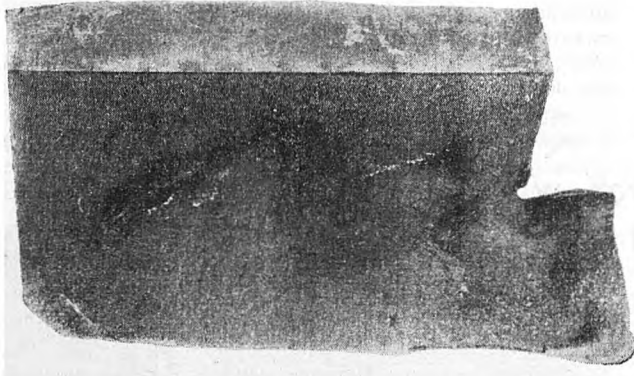
Wyjściowym materiałem jest wlewek o kształcie zbliżonym do gruszki, odlewany ze stali węglowej o za-

Ponieważ obręcze wykonane w identyczny sposób i z takiego samego materiału, lecz nie ulepszone cieplnie wad takich nie ujawniły, przypuszczano początko-



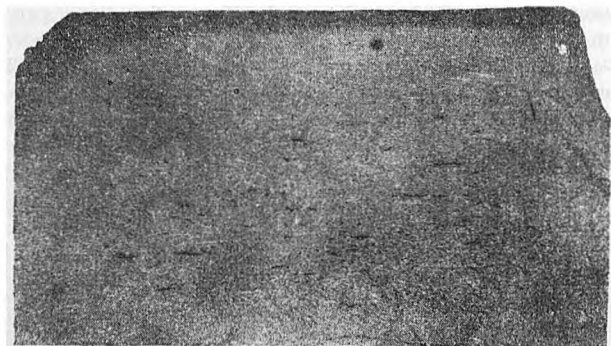
Rys. 2

wartości ok. 0,45% C. Wlewek po 6-ciogodzinnym nagrzewaniu w piecu przelotowym zostaje poddany przy temp. ok. 1050° C przekuciu na krążek, z którego wycina się część środkową (rys. 5). Otrzymany w ten sposób krążek z otworem przekuwa się na pierścień grubościenny, a następnie przewalcowuje na specjalnej



Rys. 3

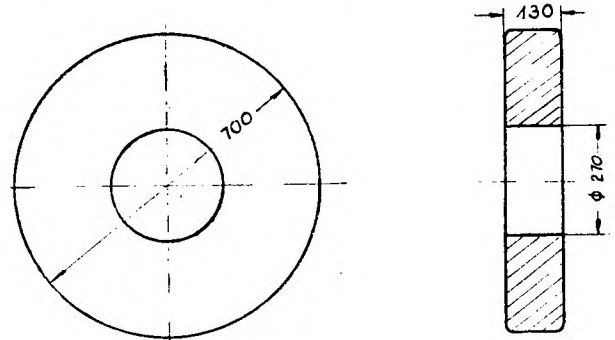
walcarce na kształt końcowy (rys. 6). Wszystkie te operacje odbywają się za jednym nagrzewem, przy czym po walcowaniu obręcz posiada jeszcze temp. ok. 850° C. Po ostygnięciu odwalcowane obręcze zostają podgrzane do ok. 820° C w piecu wgłębnym w ciągu 6 godzin i zahartowane w oleju, a następnie odpusz-



Rys. 4

czone do ok. 650° C i ostudzone na powietrzu. Po obróbce mechanicznej obręcz zagrzana do ok. 250° C nakłada się na zimne koła bosc.

Podczas obserwacji całego procesu stwierdzono, że nie wszystkie wlewki były nagrzewane w jednolity sposób. Część z nich przebywała znacznie krócej w temp. końcowej (ok. 1050° C). Poza tym kształt wlewka i sposób jego kucia nasunął podejrzenia, że pewne, nawet nieznaczne wady wlewka (pecherze), zgrupowane w sąsiedztwie jamy usadowej, mogą pozostać w materiale obręczy, mimo usunięcia przez wy-



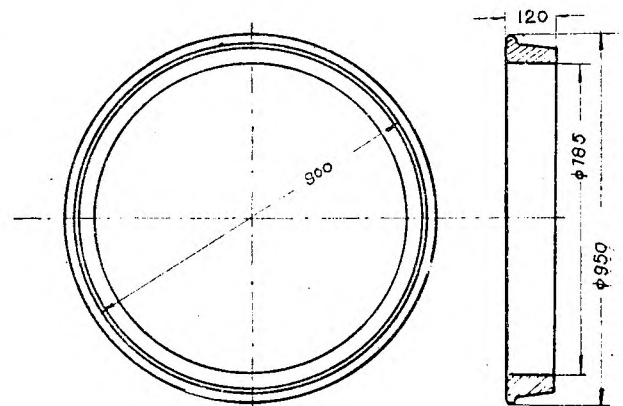
Rys. 5

tłoczenie z krążka środkowej, najbardziej zanieczyszczonej strefy.

W związku z tym postanowiono zbadać materiał krążka odkutego z wlewka po wytłoczeniu otworu. Przebadano kilka krążków aparatem ultradźwiękowym, stwierdzając w szeregu z nich przerwy materiałowe. Wytrawione na gorąco przekroje w miejscach wskazanych przez aparat ultradźwiękowy ujawniły obecność rysek zorientowanych podobnie jak ryski stwierdzone na obręczach (rys. 4).

Wytrawianie przekrojów wykonanych w miejscach, gdzie defektoskop ultradźwiękowy nie wskazywał wad, nie ujawniło żadnych rysek ani pęknięć.

Badania mikroskopowe wykonane na próbce wyciętej z wadliwego krążka wykazały, że ryski są przekrojami rozkutyh a niezgrzanych pecherzy.



Rys. 6

W wyniku opisanych badań stwierdzono zatem, że przyczyna wadliwego zachowania się obręczy w próbie kafarowej, jak też pęknięcia obręczy po nałożeniu na koła bosc, leży najczęściej w samym materiale, a nie w błędach obróbki cieplnej.

Pęcherze względnie rzadziny materiałowe, istniejące we wlewku, mogą się nie tylko nie zgrzać w pierwszej operacji kucia (szczególnie przy niewłaściwym nagrzananiu wlewka), lecz nawet mogą się powiększyć, tworząc przerwy w materiale.

Pęcherze te, o ile posiadają znaczne rozmiary, zostają w dalszym ciągu powiększone drogą działania

naprężeń występujących na skutek obróbki cieplnej, dając pęknięcia znacznie osłabiające przekrój obręczy. Tak osłabiony przekrój pęka bądź to przy próbie kafarowej, bądź też na skutek naprężeń występujących przy skurczu obręczy stygnącej po nałożeniu jej na koło bosc.

W. H.

Kronika Instytutu Odlewnictwa

W dniu 2. VII. 1949 r. odbyło się w Gliwicach pierwsze zebranie Rady Naukowej Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa w obecności przedstawicieli Władz, Dyrekcji GIMO i przedstawicieli Instytutów.

*

W dniach od 29. VIII. 1949 r. do 3. IX. 1949 r. odbył się w Amsterdamie drugi po wojnie Międzynarodowy Kongres Odlewniczy. Polskę reprezentowała delegacja złożona z 7 osób, przy czym przewodniczącym jej został przez PKPG wyznaczony Naczelny Dyrektor GIMO prof. inż. K. Gierdziejewski. Dwóch członków delegacji wygłosiło na Kongresie referaty, opracowane w Instytucie Odlewnictwa w Krakowie: inż. P. Januszewicz: „Samochodowe pierścienie tłokowe odlewane odśrodkowo w postaci tulei“ oraz inż. J. Woźniacki: „Próba ustalenia związków między różnymi skalami twardości dla żeliwa szarego“. Szczegółowe sprawozdania z Kongresu są do nabycia w Instytucie Odlewnictwa.

*

Z inicjatywy Instytutu Odlewnictwa zapoczątkowana została współpraca Instytutu z odlewnikami krakowskimi w myśl hasła: „Nauka bliżej życia“.

Dnia 7. IX. 1949 r. przedstawiciele Instytutu wzięli udział w naradzie wytwórczej Fabryki Armatur w Łągiewnikach, po czym robotnicy tejże fabryki w dniu 10. IX. 1949 r. zwiedzili urządzenia i laboratoria Instytutu.

Delegaci Instytutu uczestniczyli również w naradach wytwórczych różnych Zakładów Produkcyjnych, jak np. w Odlewni huty Ostrowiec, w Wytwórni Sprzętu Maszynowego w Porębie k. Zawiercia, w Zakładach Zjednoczenia Urządzeń Maszynowych w Kuźni Raciborskiej i Dąbrowie Górniczej oraz w odlewni żeliwa ciągliwego w Zawierciu.

W ramach współpracy polsko-węgierskiej na odinku Instytutów Naukowo-Badawczych przybyli z Budapesztu do Krakowa w dniu 5. IX. 1949 r. prof. dr Ladislas Gillemont oraz pełnomocnik Ministerstwa Przemysłu Ciężkiego inż. Ladislas Frank. Goście Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa zwiedzili urządzenia Instytutu Odlewnictwa i po przeprowadzeniu rozmów udali się do Gliwic celem zapoznania się z Instytutem Metalurgii im. St. Staszica i nawiązania kontaktu z przemysłem hutniczym.

*

Staraniem Instytutu Odlewnictwa w dniach od 28. XI. do 1. XII. 1949 r. urządzono II-gi Kurs uzupełniający dla inżynierów, techników i kierowników personelu odlewni. W związku z tym nakładem Instytutu Odlewnictwa wydano skrypt wykładów, obejmujący tematy:

- 1) Zastosowanie i możliwości żeliwiaków z podgrzewanym dmuchem. — M. Czyżewski.
- 2) Zadania inżyniera technologa w odlewni — J. Lutostawski.

3) Mechanizacja odlewni — T. Mojmir.

4) Zastosowanie w odlewnictwie siły odśrodkowej — P. Januszewicz.

5) Układ wlewowy pod kątem widzenia polepszenia uzysku w odniesieniu do żeliwa, staliwa i żeliwa ciągliwego — K. Hess.

6) Praca nadmuchiwarek do rdzeni i form, ogólne wiadomości o narzucarkach — T. Senkara.

7) Piaski formierskie. Krajowe złoża. Masy syntetyczne — Z. Wertz.

8) Odlewy precyzyjne — H. Żak - Białowiejska i T. Maślanka.

*

W dniach 2 i 3 grudnia 1949 r. pod protektoratem Ob. Ministra inż. K. Żemajtisa odbył się w Krakowie na terenie Instytutu Odlewnictwa Krajowy Zjazd Koła Odlewników przy SIMP, poświęcony zagadnieniom związanym z realizacją planu 6-cio letniego oraz sprawie zorganizowania ogółu odlewników polskich.

Na Zjeździe wygłoszono referaty:

1) Zagadnienia odlewnictwa polskiego w planie 6-cio letnim — J. Lutostawski.

2) Rozwój i osiągnięcia techniczne przemysłu ciężkiego w ZSRR — G. Kniaginina i Z. Lenartowicz.

3) Racjonalizatorstwo i wynalazczość, jako nieodzowne czynniki postępu w przemyśle odlewniczym — M. Kłosowicz.

4) Sprawozdanie z Międzynarodowego Kongresu Odlewniczego w 1949 r. w Amsterdamie — K. Gierdziejewski.

*

W dniu 17 grudnia 1949 r. wszyscy pracownicy Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa oraz Instytutu Odlewnictwa wzięli udział w uroczystej Akademii zorganizowanej z okazji 70 rocznicy urodzin Generalissimusa Józefa Stalina.

Na uroczystość złożyły się m. in. następujące referaty: „Życiorys Józefa Stalina“ — mgr. R. Sitko, „Działalność polityczna Józefa Stalina“ — H. Buchacz oraz „Gruzja — rodzinne strony J. Stalina“ — prof. inż. K. Gierdziejewski. Prelekcje prof. inż. K. Gierdziejewskiego ilustrował piękny film pt. „Nad morzem Czarnym“ oraz przeźrocza.

Następnie odczytano rezolucję w związku ze zobowiązaniem pracowników Instytutu Odlewnictwa, powziętą dla uczczenia urodzin J. Stalina. W części artystycznej Akademii, wystąpili pracownicy GIMO i Instytutu Odlewnictwa.

*

W najbliższym czasie do użytku odlewników oddany będzie kartkowy słownik odlewniczy w językach: polskim, rosyjskim, czeskim, angielskim, francuskim i niemieckim.

Słownik podaje definicję w zakresie mianownictwa odlewniczego. Przewidywane jest jego wydanie w formie leksykonu w ramach akcji wydawniczej PKPG.

Ze słownika korzystać można w godzinach urzędowych w Dziale Dokumentacji Instytutu Odlewnictwa, Kraków, Borek Fałęcki, ul. Główna 152.

Instytut Odlewniczy opracował instrukcję dla piecowych, podającą w krótkim ujęciu przepisy prowadzenia żeliwiaka. W najbliższym czasie ukaże się również instrukcja dla kierownictwa. Wydano również instrukcje racjonalnego obchodzenia się z tyglami grafitowymi.

*

Prace wydane drukiem w Nr 1, 2 i 3 (1949) i w Nr 1 (1950) czasopisma „Prace Badawcze Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa“

Nr. 1 (1949):

- M. Śmiałowski, B. Kopeć i J. Michalik:
„Pęknięcie miękkiej stali pod wpływem korozji międzykrystalicznej w roztworach azotanu amonowego“.
- A. Ludkiewicz, E. Bućko i S. Pniak:
„Kontrola żużla w zasadowym procesie martenskim“. Część I.
- Z. Wusatowski:
„Gniot, wydłużenie i rozciąganie w procesie walcowania na gorąco“.
- R. Dawidowski i T. Senkara:
„Badania współczynnika palnika „k“ oraz przepływu ciepła w piecach płomiennych“. Część I.
- M. Czyżewski i F. Byrtus:
„Wpływ wielkości ziaren mieszanek węglowych na własności koksu wielkopieczowego“.
- Z. Tokarski:
„Z badań nad kwarcytami krajowymi“.

Nr 2 (1949):

- L. Kozłowski i M. Kurek:
„Wykrywanie rozwarstwień w blachach metodą ultradźwiękową“.
- M. Śmiałowski:
„Badania nad cynkonośnymi wypalkami pirytowymi. Część I. Redukcyjność tlenków żelaza i cynku w wypalkach pirytowych“.
- W. Rutkowski i H. Rutkowska:
„Prasowanie i spiekanie proszków metali i niemetalu“.
- R. Dawidowski, W. Bilyk i T. Senkara:
„Badania nad współczynnikiem palnika „k“ oraz przepływem ciepła w piecach płomiennych. Część II.“
- M. Perek:
„Z badań nad elektrolitycznym wydzielaniem manganu“. Część I.
- Z. Karliński i J. Czarkow:
„Spektrograficzne określanie zawartości krzemu w żeliwie“.
- M. Śmiałowski i J. Foryst:
„Działanie inhibitorów w procesie wytrawiania stali“. Część I.
- A. Ludkiewicz, E. Bućko i J. Zięba:
„Kontrola żużla w zasadowym procesie martenskim“. Część II.

Na marginesie współpracy Instytutu Odlewnictwa z Polskim Komitetem Normalizacyjnym należy wspomnieć, że zgodnie z planem Komisji Odlewniczej PKN opracowano w 1949 r. projekty norm klasyfikacji i głównych wymiarów skrzynek formierskich.

Wprowadzenie w życie powyższych norm przyczyni się znacznie do ujednorodnienia i zmniejszenia zapasów skrzynek formierskich, co obniży koszty produkcji polskich odlewni i ułatwi w wielu przypadkach ich zmechanizowanie.

A. Krupkowski i W. Cegielski:

- „Spiekane łożyska porowate brązowo-grafitowe“.
- M. Śmiałowski, E. Wrzesińska i W. Stokłosa:
„Sprawdzenie metody BROWNa określenia zawartości wodoru w stali“.
- Z. Bojarski:
„Rentgenograficzne badania polimorficznych przemian krajowych surowców krzemionkowych“.

Nr 3. (1949)

- M. Śmiałowski i J. Rusz:
„Wykorzystywanie odpadkowych roztworów po wytrawianiu stali“.
- P. Januszewicz:
„Samochodowe pierścienie tłokowe odlewane odśrodkowo w postaci tulei“.
- J. Woźniacki:
„Próba ustalenia dla żeliwa szarego związków między różnymi skalami twardości“.
- M. Schneider:
„O prawidłowym kształcie ciągnadła dla drutów“.
- Z. Wusatowski:
„Obliczanie nacisku walców w procesie walcowania“.

Nr 1 (1950):

- F. Byrtus:
„Wpływ dodatków odchudzających mieszanek węglową na jakość koksu metalurgicznego“.
- Z. Szklarska-Olszewska:
„Wstępne badania nad uszeregowaniem węgli czadnicowych“.
- M. Śmiałowski, J. Synowiec i M. Szota:
„Działanie inhibitorów w procesie wytrawiania stali“. Część II.
- W. Łoskiewicz, W. Haczewski i Z. Wójcik:
„Mikrotwardość stali węglowych“.
- M. Schneider i E. Zalesiński:
„Odlewanie ciągle metali nieżelaznych“.
- A. Ludkiewicz i J. Natkańiec:
„Tlen w procesie konwertorowym“.
- M. Rozsival, S. Vesely i J. Chodorowski:
„Zastosowanie mikroskopu elektronowego w metalografii“.

Czasopismo „Prace GIMO“ wychodzi jako kwartalnik i jest do nabycia w Redakcji (Instytut Metalurgii Gliwice) oraz w księgarniach technicznych. Prenumerata roczna zł 2000. Cena numeru pojedynczego zł 600.

TREŚĆ BIULETYNU INFORMACYJNEGO GIMO OPACOWYWANA JEST PRZEZ ZESPÓŁ PRACOWNIKÓW GŁÓWNEGO INSTYTUTU METALURGII I ODLEWNICTWA.

ADRES REDAKCJI: DZIAŁ WYDAWNICZY GIMO, GLIWICE, UL. MIARKI 12/14. TEL. 34-51.
RSW „Prasa“ K-ce, Sobieskiego 11, Nr zam. 837, 13.III.1950 — R-1-10111 — 4380