

STAHL UND EISEN

ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein Deutscher Eisenhüttenleute

Geleitet von Dr.-Ing. Dr. mont. E. h. O. Petersen

unter Mitarbeit von Dr. J. W. Reichert und Dr. W. Steinberg für den wirtschaftlichen Teil

HEFT 24

12. JUNI 1941

61. JAHRGANG

Einfluß verschiedener Ziehbedingungen auf den Formänderungswirkungsgrad und die Festigkeitseigenschaften beim Ziehen von Stahldraht.

Von Fritz Schwier in Köln-Mülheim.

[Bericht Nr. 4 des Ausschusses für Drahtverarbeitung des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute*].

(Einleitung. Schrifttumsübersicht. Versuchswerkstoffe. Versuchsdurchführung. Versuchsergebnisse. Einfluß des Düsenöffnungswinkels, Düsenwerkstoffes, Schmiermittels, der Ziehtemperatur und einer Vorspannung des Drahtes auf den Formänderungswirkungsgrad und die mechanischen Eigenschaften unter Berücksichtigung verschiedener Ziehgeschwindigkeiten.)

Einleitung.

Bei den in den letzten Jahren immer mehr eingeeengten Bedingungen für die Festigkeitsgrenzen und Maßabweichungen sowie der mechanischen Eigenschaften bei Stahldrähten erschien es wünschenswert, die bei ihrer Herstellung auftretenden Ziehbedingungen in ihrem Einfluß auf den Fertigdraht zu untersuchen. Gleichzeitig wurde der Formänderungswirkungsgrad ermittelt, um die Untersuchungsergebnisse miteinander vergleichen zu können. Es ist zu erwarten, daß bei hohen Formänderungswirkungsgraden für einen bestimmten Ziehvorgang außer der Möglichkeit größerer Abnahme auch der Verschleiß des Ziehwerkzeuges entsprechend geringer ist und daß die Eigenschaften des Fertigdrahtes immer dann am besten sind, wenn für die betreffende Verformung die Ziehbedingungen so gewählt werden, daß ein Kleinstwert an Umformungsarbeit nötig wird.

Schrifttumsübersicht.

Die bisher vorliegenden Untersuchungsergebnisse weichen zum Teil stark voneinander ab oder sind wegen verschiedener Versuchsbedingungen nicht ohne weiteres vergleichbar. So untersuchten A. Pomp, E. Siebel und E. Houdremont¹⁾ den Einfluß der Ziehgeschwindigkeit und blieben dabei in den Grenzen zwischen 0,001 und 0,4 m/s. Sie fanden bei der Untersuchung von zwei Stählen mit 0,03 und 0,6 % C eher eine Erhöhung des Kraftbedarfes mit steigender Ziehgeschwindigkeit besonders bei dem höhergeköhlten Stahl. Als Ausgangszustand wurde geglähter und blank vorgezogener Draht gewählt. Der Einfluß der Zugabnahme wurde dahingehend ermittelt, daß bei gleichbleibenden Düsenöffnungswinkeln der Formänderungswirkungsgrad um so günstiger wird, je größer die Zugabnahme ist. Der günstigste Düsenöffnungswinkel wurde für mittlere Abnahmen bei 12° liegend gefunden. Als gutes Schmiermittel erwies sich Rüböl, vor allem bei gekalktem Draht, wobei der Kalk ein gutes Haften des Oeles am Draht bewirken soll. Kennzeichnend soll

außerdem die Verschiebung des günstigsten Wirkungsgrades zu größeren Düsenöffnungswinkeln mit schlechter werdender Schmierung sein. A. Pomp und W. Knackstedt²⁾ zogen auf einer Stangenziehbank bei 0,63 m/s vier Stähle mit 0,03 bis 0,84 % C bis zum Bruch herunter bei Ziehtemperaturen von 20, 100, 200 und 300°. Als Ausgangszustand wurde vorgezogener und patentierter Draht gewählt. Der Einfluß der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften wurde untersucht. A. Pomp und W. Becker³⁾ benutzten bei der Untersuchung des Einflusses der Ziehgeschwindigkeit zur Messung der Ziehkraft einen fahrbaren Zieheisenhalter und eine Zerreißmaschine. Die Ziehgeschwindigkeiten waren sehr hoch und betragen bis 7,5 m/s. Als Ausgangszustand wurde Walzdraht und Glühdraht gewählt. Die Versuche erstreckten sich auf drei Stähle mit 0,05, 0,07 und 0,08 % C. Es wurde festgestellt, daß eine Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit einen bis zu 5 % geringeren Kraftbedarf bewirkt. Dagegen fanden H. Eicken und W. Heidenhain⁴⁾ bei Ziehgeschwindigkeiten von 0,42 bis 1,4 m/s keinen nennenswerten Einfluß auf die Ziehkraft. Ebenfalls bei Untersuchungen von R. Giraud⁵⁾ wurde bei Ziehgeschwindigkeiten von 0,025 bis 0,07 m/s keine Änderung der benötigten Ziehkraft festgestellt. A. Pomp und A. Koch⁶⁾ untersuchten den Einfluß verschiedener Schmiermittel bei zwei Stählen mit 0,06 und 0,53 % C, die vorher gegläht oder patentiert waren. Als günstigstes Schmiermittel erwies sich pulverisierte Seife. Als günstigster Düsenöffnungswinkel wurde 15° bei dem weichen Stahl gefunden, während sich bei zunehmendem Kohlenstoffgehalt der günstigste Winkel zu kleineren Werten verschieben soll. Ein Einfluß der Ziehgeschwindigkeit auf den Kraftbedarf war nicht festzustellen. W. Linicus und G. Sachs⁷⁾ stellten bei umfangreichen

¹⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 10 (1928) S. 117/74; vgl. Stahl u. Eisen 48 (1928) S. 1705/12.

²⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 12 (1930) S. 263/84; vgl. Stahl u. Eisen 50 (1930) S. 1723/24.

³⁾ Stahl u. Eisen 44 (1924) S. 1687/94.

⁴⁾ Rev. Métall., Mém., 25 (1928) S. 175/94, 235/46 u. 347/54; Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 192/95.

⁵⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 13 (1931) S. 261/71; vgl. Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 244/45.

⁶⁾ Mitt. dtsh. Mat.-Prüf.-Anst. 1931, Sonderheft 16, S. 38/67.

*) Vorgetragen in der Sitzung des Arbeitsausschusses am 28. Februar 1941 in Düsseldorf. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

¹⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst.-Eisenforsch. 11 (1929) S. 53/72; vgl. Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 561/67 (Walzw.-Aussch. 67).

Versuchen hauptsächlich an Messingdrähten fest, daß bei Benutzung hoher und kleiner Werte bei der Wahl der Abnahmen, Ziehgeschwindigkeiten, Düsenöffnungswinkel usw. zusätzliche Einflüsse auftreten, die die Ergebnisse stark beeinflussen. So treten z. B. bei kleinen Abnahmen und großen Düsenöffnungswinkeln zusätzliche Verfestigungen in den Außenschichten des Drahtes auf, die zu falschen Werten führen.

Versuchswerkstoffe.

Als Werkstoff für die Untersuchungen wurden drei Stähle mit folgender chemischer Zusammensetzung verwendet:

	C %	Si %	Mn %	P %	S %
Stahl A:	0,06	—	0,30	0,012	0,030
Stahl B:	0,40	0,16	0,55	0,030	0,030
Stahl C:	0,60	0,16	0,55	0,020	0,030

Um Ungleichmäßigkeiten im Drahtdurchmesser, in der Oberflächenbeschaffenheit sowie in der Festigkeit des Versuchsdrahtes zu vermeiden, wurde der Walzdraht von 5 mm Dmr. an 4,35 mm Dmr. und für die dünneren Versuchsdraht-Abmessungen an 4,00 mm Dmr. und dünner gezogen, dann in einem Durchlaufofen normalgeglüht und nach dem Beizen und Trocknen in einem Zug an die den Versuchen zugrunde gelegte Ausgangsdrahtdicke gezogen. Alle Versuchsdrahtstücke, die miteinander verglichen wurden, stammten meist nur aus einem Walzdrahting.

Versuchsdurchführung.

Für die Wahl der Versuchsbedingungen empfahl es sich, den Rahmen so zu wählen, daß zunächst einmal genaueste Meßergebnisse verbürgt waren. Ferner sollten alle Versuche⁸⁾ innerhalb der im Betrieb vorkommenden Ziehbedingungen liegen; die gewonnenen Erkenntnisse sind deshalb von besonderem Wert. So wurde auch — ganz abgesehen von der Versuchseinrichtung — die Vorbehandlung der Versuchsdrähte so gewählt, daß wirklich nur ganz gleiche Versuchsbedingungen vorhanden und einwandfreie Ergebnisse möglich waren. Die Versuche wurden auf einer Grobzscheibe mit einem Scheibendurchmesser von 400 mm durchgeführt, die durch einen 10-PS-Gleichstrommotor mit einem Drehzahlbereich von 175 bis 720 U/min, entsprechend einer Ziehgeschwindigkeit von 0,42 bis 2,1 m/s, über ein Vorgelege angetrieben wurde. Der Wattverbrauch sowie die benötigte Ziehkraft wurden laufend durch Schreibgeräte aufgezeichnet, die Ziehkraft durch einen Losenhausen-Ziehkraftmesser (Bild 1), der bereits in früheren Berichten¹⁾ beschrieben wurde. Die Versuche erstreckten sich auf die Untersuchung des Einflusses des Düsenöffnungswinkels, des Ziehwerkstoffes, verschiedener Schmiermittel und der Ziehtemperatur auf den Formänderungswirkungsgrad und die mechanischen Eigenschaften der gezogenen Drähte. Alle Versuchsreihen wurden mit mehreren Abnahmen und mehreren Ziehgeschwindigkeiten durchgeführt. Um Meßfehler durch zu große Erwärmung der Ziehsteine beim Ziehen zu vermeiden und die Ziehsteintemperatur möglichst gleichbleibend zu halten, wurden die Ziehsteine mit Wasser gekühlt. Vor und nach jedem Versuch wurde ein Probestück abgeschnitten, und es wurden die mechanischen Eigenschaften nach wenigstens 24stündiger Lagerung überprüft.

Um die erhaltenen Untersuchungsergebnisse miteinander vergleichen zu können, wurde der Formänderungswirkungsgrad, d. h. das Verhältnis der theoretisch errechneten zur wirklich benötigten Ziehkraft bestimmt. Während die

Errechnung der für die verlustfreie Verformung benötigten Ziehkraft unter Annahme parallelepipedischer Verformung und gleichmäßiger Spannungsverteilung über den ganzen Querschnitt möglich ist, wenn diese Voraussetzungen auch nicht ganz den wirklichen Verhältnissen entsprechen, so sind die Reibungsverhältnisse rechnerisch nicht zu erfassen. Die Reibungsverluste setzen sich aus inneren und äußeren Verlusten zusammen. Die innere Reibung wird durch die bei der Verformung zusätzlich auftretenden Verschiebungen und Umlagerungen der Stoffteilchen hervorgerufen, während unter äußerer Reibung diejenige zwischen Drahtoberfläche und Düsenwandung zu verstehen ist. Die letzte kann anteilmäßig sehr groß sein und ist in jedem Fall für den Kraftbedarf von entscheidender Bedeutung. Der der Verformung entgegretende Formänderungswiderstand schließt innere

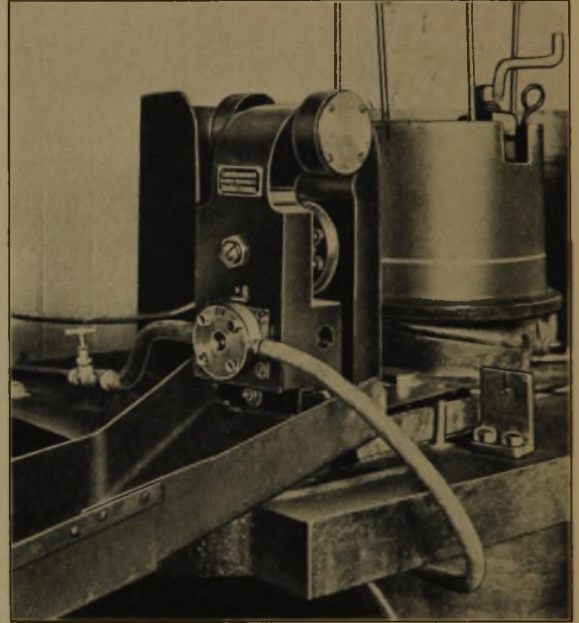


Bild 1. Zieheisenhalter mit eingebautem Ziehstein.

und äußere Reibung ein. Die Formänderungsfestigkeit dagegen, die sich aus der Zugfestigkeit vor und nach dem Zug ergibt, berücksichtigt die Reibung nicht. Die von Sachs⁷⁾ durchgeführten Versuche zur Bestimmung der Reibung gestatteten den Reibungskoeffizienten für den betreffenden Formungsvorgang zu bestimmen. Querschnittsabnahme, Ziehgeschwindigkeit, Düsenform und Zustand der Düsenwandung, Schmiermittel, Drahtoberfläche und Ziehtemperatur sind jedoch auf die Größe der Reibungszahl μ von so entscheidendem Einfluß, daß die mittels der Kenntnis von μ errechnete Ziehkraft nur für die bei der Bestimmung von μ herrschenden Verhältnisse Geltung hat. Es erscheint somit zweckmäßig, den Wirkungsgrad eines Formungsvorganges durch Bestimmung des Gesamtkraftbedarfes zu ermitteln und so den Anteil der Reibungsverluste als Unterschied zwischen abgelesener und berechneter Ziehkraft festzulegen. Die Bedeutung der äußeren Reibung geht aus der Tatsache hervor, daß bei gleicher Abnahme und gleichem Düsenöffnungswinkel sowie gleicher Ziehgeschwindigkeit die benötigte Ziehkraft, der Anstrengungsgrad, d. h. das Verhältnis der Längsspannung zur Zugfestigkeit, und damit in gewissem Umfang die mechanischen Eigenschaften sowie der Verschleiß der Ziehwerkzeuge von ihr allein bestimmt wird. Die Verteilung der Längsspannungen über den Drahtquerschnitt ist um so gleichmäßiger, je kleiner die äußere Reibung ist. Die Bedeutung der Reibungsverhältnisse auf die zu erzielenden Eigenschaften geht auch daraus hervor, daß bei

⁸⁾ Die Versuche wurden in den Betrieben und Versuchsanstalten der Firma Felten & Guillaume Carlswerk Eisen und Stahl, A.-G., Köln-Mülheim, durchgeführt.

kleinerer Reibung die Verlagerung der Drahtoberfläche gegenüber dem Kern geringer ist. Wie groß der Anteil der äußeren und inneren Reibung am Formänderungswiderstand ist, wird später noch dargelegt. Die durch die Kenntnis des Formänderungswirkungsgrades für jede Ziehbedingung möglich gewordene Berechnung der Ziehkraft erschließt außerdem den jederzeitigen Einblick in die Beanspruchungsverhältnisse der Ziehbanke oder Maschinen, zugleich auch in die wirtschaftliche Seite des Arbeitsverfahrens, da bei Kenntnis der mechanischen und elektrischen Verluste der Ziehanlage der Verbrauch an kW-Stunden je t gezogenen Drahtes im voraus berechnet werden kann.

Versuchsergebnisse.

Einfluß des Düsenöffnungswinkels. Es wurde mit sechs bis acht verschiedenen Winkeln gearbeitet von 8 bis 25° bei zwei verschiedenen Abnahmen und jeweils fünf verschiedenen Ziehgeschwindigkeiten. Als Schmiermittel diente pulverisierte Seife. Die Bestimmung des Düsenöffnungswinkels geschah mit Hilfe eines optischen Gerätes, das die Ableseung des Winkels mit großer Genauigkeit gestattete. Die Ziehsteine wurden nach jeder Versuchsreihe nachgeprüft, um die Gewißheit eines vollkommen glatten und runden Zuges zu haben. Die zur Bestimmung des Formänderungswirkungsgrades erforderliche, theoretisch benötigte Ziehkraft ergab sich nach E. Siebel⁹⁾ aus:

$$P_0 = F_1 \cdot k_{fm} \cdot \ln \frac{F_0}{F_1}$$

worin F_0 = den Querschnitt vor dem Zug, F_1 = den Querschnitt nach dem Zug und k_{fm} = die mittlere Zugfestigkeit des Drahtes bedeuten. Die wirklich benötigte Ziehkraft wurde am Ziehkraftanzeiger unmittelbar abgelesen und durch die Eichkurve richtiggestellt. In Bild 2 ist der Formänderungswirkungsgrad in Abhängigkeit vom Düsenöffnungswinkel für eine Querschnittsabnahme von 10% bei einer Ziehgeschwindigkeit von $v = 0,4$ m/s aufgetragen. Die mit A_1 , B_1 und C_1 bezeichneten Linienzüge stellen die bei der vierfachen Ziehgeschwindigkeit $v = 1,65$ m/s erhaltenen Werte für den Formänderungswirkungsgrad dar. Die Linien ergeben zunächst die höchsten Werte für η bei einem Winkel von 10° liegend, fallen aber mit größer und kleiner werdendem Düsenöffnungswinkel ab. Die bei der vierfachen Ziehgeschwindigkeit erreichten Werte für η liegen stets höher als die bei der kleinsten Ziehgeschwindigkeit von $v = 0,4$ m/s. Die übrigen, zwischen 0,4 und 1,65 m/s liegenden Ziehgeschwindigkeiten wurden nicht aufgezeichnet; die erhaltenen Wirkungsgrade liegen entsprechend der Größe von v zwischen denjenigen für $v = 0,4$ und 1,65 m/s. Bei Stahl A beträgt die Verbesserung des Wirkungsgrades bei der hohen Ziehgeschwindigkeit, wie

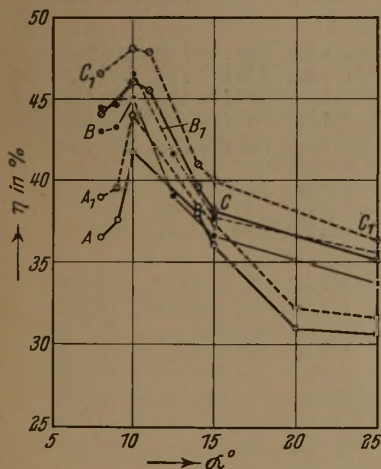


Bild 2. Einfluß des Düsenöffnungswinkels auf den Formänderungswirkungsgrad bei 10% Querschnittsabnahme, einer Ziehgeschwindigkeit $v = 0,4$ m/s und 1,65 m/s (gestrichelt gezeichnet).

Bei Stahl A beträgt die Verbesserung des Wirkungsgrades bei der hohen Ziehgeschwindigkeit, wie

aus den Werten hervorgeht, rund 5 bis 6% bei den Winkeln von 8 bis 14°, dagegen bei größeren Winkeln nur 3 bis 4%. Insgesamt gesehen liegt der Formänderungswirkungsgrad für Stahl A bei 31 bis 44%, für Stahl B bei 34 bis 47% und für Stahl C bei 36 bis 48%. Der Anstieg der Linienzüge zwischen 8 und 10° zeigt, daß die höhergeköhlten Stähle kleinen Winkeln gegenüber weniger empfindlich sind, jedoch mit größer werdendem Düsenöffnungswinkel stärker abfallen als der weiche Stahl. Die in Bild 3 für 24,5% Querschnittsabnahme aufgetragenen Werte zeigen ebenfalls den Anstieg des Wirkungsgrades mit höherer Ziehgeschwindigkeit, und zwar bei Stahl B und C deutlicher als bei Stahl A. Der günstigste Winkel liegt auch hier bei 10°. Ebenfalls ist der Abfall der Linienzüge für Stahl A bei kleineren Winkeln als 10° stärker als bei den übrigen Stählen. Mit größer werdenden Winkeln fallen wie bei 10% Abnahme die höhergeköhlten Stähle deutlicher ab als der Stahl A. Der Formänderungswirkungsgrad liegt für Stahl A bei 49 bis 55%,

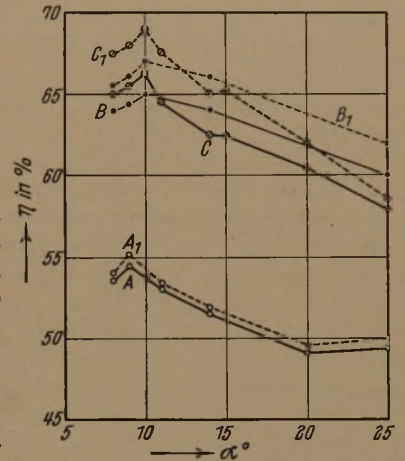


Bild 3. Einfluß des Düsenöffnungswinkels auf den Formänderungswirkungsgrad bei 24,5% Querschnittsabnahme, einer Ziehgeschwindigkeit $v = 0,4$ m/s und 1,65 m/s (gestrichelt gezeichnet).

d. h. um rd. 30% besser als bei der kleinsten Abnahme. Für Stahl B beträgt die Verbesserung des Wirkungsgrades rd. 38% und für Stahl C sogar rd. 46%. Der Abfall des Wirkungsgrades mit größer werdendem Düsenöffnungswinkel ist bei größeren Querschnittsabnahmen kleiner als bei geringen Abnahmen und beträgt bei Stahl B z. B. von 10 bis 25° nur 13% bei 24,5% Abnahme, gegenüber 25% bei 10% Querschnittsabnahme. Der Wirkungsgrad für Stahl C sinkt mit größer werdendem Düsenöffnungswinkel noch unter denjenigen für Stahl B.

Zusammenfassend geht aus den Werten hervor, daß zunächst der Formänderungswirkungsgrad mit größer werdender Querschnittsabnahme steigt und zwar mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt stärker. Mit steigender Ziehgeschwindigkeit nimmt der Wirkungsgrad zu und offensichtlich bei kleinen Abnahmen und höheren Kohlenstoffgehalten bedeutender. Die höchsten Werte für η liegen bei einem Düsenöffnungswinkel von 10°, fallen aber mit größer und kleiner werdendem Winkel wieder ab, und zwar bei den kleinen Abnahmen und höhergeköhlten Stählen mehr. Es ist danach kein Einfluß des Kohlenstoffgehaltes auf die Lage des günstigsten Düsenöffnungswinkels vorhanden, jedoch zeigt sich bei den höhergeköhlten Stählen ein stärkeres Sinken des Wirkungsgrades mit größer oder kleiner werdendem Düsenöffnungswinkel gegenüber den weicheren Stahlsorten. Die Größe der Querschnittsabnahme wirkt sich so aus, daß mit steigender Abnahme der Abfall des Wirkungsgrades bei größeren Düsenöffnungswinkeln geringer wird, d. h. es ist bei stärkeren Abnahmen der verschlechternde Einfluß eines größeren Winkels geringer, die Empfindlichkeit gegenüber dem Düsenöffnungswinkel ist eben kleiner. Diese Tatsache deckt sich durchaus mit den im Betrieb gemachten Erfahrungen.

⁹⁾ Z. techn. Phys. 7 (1926) S. 335/37.

Untersucht man den Anteil der äußeren und inneren Verluste an den Gesamtverlusten bei verschiedenen Düsenöffnungswinkeln, so ist zunächst festzustellen, daß bei schlankeren Ziehdüsen eine Vergrößerung der Berührungsfläche zwischen Draht und Düsenwandung eintritt, wodurch die Reibungszahl eine Veränderung erfahren kann, zumal da noch die Möglichkeit geringerer Schmirung sowie erhöhter Temperatur hinzukommt. Die äußere Reibung wird also eher höhere Werte annehmen als bei größeren Winkeln. Hinzu kommt, daß die durch Faserumleitung bedingten inneren Reibungsverluste am Düsein- und -austritt bei kleinen Winkeln geringer werden, so daß die bei größer werdenden Düsenöffnungswinkeln erfolgende Vergrößerung der inneren Verluste bei abfallenden äußeren Verlusten bei einem bestimmten Winkel unter Voraussetzung sonst gleichbleibender Verhältnisse zu einem geringsten Gesamtreibungsverlust in der Ziehdüse führen muß. In der von F. Körber und A. Eichinger¹⁰⁾ für die rotationssymmetrische Formänderung angegebenen Berechnung der Ziehspannung unter Berücksichtigung aller Verluste:

$$p = k_r \cdot \left\{ \left(1 + \frac{\alpha}{\mu} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{F}{F_0} \right)^{\frac{\mu}{\alpha}} \right] + \frac{4}{3\sqrt{3}} \cdot \alpha \right\}$$

ist der Anteil der durch die Faserumleitung bedingten Reibung durch den Faktor: $\frac{4 \cdot \alpha}{3\sqrt{3}}$ berücksichtigt, der bei

Düsenöffnungswinkeln von 6 bis 40° = 0,04 — 0,269 beträgt (Bild 4). Die nur die äußere Reibung und verlustfreie Verformung berücksichtigende

Größe: $\left(1 + \frac{\alpha}{\mu} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{F}{F_0} \right)^{\frac{\mu}{\alpha}} \right]$ fällt für 10 % Querschnitts-

abnahme zwischen 6 und 40° von 0,197 auf 0,120. Der bei einer angenommenen Reibungszahl von $\mu = 0,05$ für die

verschiedenen Winkel berechnete Wirkungsgrad liegt bei 12° am günstigsten und bei 6° noch besser als bei 24°. Die zusammengefaßten inneren und äußeren Verluste (gestrichelte Linien) ergeben bei 10 bis 12° einen Kleinstwert. Der hier rechnerisch erfaßte Anteil der äußeren Verluste einschließlich der verlustfreien Verformung überwiegt bei kleinen Winkeln den der inneren erheblich; erst bei 18 bis 20° bei 10 % Querschnitts-

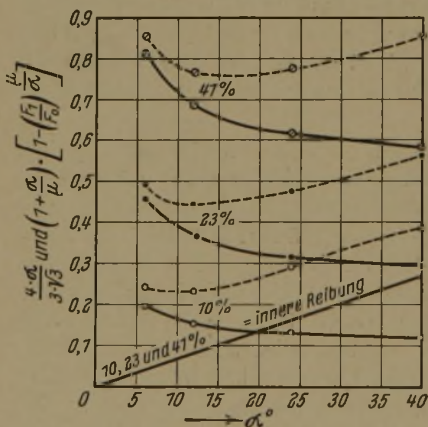


Bild 4. Einfluß des Düsenöffnungswinkels auf innere und äußere Reibungsverluste bei 10, 23 und 41 % Querschnittsabnahme für $\mu = 0,05$ nach F. Körber und A. Eichinger.

Anteile gleich. Bei größeren Winkeln als 20° überwiegen die inneren Verluste, jedoch bis zum möglichen Grenzwinkel in erheblicher geringerem Maße, als vorher das Umgekehrte der Fall war. Bei größeren Querschnittsabnahmen verschiebt sich der Düsenöffnungswinkel, bei dem beide Reibungs-

anteile gleich sind, zu größeren Werten. Während in der Größe für die äußere Reibung der Einfluß des Düsenöffnungswinkels gering ist — mit größer werdendem Winkel wird der Ausdruck kleiner —, ist der für μ angenommene Wert von bedeutendem Einfluß. So würde bei einem Düsenöffnungswinkel von 40° bei $\mu = 0,1$ der Ausdruck für die äußere Reibung = 0,396, dagegen bei $\mu = 0,05$ nur 0,120 sein. Bei kleineren Winkeln als 40° wäre der Unterschied noch bedeutender. Da außerdem, wie schon dargelegt, bei kleineren Winkeln als 20° der Anteil der äußeren Reibung bei kleinen Querschnittsabnahmen überwiegt, tritt die besondere Bedeutung der Reibungszahl in diesem Fall deutlich hervor und mithin alle Umstände, die die Größe der Reibungszahl verändern und die bereits eingangs angeführt wurden. Es sei noch bemerkt, daß größere Querschnittsabnahmen zu besseren Wirkungsgraden führen müssen, da naturgemäß die Reibungsanteile an der theoretisch benötigten Umformungsarbeit kleiner werden.

Zum Vergleich wurden einige versuchsmäßig erhaltene Ziehkraftwerte mit den durch die von F. Körber und A. Eichinger angegebene Formel errechneten Werten verglichen.

Stahl A:	Abnahme = 10 %	Winkel	Ziehkraft		Umrechnungszahl
			berechnet	gemessen	
Stahl A:	Abnahme = 10 %	25°	147 kg	163 (158) kg	1,11 (1,07)
		15°	123 kg	145 (140) kg	1,18 (1,15)
		10°	113 kg	122 (119) kg	1,09 (1,05)
		9°	112 kg	132 (130) kg	1,18 (1,16)
		8°	113 kg	134 (133) kg	1,18 (1,17)
	Abnahme = 23 %	20°	248 kg	292 kg	1,19
		14°	239 kg	275 kg	1,15
		11°	237 kg	268 kg	1,13
		10°	232 kg	265 kg	1,13
		15°	443 kg	460 (450) kg	1,04 (1,02)
Stahl B:	Abnahme = 10 %	25°	235 kg	245 (237) kg	1,04 (1,01)
		15°	196 kg	226 (219) kg	1,15 (1,11)
		10°	187 kg	185 (179) kg	0,99 (0,96)
		9°	186 kg	191 (183) kg	1,03 (0,99)
		8°	186 kg	191 (188) kg	1,03 (0,99)
	Abnahme = 23 %	25°	455 kg	470 kg	1,03
		14°	422 kg	435 kg	1,03
		10°	380 kg	383 kg	1,01
		9°	386 kg	385 kg	1,00
		Stahl C:	Abnahme = 10 %	25°	302 kg
15°	253 kg			283 (273) kg	1,11 (1,07)
10°	244 kg			233 (225) kg	0,96 (0,93)
8°	245 kg			247 (232) kg	0,99 (0,95)
Abnahme = 23 %	20°			463 kg	485 (476) kg
	14°		450 kg	475 (463) kg	1,04 (1,02)
	11°		450 kg	458 (439) kg	1,02 (0,98)
	10°		459 kg	455 (432) kg	0,99 (0,94)

Die eingeklammerten Zahlen geben die bei der vierfachen Ziehgeschwindigkeit ermittelten Werte wieder. Die bei höherer Ziehgeschwindigkeit etwas größere mittlere Festigkeit macht bei den hier verglichenen Verhältnissen nicht mehr als rd. 3 bis 5 kg aus, sie vergrößert jedoch die berechnete Ziehkraft. Da der gemessene Wert für die Ziehkraft dagegen abnimmt, können nur die Werte für gleiche Geschwindigkeiten verglichen werden. Wie aus den Zahlen hervorgeht, ist die Genauigkeit der Übereinstimmung praktisch genügend. Bei dem weichen Stahl liegen die berechneten Werte tiefer als bei Stahl B und vor allem Stahl C. Außerdem ist auffällig, daß die Winkel mit dem Wert ~ 1 mit dem günstigsten Düsenöffnungswinkel von ~ 10° zusammenfallen, d. h. für den ermittelten günstigsten Winkel ist unter Annahme von $\mu = 0,05$ die Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Werte vorhanden. Der Einfluß der Ziehgeschwindigkeit auf die Reibungszahl ist dabei nicht berücksichtigt, jedoch, wie die

¹⁰⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 22 (1940) S. 57/80; Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 884 (Walzw.-Aussch. 160).

Zahlen zeigen, von bestimmter Bedeutung, zumal da die berechneten Werte noch durch die erhöhte, mittlere Festigkeit verändert werden. Es wäre demnach beim Drahtziehen unter Voraussetzung gleichmäßiger und sauberer Drahtoberfläche und pulverisierter Seife als Schmiermittel sowie üblicher Ziehgeschwindigkeit die Reibungszahl $\mu = 0,05$ bis $0,06$, je nachdem es sich um Stahl oder Eisen handelt, anzunehmen. Bei dem Einfluß der Ziehgeschwindigkeit muß darauf hingewiesen werden, daß die bei größeren Geschwindigkeiten vorhandenen Wirkungsgrade nicht erreicht werden, wenn Ungleichmäßigkeiten in der Abmessung und hauptsächlich auf der Drahtoberfläche, wie z. B. Ziehriefen, Walfehler usw. vorhanden sind, die sich bei höheren Geschwindigkeiten naturgemäß ungünstiger bemerkbar machen.

Einfluß des Ziehösenwerkstoffes. Zur Ermittlung des Einflusses des Ziehösenwerkstoffes wurden fünf in der chemischen Zusammensetzung verschiedene Zieheisen verwendet und bei vier verschiedenen Geschwindigkeiten und drei verschieden großen Querschnittsabnahmen untersucht. Gleichzeitig wurden dieselben Züge mit Ziehsteinen aus Widia-Hartmetall durchgeführt. Der Düsenöffnungswinkel war bei allen Werkstoffen innerhalb einer Versuchsreihe derselbe und betrug 10° . Die Zieheisen hatten folgende Zusammensetzung:

	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Ni %	Brinellhärte
Z ₁ . . .	2,30	0,35	0,39	0,015	0,00	3,97	0,47	280
Z ₂ . . .	2,35	0,18	0,34	0,016	0,036	5,40	0,48	282
Z ₃ . . .	2,14	0,34	0,37	0,017	0,00	15,70	0,23	311
Z ₄ . . .	2,36	0,27	0,28	0,018	0,034	3,10	0,47	249
Z ₅ . . .	2,16	0,31	0,29	0,015	0,00	12,10	0,39	302

Sie unterschieden sich in der Hauptsache durch den Chromgehalt, während die sonstige Zusammensetzung gleich

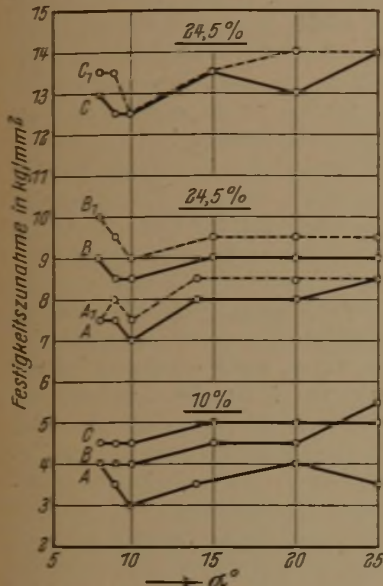


Bild 4 a. Einfluß des Düsenöffnungswinkels auf die Zugfestigkeit von Stahl A, B und C, bei 10 und 24,5% Querschnittsabnahme. $v = 0,4$ m/s und 1,65 m/s (gestrichelt gezeichnet).

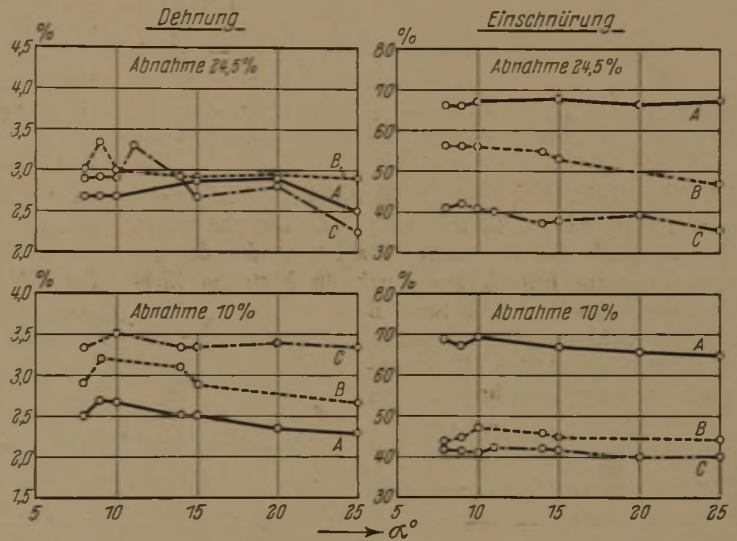


Bild 4 b. Einfluß des Düsenöffnungswinkels auf Bruchdehnung und Einschnürung von Stahl A, B und C bei 10 und 24,5% Querschnittsabnahme. $v = 0,4$ m/s.

Auf diese Ursache ist im Betrieb der bei höherer Ziehgeschwindigkeit vielfach auftretende größere Ziehsteinverschleiß zurückzuführen. Es wurden in Nebenversuchen mit Ziehriefen versehene Drähte bei verschiedenen Geschwindigkeiten gezogen, die sich bei erheblich höherem Kraftbedarf zum Teil bis zur Rotglut erhitzen und dann abreißen.

Bei der Untersuchung der mechanischen Eigenschaften zeigte sich (Bild 4a und 4b), daß die Festigkeitszunahme der bei den günstigsten Wirkungsgraden gezogenen Drähte um ein geringes kleiner ist, sowohl bei den starken als auch den schwachen Abnahmen. Die Festigkeit steigt mit größer werdendem Düsenöffnungswinkel an. Ein Einfluß des Kohlenstoffgehaltes ist nicht festzustellen. Es zeigt sich durchschnittlich ein leichter Anstieg der Festigkeit mit steigender Ziehgeschwindigkeit, und zwar bei Stahl B und C deutlicher als bei Stahl A. Dehnung, Einschnürung und die Anzahl der Biegungen und Verwindungen zeigen sich weniger abhängig vom Düsenöffnungswinkel. Es ist jedoch ersichtlich, daß Dehnung und Einschnürung entsprechend der höheren Festigkeit sinken. Die Biegungen bleiben unverändert, dagegen nimmt die Zahl der Verwindungen bei großen Winkeln um ein geringes ab, wobei zu berücksichtigen ist, daß die vorliegenden Abnahmen nicht genügen, um die Biegungen und Verwindungen in ihrem Verhalten klar herauszustellen. Sie wurden daher nicht aufgetragen.

war. Die Durchführung der Untersuchung geschah in der Weise wie bei der Untersuchung des Einflusses des Düsenöffnungswinkels. Die Zieheisen ruhten auf einem fahrbaren Untersatz vor dem Zieheisenhalter. Der Untersatz war auf der Ziehtischplatte äußerst leicht beweglich, so daß Verluste

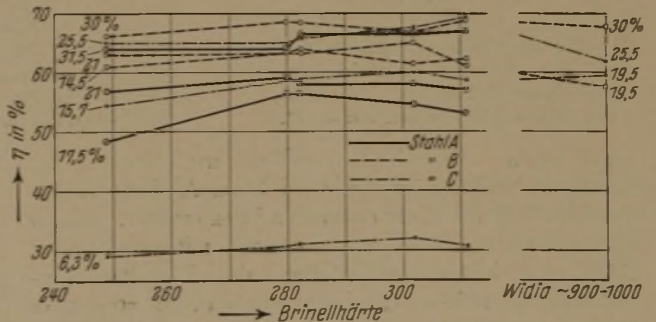


Bild 5. Einfluß der Härte des Ziehösenwerkstoffes auf den Formänderungswirkungsgrad für Stahl A, B und C bei verschiedenen Querschnittsabnahmen. $v = 0,4$ m/s.

hierdurch nicht entstehen konnten. In Bild 5 sind die erhaltenen Formänderungswirkungsgrade in Abhängigkeit von der Brinellhärte des Düsenwerkstoffes aufgetragen. Daraus geht hervor, daß bei den größeren Querschnittsabnahmen über 24% der Wirkungsgrad mit zunehmender Härte der

Zieheisen ansteigt. Bei Abnahmen unter 24 % fällt der Wirkungsgrad bei Härten über 300 Brinelleinheiten wieder ab. Der günstigste Wirkungsgrad für Stahl A liegt bei 17,5 % und 21 % Abnahme bei einer Brinellhärte von rd. 280, entsprechend einem Chromgehalt des Düsenwerkstoffes von 4 bis

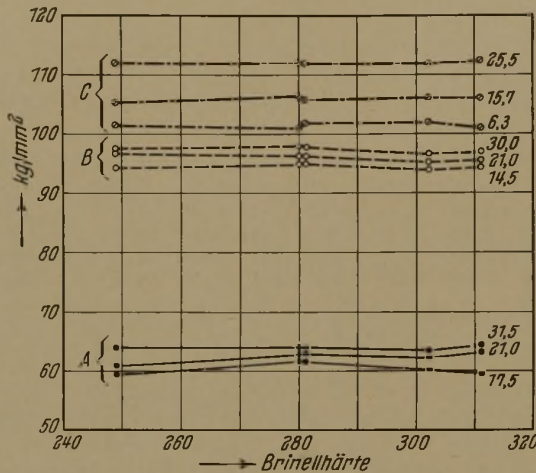


Bild 6. Einfluß des Ziehdüsenwerkstoffes auf die Zugfestigkeit für Stahl A, B und C bei verschiedenen Querschnittsabnahmen. $v = 0,4$ m/s.

5,4 % und bei 31,5 % Abnahme bei 300 bis 310 Brinelleinheiten, entsprechend 12 bis 15,7 % Cr. Die günstigsten Wirkungsgrade für den harten Stahl C werden dagegen ohne Ausnahme beim Ziehen durch die härtesten Zieheisen erreicht, während für Stahl B nur die bei 21 und 30 % Abnahme erhaltenen günstigsten Wirkungsgrade bei den hochchromhaltigen

Teil als Erklärung für die Schaffung günstigerer Reibungsverhältnisse und damit höherer Wirkungsgrade angesehen werden. Es wurden außerdem Untersuchungen mit Ziehsteinen aus Widia-Hartmetall mit einer Brinellhärte von rd. 900 bis 1000 durchgeführt, deren Ergebnisse allerdings nur zum Teil mit denen der Zieheisen verglichen werden konnten, da die entsprechenden Querschnittsabnahmen nicht genau übereinstimmten. Da eine geringe Aenderung der Querschnittsabnahmen schon zu anderen Wirkungsgraden führt, dürfen nur die bei genauestens übereinstimmenden Ziehbedingungen gefundenen Werte nebeneinandergestellt werden. Die für Widia in einigen Fällen erhaltenen vergleichbaren Wirkungsgrade sind jedenfalls nicht günstiger als die der üblichen Zieheisen. Der Ziehdüsenwerkstoff muß demnach nicht nur große Härte, sondern auch genügende Zähigkeit haben. Die in Bild 6 aufgetragenen Werte für die Zugfestigkeit lassen keinen Einfluß verschieden harter Werkstoffe erkennen. Die übrigen mechanischen Eigenschaften sind nicht aufgetragen worden, da die ermittelten Werte ebenfalls keinerlei Veränderung zeigten.

Einfluß des Schmiermittels. Zur Feststellung des Einflusses des Schmiermittels auf den Formänderungswirkungsgrad und die mechanischen Eigenschaften wurden sieben verschiedene Schmiermittel bei drei verschiedenen Ziehgeschwindigkeiten und jeweils drei verschiedenen Abnahmen untersucht. Außer den bisher untersuchten Drähten, die, wie eingangs beschrieben, besonders wärmebehandelt und vorgezogen worden waren, wurde in diesem Fall bei Stahl A auch Walzdraht von 5 mm Dmr. mit den verschiedenen Schmiermitteln möglichst weit heruntergezogen, um auch das Verhalten nach mehreren Zügen hintereinander festzustellen.

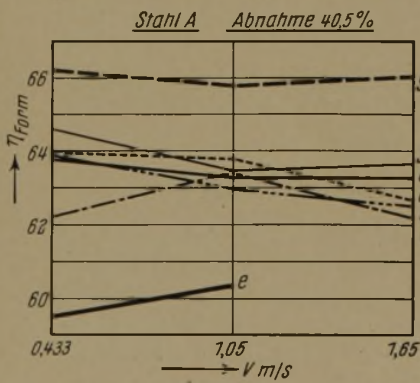


Bild 7. Einfluß verschiedener Schmiermittel auf den Formänderungswirkungsgrad beim Ziehen von Walzdraht von 5,16 an 3,98 mm Dmr. $\alpha = 17^\circ$.

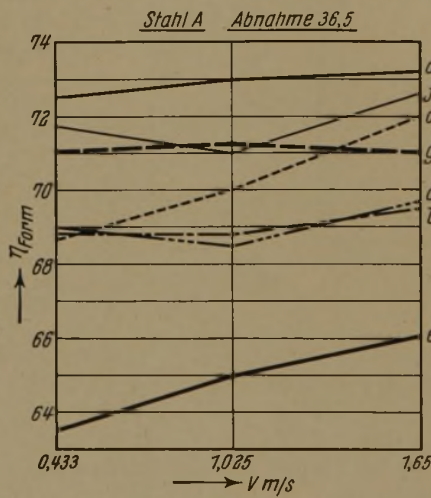


Bild 8. Einfluß verschiedener Schmiermittel auf den Formänderungswirkungsgrad beim zweiten Zug vom Walzdraht von 3,98 an 3,20 mm Dmr. $\alpha = 17^\circ$.

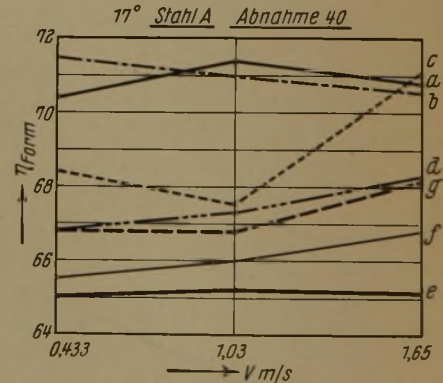


Bild 9. Einfluß verschiedener Schmiermittel auf den Formänderungswirkungsgrad beim dritten Zug vom Walzdraht von 3,2 an 2,48 mm Dmr. $\alpha = 17^\circ$.

Eisen liegen. Bei 14,5 % Abnahme wird dagegen der günstigste Wirkungsgrad, wie bei Stahl A beim Ziehen durch die 4 bis 5,4 % chromhaltigen Eisen erreicht. Bei den höhergeköhlten Stählen wird demnach mit zunehmender Härte des Ziehdüsenwerkstoffes der Formänderungswirkungsgrad verbessert; bei dem weichen Stahl erreicht er bereits bei weniger hartem Ziehdüsenwerkstoff einen Höchstwert. Nach dem Verlauf der Linienzüge zu urteilen, scheinen außerdem große Querschnittsabnahmen die Lage des günstigsten Wirkungsgrades zu den härteren Werkstoffen hin zu verschieben. Die beim Drahtziehen angewendete Regel, entsprechend der Festigkeit des Ziehgutes die Wahl des Ziehdüsenwerkstoffes zu treffen, scheint durch die gewonnenen Erkenntnisse bestätigt. Eine glattere Ziehdüsenoberfläche bei härteren Werkstoffen kann zum

Folgende Schmiermittel wurden untersucht:

- a) pulverisierte Seife,
- b) Zieh fett, aus Talg und Rizinusöl gemischt,
- c) Rüböl,
- d) Rizinusöl,
- e) Maschinenöl,
- f) Talg, rein,
- g) Wachs, rein.

Durch geringes Erwärmen der nichtflüssigen Schmiermittel außer Seife wurde eine genügende Mitnahme und ein Haften an der Drahtoberfläche bewirkt. Zunächst wurde der Stahl A als Walzdraht von 5 mm Dmr. in mehreren Zügen hintereinander heruntergezogen. Hierbei zeigte sich, daß beim ersten Zug von 5,16 an 3,98 mm die Werte der angezeigten Ziehkraft infolge ungenügender Gleichmäßig-

Zahlentafel 1. Einfluß verschiedener Schmiermittel auf die Festigkeitseigenschaften der vom Walzdraht — Stahl A — ohne Vorbehandlung gezogenen Drähte für $v = 0,4$ m/s und $\alpha = 17^\circ$.

Schmiermittel	I. Zug: 5,16 an 3,98 mm					II. Zug: 3,98 an 3,20 mm					III. Zug: 3,2 an 2,48 mm				
	Zugfestigkeit kg/mm ²	Bruchdehnung % L = 35 d	Einschnürung % %	Biegun- gen r = 10 mm	Verwin- dungen L = 100 d	Zugfestig- keit kg/mm ²	Bruch- dehnung % L = 35 d	Einschnü- rung % %	Bie- gun- gen r = 7,5 mm	Verwin- dungen L = 100 d	Zugfestig- keit kg/mm ²	Bruch- dehnung % L = 35 d	Einschnü- rung % %	Biegun- gen r = 6,25 mm	Verwin- dungen L = 100 d
Ausgangs- zustand:	34,0	25,0	78,5	21	66										
a) Seife . .	58,0	2,5	65,5	12	83	72,0	2,0	60,0	11	90	83,0	1,3	52,0	9	47
b) Zieh fett .	54,5	2,7	65,5	13	99	72,5	2,2	57,5	12	84	82,0	1,6	50,0	10	76
c) Rüböl . .	56,0	3,5	65,5	13	80	72,0	2,7	62,5	12	87	82,5	2,0	51,5	10	75
d) Rizinusöl	56,0	3,2	62,5	13	85	72,5	2,5	60,5	12	87	82,0	1,6	52,0	10	86
e) Maschinenöl	58,0	2,8	67,0	13	79	72,0	2,0	60,5	12	83	83,5	1,3	50,0	11	80
f) Talg . . .	57,0	3,0	65,5	14	77	71,5	2,2	60,5	12	80	82,5	2,0	49,5	10	76
g) Wachs . .	56,5	3,5	65,5	13	77	70,5	2,5	62,0	11	82	83,5	1,6	51,0	10	80

keit des Walzdrahtes in Durchmesser, Festigkeit und Oberflächenbeschaffenheit stark schwankten. In Bild 7 sind die für den ersten Zug von 5,16 an 3,98 mm bei $\alpha = 17^\circ$ und drei verschiedenen Ziehgeschwindigkeiten ermittelten Wirkungsgrade aufgetragen. Infolge der schon durch die Schwankungen in der Ziehkraftanzeige angezeigten Ungleichmäßigkeiten in der Walzdrahtbeschaffenheit sinkt bei höheren Ziehgeschwindigkeiten der Wirkungsgrad. Hierauf ist im Betrieb der beim Ziehen von Walzdraht bei hohen Ziehgeschwindigkeiten auftretende größere Ziehsteinverschleiß zurückzuführen. Beim zweiten Zug (Bild 8) steigt η mit zunehmender Geschwindigkeit wieder an, wenn die Werte auch mehr streuen als beim Ziehen von wärmebehandeltem Draht. Beim ersten Zug ist der Abfall des Wirkungsgrades bei Seife, Talg und Wachs noch am günstigsten, während die Verwendung von Maschinenöl bei der höchsten Geschwindigkeit von $v = 1,65$ m/s schon zum Abreißen des Drahtes infolge ungenügender Schmierung führte. Beim zweiten Zug (Bild 8) reicht die Verwendung von Maschinenöl auch bei der höchsten Geschwindigkeit aus. Der Wirkungsgrad liegt gegenüber dem beim ersten Zug um 8 bis 10 % höher trotz der geringeren Querschnittsabnahme. Auch hier zeigen sich Seife, Talg und Wachs als günstigste Schmiermittel. In Bild 9 zeigen die Linien für den dritten Zug von 3,2 an 2,48 mm trotz größerer Querschnittsabnahme schlechtere Wirkungsgrade als beim zweiten Zug. Hier zeigen sich neben Seife auch Zieh fett und Rüböl als günstig, während Talg und Wachs schlechtere Wirkungsgrade bewirken. In allen Fällen zeigte sich beim Ziehen von Walzdraht Maschinenöl als schlechtestes der untersuchten Schmiermittel, während die besten Wirkungsgrade beim Ziehen durch Wachs, Seife und Rüböl erreicht wurden. Beim ersten Zug ist noch die Tatsache zu beachten, daß in diesem Fall das Schmiermittel nicht nur aus Seife oder dem betreffenden Öl allein bestand, sondern daß vielmehr eine Mischung von Kalk und den in und auf der Drahtoberfläche haftenden Oxydationsbestandteilen — in der Hauptsache Eisenhydroxyd — vorhanden war. Beim zweiten Zug zeigte sich, daß der dem Draht anhaftende Schmierfilm nach dem Zug durch Seife am stärksten war, so daß weitere Züge ohne neue Schmierung möglich waren. Dagegen führten entsprechende Versuche mit den übrigen Schmiermitteln zu stark erhöhtem Ziehkraftbedarf und Erwärmung des Drahtes. Beim Ziehen von Draht auf Mehrfachziehmaschinen

wird sich demnach pulverisierte Seife schon deswegen am besten eignen, weil selbst im Fall ausbleibender Schmierung der folgenden Züge der vom ersten Zug herrührende Schmierfilm für weitere Züge ausreicht. In Zahlentafel 1 sind die mechanischen Eigenschaften aufgetragen. Sie zeigen, wie erwartet, stark streuende Werte, die daher nicht ausgewertet werden können.

Die Ergebnisse der Versuche mit den wärmebehandelten und vorgezogenen Drähten sind in Bild 10 aufgetragen. Sie zeigen ebenfalls Seife, vor allem aber auch Talg und Wachs als geeignetste Schmiermittel. Die Linienzüge von Stahl A liegen bei geringeren und mittleren Abnahmen und gleichem Düsenöffnungswinkel enger zusammen als bei großen Abnahmen, d. h. bei kräftigen Zügen ist reichlichere Schmierung notwendig, wenn mit demselben Düsenöffnungswinkel gearbeitet wird. Vermutlich würde jedoch die Verwendung eines größeren Winkels die Werte für die schlechteren Schmiermittel infolge der kleineren Reibungsfläche verbessern, wenn insgesamt auch die Wirkungsgrade für alle

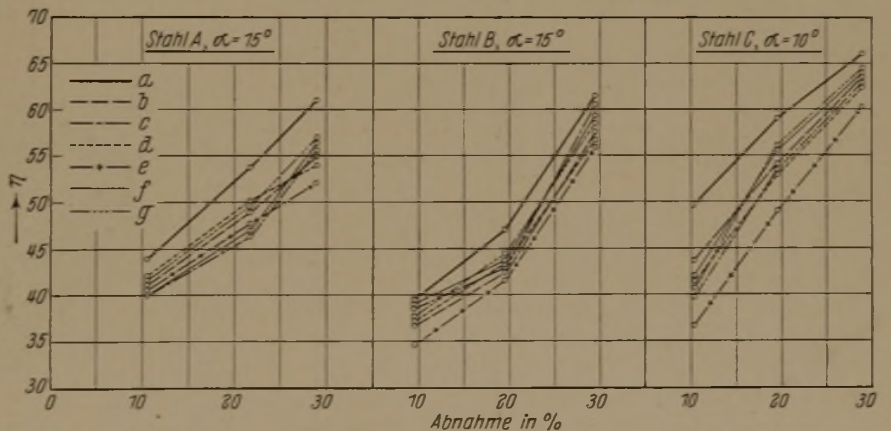


Bild 10. Einfluß verschiedener Schmiermittel auf den Formänderungswirkungsgrad bei verschiedenen Querschnittsabnahmen beim Ziehen der wärmebehandelten und vorgezogenen Drähte. $v = 0,4$ m/s.

Schmiermittel, wie festgestellt, leicht sinken würden. Es würde sich demnach der günstigste Wirkungsgrad mit schlechter werdender Schmierung zu größeren Düsenöffnungswinkeln verschieben. Bei Stahl C betrug der Düsenöffnungswinkel 10° gegenüber 15° bei Stahl A und B. Die Werte des Wirkungsgrades hängen gerade bei den mittleren und kleineren Abnahmen stark von der Güte des Schmiermittels ab. In jedem Falle ist ein Höchstmaß an Schmierfähigkeit notwendig, auch bei Einhaltung des für den Kraftbedarf günstigsten Düsenöffnungswinkels. Auch die Verwendung von Maschinenöl führt zu bedeutend schlechteren Wirkungsgraden. Bei großen Abnahmen liegen hier, auch bei Stahl B, die Linienzüge enger zusammen, so daß in diesem Fall die weniger geeigneten Schmiermittel noch gute Wir-

...

Zahlentafel 2. Einfluß verschiedener Schmiermittel auf die Festigkeits-

Schmiermittel	Abnahme = 10 %															Abnahme = 20 %								
	Zugfestigkeit kg/mm ²			Bruchdehnung in % L = 35 d			Einschnürung %			Biegungen r = 7,5			Verwindungen L = 100 d			Zugfestigkeit kg/mm ²			Bruchdehnung in % L = 35 d					
	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C			
Stahl:																								
Ausgang:	58,0	74,0	96,0	3,8	3,9	2,7	62	52	40,5	13	11	8	67	43	41	55	76	94	2,8	3,5	3,7			
a) Seife . . .	62,5	81	103	2,5	3,3	2,5	58	48	42	11	8	7	66	44	41	61,5	87	109	2,3	2,6	2,6			
b) Ziehseife . .	61,5	82	103	2,6	3,3	2,5	59	48	40,5	11	8	7	69	43	41	61,5	87	108,5	2,5	2,6	2,9			
c) Rüböl . . .	62,0	82	103	2,3	3,7	2,6	59	49	38	11	8	7	67	39	40	60	86	108	2,6	2,9	2,9			
d) Rizinusöl . .	63,0	81	105	2,6	3,5	2,7	58,5	49	39	12	8	7	68	41	41	68	87	108	2,6	2,6	2,9			
e) Maschinenöl .	61,5	82	103	2,5	3,3	2,5	59	48	40,5	11	8	7	67	43	39	61,5	86	108	2,6	2,6	3,1			
f) Talg . . .	62,0	81	104	2,3	3,5	2,6	60	50	42,5	11	7	7	67	42	40	60,0	85,5	108	2,5	2,7	3,3			
g) Wachs . . .	61,5	81	103	2,5	3,3	2,7	60,5	49	40,5	12	7	7	70	43	35	60,0	85,5	108,5	2,5	2,6	2,5			

kungsgrade ergeben. Dem Aussehen der Drähte wurde keine Bedeutung zugemessen, zumal da die Unterschiede nach dem einen Zug nicht bedeutend waren. In *Zahlentafel 2* sind die Werte der mechanischen Eigenschaften für die kleinste Ziehgeschwindigkeit von $v = 0,4$ m/s aufgetragen. Die mit „Ausgang“ bezeichneten Werte geben die Eigenschaften der Drähte vor dem Zug wieder. Alle Werte sind, wie die Zahlen zeigen, bedeutend gleichmäßiger als die der vom Walzdraht ohne Vorbehandlung gezogenen Drähte. Für alle Abnahmen sind bei den untersuchten Verhältnissen keine Unterschiede festzustellen, die von Einfluß und Bedeutung sind.

Infolge der Bedeutung der durch die Schmiermittel stark beeinflussten Reibungsverhältnisse sind bereits früher Untersuchungen mit verschiedenen Schmiermitteln durchgeführt worden. So findet R. Giraud⁵⁾ bei sehr langsamer Ziehgeschwindigkeit von 1,5 bis 4,2 m/min keinen Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften. Die Größe des Formänderungswirkungsgrades wurde nicht bestimmt. A. Pomp, E. Siebel und E. Houdremont¹⁾ fanden beim Ziehen von Walzdraht Kalk-Rüböl als gutes Schmiermittel, wobei der Kalk ein gutes Haften des Oeles am Draht bewirken soll. Beim Ziehen mit höherer Geschwindigkeit soll sich ein gleichmäßiger Oelfilm bilden und mehr Schmiermittel mit in die Düse hineingerissen werden. Der günstigste Wirkungsgrad verschiebt sich mit schlechter werdender Schmierung ebenfalls zu größeren Düsenöffnungswinkeln. A. Pomp und A. Koch⁶⁾ fanden bei ihren Untersuchungen pulverisierte Seife als günstigstes Schmiermittel. Auch mit Rüböl wurden gute Ergebnisse erzielt, während sich Natronfett und Kalkfett als ungünstig erwiesen. Die Eigenschaften der gezogenen Drähte wurden nicht untersucht.

Einfluß einer Vorspannung. Während der Versuche trat deutlich hervor, daß nicht allein die Schmierfähigkeit der betreffenden Schmiermittel, sondern auch ihr Zustand und ihre Verteilung auf der Drahtoberfläche von Bedeutung ist. Es lag die Vermutung nahe, daß beim Durchgang durch den Seifenkasten der Drahtoberfläche nicht so viel Seife zugeführt würde, als dies der Fall wäre, wenn das Schmiermittel unter Druck auf die Oberfläche gebracht und so in besserer und tieferer Verteilung zur Wirkung kommen würde. Die Versuchsanordnung wurde so getroffen, daß neben der Erwärmung des Schmiermittels eine leichte Erwärmung des Drahtes und eine ausreichende Vorspannung desselben, deren Einfluß ebenfalls mit untersucht werden sollte, vorhanden war. Die Durchführung geschah neben der möglichen Ersparnis an benötigter Ziehkraft vor allem wegen der Verringerung des Ziehsteinverschleißes sowie der deshalb größeren Maßhaltigkeit des gezogenen Drahtes. Da die durch die Behandlung des Schmiermittels erzielte Kraftbedarfsverringerung weit geringer ist als die Verringerung des Kraftbedarfes, die durch die Vorspannung erzielt werden kann, so ist wegen der vom Querschnitt nach dem Zuge und dem Anstrengungsgrad abhängigen Größe der zulässigen

Vorspannung die Behandlung des Schmiermittels und der Temperatur im Hinblick auf die Kleinhaltung des Anstrengungsgrades von Bedeutung. Es empfiehlt sich also, die Vorspannung so auf den Draht zu bringen, daß gleichzeitig alle weiteren verlustbringenden Einflüsse sehr klein gehalten werden, damit durch vergrößerte Vorspannung die Ersparnis für den arbeitenden Zug möglichst groß wird.

Es wurden drei Walzdrahtlinge aus Stahl A, B und C normalgeglüht und vorgezogen. Die Ziehkraft des nachfolgenden Zuges durch einen Ziehstein und Seife als Schmiermittel wurde bei zwei verschiedenen Geschwindigkeiten gemessen und betrug:

$$\begin{aligned} \text{für } v = 0,433 \text{ m/s} \quad & Z_A = 140 \text{ kg} \\ & Z_B = 180 \text{ kg} \\ & Z_C = 220 \text{ kg} \\ v = 1,5 \text{ m/s} \quad & Z_A = 138 \text{ kg} \\ & Z_B = 177 \text{ kg} \\ & Z_C = 215 \text{ kg} \end{aligned}$$

Für die eigentliche Untersuchung wurden mehrere Bremsdüsen (*Bild 11*) aus gehärtetem Stahl hergestellt, die je eine 10 mm lange, zylindrische Bohrung hatten, und die, in einem verschraubbaren Gehäuse gelagert, unmittelbar vor die Ziehöse gebracht wurden. Alle Bremsdüsen sowie der

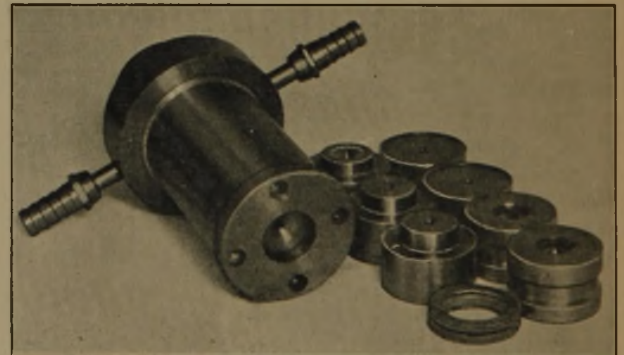


Bild 11. Halter für Bremsdüsen und Ziehstein.

Ziehstein wurden ständig so gekühlt, daß Wasser und Seife in keinem Fall miteinander in Berührung kamen. Die Durchmesser der Bohrungen entsprachen dem Durchmesser des jeweiligen Drahtes. Zunächst wurden die drei vorgezogenen Drähte durch die einzelnen Bremsdüsen allein gezogen, danach durch die Bremsdüsen zusammen und zuletzt durch alle Bremsdüsen und gleichzeitigen Zug durch den Ziehstein. Folgender Ziehkraftbedarf wurde ermittelt.

Stahl A:

Zug durch:	$v = 0,433 \text{ m/s}$	$v = 1,5 \text{ m/s}$
B ₁	Z ₁ = 33 kg	Z ₁ = 30 kg
B ₂	Z ₂ = 18 kg	Z ₂ = 16 kg
B ₃	Z ₃ = 25 kg	Z ₃ = 23 kg
B ₁ + B ₂ + B ₃	Z ₁₋₃ = 35 kg	Z ₁₋₃ = 33 kg
B ₁ + B ₂ + B ₃ + St	Z _{ges} = 160 kg	Z _{ges} = 151 kg

eigenschaften von Stahl A, B und C, wärmebehandelt und vorgezogen. $v = 0,4 \text{ m/s}$.

Abnahme = 20 %									Abnahme = 30 %														
Binschnürung %			Biegungen $r = 7,5$			Verwindungen $L = 100 \text{ d}$			Zugfestigkeit kg/mm^2			Bruchdehnung in % $L = 35 \text{ d}$			Biegungen $r = 7,5$			Verwindungen $L = 100 \text{ d}$					
A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C			
68	55,5	46,5	12	7	6	85	45	41	50	75	99	4,1	4,3	4,1	71,5	53	39	15	10	6	76	44	43
64,5	48	39	11	8	7	73	38	40	62	89,5	113	3,1	3,1	2,5	65	46	40	12	8	7	75	41	38
64	45	43	11	7	7	75	41	35	62,5	89,5	112	2,5	2,6	2,9	66	46	39	12	7	6	73	41	34
64	47	41	12	8	7	79	41	32	62	91	112	2,5	2,5	3,1	64	45	38	11	7	7	75	37	35
64	48	40	11	8	8	74	43	31	62	90	112	2,5	2,6	2,9	64	46	38	11	7	7	80	36	37
60,5	47	40	12	7	7	80	41	29	62	91,5	113	2,5	2,5	3,1	65	46	40	12	7	8	77	38	34
65	46	43	12	7	7	77	40	31	63	91,5	112	2,3	2,5	2,9	64	45	39	12	7	7	74	40	38
64	48	41	12	8	7	75	45	30	61	91	113	2,3	2,5	2,6	65	44	40	11	7	7	74	42	37

Unter Abzug des Ziehkraftbedarfs für die Züge durch den Stein allein ergibt sich somit eine Ersparnis an Kraftbedarf für den arbeitenden Zug von 11 % bei $v = 0,433 \text{ m/s}$ und 15,4 % bei $v = 1,5 \text{ m/s}$.

Stahl B:

$v = 0,433 \text{ m/s}$ $v = 1,5 \text{ m/s}$

Zug durch:	$Z_1 = 30 \text{ kg}$	$Z_1 = 28 \text{ kg}$
B_1	$Z_2 = 10 \text{ kg}$	$Z_2 = 9 \text{ kg}$
B_2	$Z_3 = 20 \text{ kg}$	$Z_3 = 19 \text{ kg}$
B_3	$Z_{1-3} = 42 \text{ kg}$	$Z_{1-3} = 39 \text{ kg}$
$B_1 + B_2 + B_3$	$Z_{\text{ges}} = 208 \text{ kg}$	$Z_{\text{ges}} = 199 \text{ kg}$
$B_1 + B_2 + B_3 + \text{St}$		

Ersparnis an Kraftbedarf für den arbeitenden Zug: 8 % bei 0,433 m/s und 9,7 % bei 1,5 m/s.

Stahl C:

$v = 0,433 \text{ m/s}$ $v = 1,5 \text{ m/s}$

Zug durch:	$Z_1 = 45 \text{ kg}$	$Z_1 = 42 \text{ kg}$
B_1	$Z_2 = 38 \text{ kg}$	$Z_2 = 35 \text{ kg}$
B_2	$Z_3 = 45 \text{ kg}$	$Z_3 = 42 \text{ kg}$
B_3	$Z_{1-3} = 70 \text{ kg}$	$Z_{1-3} = 68 \text{ kg}$
$B_1 + B_2 + B_3$	$Z_{\text{ges}} = 260 \text{ kg}$	$Z_{\text{ges}} = 253 \text{ kg}$
$B_1 + B_2 + B_3 + \text{St}$		

Ersparnis an Kraftbedarf für den arbeitenden Zug: 13,5 % bei 0,433 und 14,4 % bei 1,5 m/s.

Die Vorspannung läßt sich leicht durch die Wahl verschiedener Bohrungen unter Berücksichtigung von Länge, Durchmesser und Anzahl abtufen. Das Verhältnis der Vorspannung zur Ziehkraft betrug bei

	$v = 0,433 \text{ m/s}$	Ersparnis	$v = 1,5 \text{ m/s}$	Ersparnis
Stahl A:	0,250	11,0 %	0,238	15,4 %
Stahl B:	0,233	8,0 %	0,220	9,7 %
Stahl C:	0,317	13,5 %	0,315	14,4 %

Bei gleichen Ziehgeschwindigkeiten vergrößert sich demnach mit wachsendem Vorspannungsverhältnis die Ersparnis an benötigter Ziehkraft für den arbeitenden Zug, und zwar bei Stahl A und B stärker als bei Stahl C. Die Ersparnis bei gleichen Ziehbedingungen, jedoch bei der höheren Ziehgeschwindigkeit, ist trotz kleinerem Vorspannungsverhältnis etwas größer, was schon aus den abgelesenen Werten für die Größe der Vorspannung und die Gesamtziehkraftbedarf hervorgeht. Eine Temperaturerhöhung trat nur in geringem Umfang auf. Die stichprobenartig untersuchten mechanischen Eigenschaften zeigten keinerlei Veränderungen. Die theoretisch größtmögliche Vorspannung ergibt sich bei bekanntem Anstrengungsgrad A vor dem Zug zu $V_{\text{max}} = k_{t1} \cdot (1-A)$, worin unter k_{t1} die Zugfestigkeit des Drahtes nach dem Zuge zu verstehen ist.

Die bereits beim Ziehen durch die Bremsdüsen, wobei keinerlei bleibende Verformung hervorgerufen wurde, auftretende Ziehkraftersparnis für die zweite und dritte Bremsdüse zeigt, daß beim Ziehen unter Vorspannung in dieser Anordnung durch verbesserte Schmierwirkung die durch die Vorspannung an sich erzielte Ersparnis noch gesteigert wird. Die Schaffung eines gleichmäßigen, fest anhaftenden

Schmierfilms von, infolge der höheren Temperatur, geringem inneren Widerstand gab außerdem Veranlassung, den Ziehkraftbedarf bei höheren Temperaturen zu untersuchen.

Einfluß der Ziehtemperatur. Die zu ziehenden Drähte der drei verschiedenen Stahlsorten wurden bei fünf verschiedenen Temperaturen, drei verschiedenen Abnahmen und drei verschiedenen Ziehgeschwindigkeiten untersucht. Der Düsenöffnungswinkel betrug bei allen Versuchen $\alpha = 15^\circ$. Die Drähte wurden in der üblichen Weise vorbehandelt und auf den in einer Laufbütte aus Eisenblech befindlichen Ablaufhassel gebracht. Die Bütte wurde mit Rüböl gefüllt und dieses durch Gasbrenner auf die Versuchstemperatur gebracht. Durch ein Thermometer konnte die richtige Höhe der Versuchstemperaturen von 13, 40, 70, 100 und 130° überwacht werden. Die Drahtringe wurden so lange auf Temperatur gehalten, bis die Gewähr für eine gleichmäßige Erwärmung über den ganzen Querschnitt vorhanden war. Die Laufbütte stand unmittelbar vor dem Ziehisenhalter, so daß eine Abkühlung bis zum Ziehstein kaum eintreten konnte. Die Untersuchung der mechanischen Eigenschaften geschah wie früher, jedoch wurden auch Proben bei Raumtemperatur entnommen, um durch die Erwärmung entstandene Veränderungen zu berücksichtigen. Die Werte für den Formänderungswirkungsgrad sind in Bild 12 aufgetragen. Sämtliche Linienzüge zeigen zunächst, daß bei

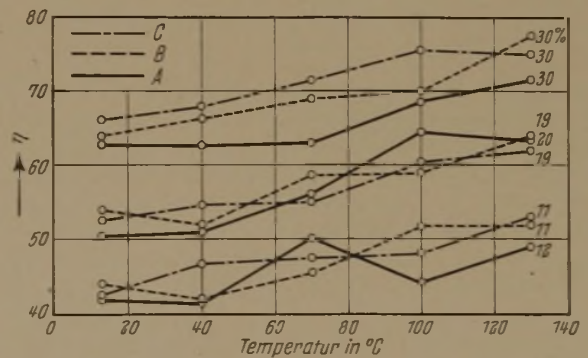


Bild 12. Einfluß der Ziehtemperatur auf den Formänderungswirkungsgrad bei Stahl A, B und C bei 11, 19 und 30 % Querschnittsabnahme. $v = 0,4 \text{ m/s}$.

allen Stählen und Abnahmen der Wirkungsgrad mit steigender Temperatur zunimmt. Die Linien zeigen durchschnittlich einen der Temperatur entsprechenden geradlinigen Anstieg. Für Stahl A und B liegen die Werte für 40° jedoch nicht höher, zum Teil noch unter denjenigen bei Raumtemperatur. Die bei höherer Ziehgeschwindigkeit gefundenen Werte, die nicht aufgezeichnet wurden, liegen um 1 bis 3 % günstiger, jedoch ist bei Temperaturen von 100 bis 130° kein Anstieg, jedoch auch kein Abfallen festzustellen. In diesem Bereich würde also der günstige Einfluß höherer Ziehgeschwindigkeit ausbleiben. Zur Erklärung des außer durch die etwas geringere Festigkeit hervorgerufenen günstigeren

Wirkungsgrades wurde die Zähflüssigkeit des Rüböles bei verschiedenen Temperaturen festgestellt und folgende Werte gefunden.

Temperatur °C:	Englergrad:
20	12,14
30	7,60
40	4,28
50	3,22
60	2,78
70	2,44
80	2,07
90	1,84
100	1,68

Wie die Werte zeigen, nimmt die innere Reibung mit steigender Temperatur stark ab. Die Zähflüssigkeit darf jedoch nicht gleich der Schmierfähigkeit gesetzt werden, da für die Beurteilung der Schmierfähigkeit die besonderen Verhältnisse, der Anpreßdruck und die Geschwindigkeit der

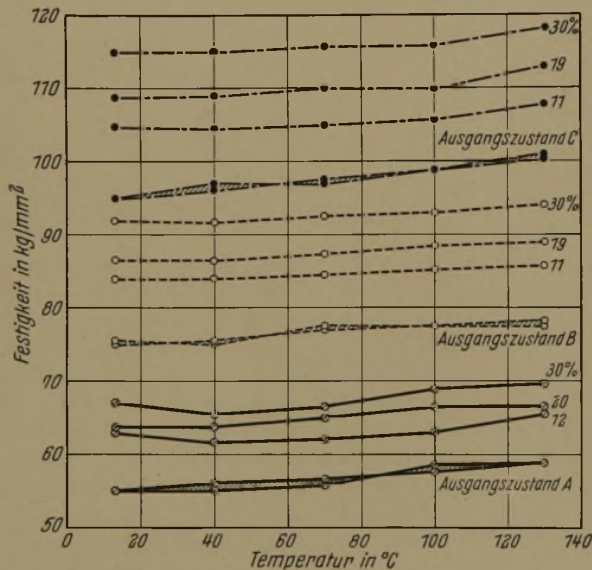


Bild 13. Einfluß der Ziehtemperatur auf die Zugfestigkeit von Stahl A, B und C bei 11, 19 und 30 % Querschnittsabnahme. $v = 0,4$ m/s.

zu schmierenden Teile bestimmend sind. Die Grenze der Schmierfähigkeit wird da liegen, wo infolge zu großer Dünflüssigkeit und zu großer Reibungsflächen die Geschlossenheit des Schmierfilms in der Ziehöse nicht mehr vorhanden ist. Nach F. C. Thompson¹¹⁾ soll diese Grenze bei etwa 170° liegen, da nach seinen Feststellungen die Reibungsverluste durch Zusammenbrechen des Schmiermittels und Abreißen des Schmierfilms oberhalb dieser Temperatur stark zunehmen. Unterhalb 170° nehmen die Reibungsverluste von Raumtemperatur bis 170° stark ab. Hierdurch wird in gewissem Maße auch die bei Vorschaltung von Bremsdüsen vor den Ziehstein entstehende Ziehkräftersparnis für die reine Verformung erklärt. Die geringeren Reibungsverluste bei höheren Ziehgeschwindigkeiten können ebenfalls hier durch die gesteigerte Wärmeentwicklung erklärt werden. Bei Temperaturen von 100° und darüber kommt der Einfluß der durch die Formänderung bewirkten Erwärmung in erheblich kleinerem Maße zur Geltung, so daß hier ein geringerer Ziehkräftebedarf bei höheren Geschwindigkeiten nicht eintritt. In Bild 13 sind die Zugfestigkeitswerte der auf Versuchstemperatur erwärmten Drähte und die der gezogenen Drähte aufgetragen. Die Zugfestigkeit des erwärmten, aber nicht gezogenen Drahtes ist gegenüber dem Ausgangs-

zustand bei Raumtemperatur um 2 bis 3 kg/mm² gestiegen bei gleichzeitigem Abfall der Dehnung. Die für die Dehnung in Bild 14 für Stahl B und C aufgezeichneten Linienzüge zeigen einen entsprechend der ansteigenden Festigkeit leicht abfallenden Verlauf. Die mit „Ausgangszustand“ bezeichneten Linienzüge stellen die Werte für drei verschiedene Zerreißproben dar. Der Unterschied zwischen höchstem und tiefstem Wert betrug nicht mehr als 1 kg/mm². Die Zahlen der Biegungen und Verwindungen zeigten bei den hier untersuchten Verhältnissen keine Abhängigkeit von der Ziehtemperatur und wurden daher nicht aufgezeichnet. Die Zugfestigkeiten der gezogenen Drähte zeigen übereinstimmend, daß die Festigkeitszunahme mit steigender Ziehtemperatur ansteigt, d. h. zur Erreichung einer bestimmten Festigkeit ist bei höheren Ziehtemperaturen eine geringere Gesamtabnahme nötig als bei Raumtemperatur.

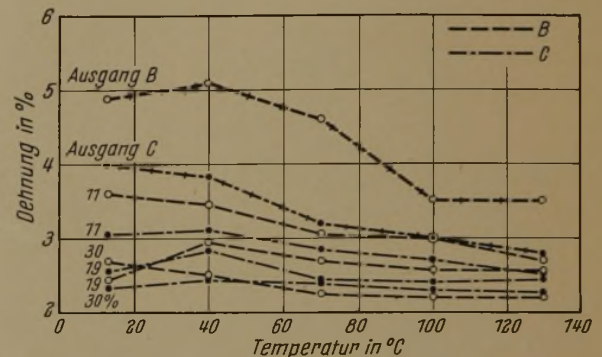


Bild 14. Einfluß der Ziehtemperatur auf die Bruchdehnung von Stahl A, B und C bei 11, 19 und 30 % Querschnittsabnahme. $v = 0,4$ m/s.

Zusammenfassung.

Im Rahmen der im Betrieb üblichen Verhältnisse wurden Versuche über den Einfluß verschiedener Ziehbedingungen auf den Formänderungswirkungsgrad und die mechanischen Eigenschaften beim Ziehen von Stahldraht durchgeführt. Es zeigte sich, daß mit steigender Ziehgeschwindigkeit eine Verringerung des Ziehkräftebedarfs eintritt, die den Formänderungswirkungsgrad verbessert. Die Festigkeit der bei der vierfachen Geschwindigkeit gezogenen Drähte liegt etwas höher als die der mit 0,4 m/s gezogenen Drähte. Die übrigen Eigenschaften bleiben bei den hier untersuchten Verhältnissen fast unverändert. Der Formänderungswirkungsgrad steigt mit größer werdenden Querschnittsabnahmen. Der günstigste Düsenöffnungswinkel ergab sich zu 10°, jedoch steigt bei größeren Abnahmen der Formänderungswirkungsgrad mit größer werdendem Düsenöffnungswinkel langsamer an. Es wurde auf die Bedeutung der Reibungsverhältnisse hingewiesen und die erhaltenen Versuchswerte mit den Werten verglichen, die mit Hilfe einer von F. Körber und A. Eichinger aufgestellten Formel errechnet wurden. Die mit dem günstigsten Wirkungsgrad gezogenen Drähte ergaben die gleichmäßigsten Eigenschaften. Der Einfluß des Ziehösenwerkstoffes wurde so ermittelt, daß mit steigender Härte desselben der Wirkungsgrad zunimmt, und zwar um so deutlicher, je höher der Kohlenstoffgehalt des Drahtes ist. Eine Beeinflussung der Drahteigenschaften ist nicht zu erkennen. Als günstigstes Schmiermittel wurde pulverisierte Seife ermittelt. Am ungünstigsten erwies sich Maschinenöl. Beim Ziehen kann dann eher mit einem schlechteren Schmiermittel gearbeitet werden, wenn möglichst der günstigste Düsenöffnungswinkel eingehalten wird. Der günstigste Wirkungsgrad verschiebt sich mit schlechter werdender Schmierung zu größeren Winkeln. Ein Einfluß auf die Drahteigenschaften ist nicht festzustellen.

¹¹⁾ Iron Age 141 (1938) Nr. 8, S. 26/29 u. 82; vgl. Drahtwelt 33 (1940) S. 209/10.

Gleichzeitig wurde der Einfluß einer Vorspannung in Verbindung mit verbesserter Schmierung untersucht. Mit steigender Ziehgeschwindigkeit, die von Raumtemperatur bis 130° untersucht wurde, nimmt der Ziehkraftbedarf ab, und zwar um so mehr, je größer die Abnahme ist. Ein Sinken des Formänderungswirkungsgrades bei Temperaturen von über 100° tritt nicht mehr ein. Die Festigkeitssteigerung ist der höheren Temperatur entsprechend größer, besonders bei den kohlenstoffreicheren Stählen. Dementsprechend sinken Dehnung und Einschnürung leicht.

Zum Schluß sei noch darauf hingewiesen, daß durch manche Umstände, wie z. B. aus Gründen der Arbeitsweise, der Bauart und Anordnung der Maschinen, der zu erzielenden Eigenschaften für die Oberfläche und ähnlichen, nicht immer alle günstigsten Ziehbedingungen gleichzeitig eingehalten werden können. Es muß jedoch innerhalb der vorliegenden Ziehweise angestrebt werden, durch Einhaltung günstigster Ziehbedingungen einen Kleinstwert des Anstrengungsgrades zu erzielen, um so innerhalb der geforderten Eigenschaften die günstigsten und gleichmäßigsten zu erhalten.

An den Vortrag schloß sich folgende Erörterung an.

A. Pomp (Vorsitzer), Düsseldorf: Die Versuche sind deshalb besonders zu begrüßen, weil sie unter im Betriebe vorhandenen Verhältnissen durchgeführt worden sind. Die Ergebnisse zeigen in den meisten Fällen eine erfreuliche gute Übereinstimmung mit älteren Untersuchungen, wie sie im Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung durchgeführt worden sind, beispielsweise über das Bestehen eines günstigsten Düsenwinkels und Einfluß der Ziehgeschwindigkeit, den Einfluß der Schmiermittel usw. Darüber hinaus haben die Versuche aber auch weitere wichtige Ergebnisse erbracht, beispielsweise über den Einfluß des Düsenwerkstoffes, den Einfluß einer erhöhten Temperatur und den Einfluß einer Vorspannung.

W. Lueg, Düsseldorf: Herr Schwier fand bei einer Reihe seiner Versuche, daß bei erhöhter Ziehgeschwindigkeit eine kleinere Ziehkraft erforderlich war, und er schloß daraus, daß sich der Formänderungswirkungsgrad im entsprechenden Maße verbessert habe. Nach meiner Ansicht kann dieser Schluß aber nicht mit solcher Bestimmtheit gezogen werden. Will man nämlich den tatsächlichen Formänderungswirkungsgrad so genau ermitteln, wie es Herr Schwier getan hat, so muß man auch berücksichtigen, daß der Draht während der Verformung sowohl durch innere Reibung als auch durch einen Teil der äußeren Reibung nicht unerheblich erhitzt wird. So wurden vor kurzem im Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung beim Ziehen eines patentierten Stahldrahtes mit Querschnittsabnahmen von 20 bis 30 % mittlere Drahttemperaturen von 120° und mehr bis über 200° beim Austritt des Drahtes aus der Ziehöse gemessen. Dabei wurde festgestellt, daß bei den vorliegenden Verhältnissen etwa 80 % der überhaupt erzeugten Wärme vom auslaufenden Draht aufgenommen wurden.

Bei der genauen Berechnung des Formänderungswirkungsgrades müssen also Werte für die Formänderungsfestigkeit eingesetzt werden, die der Erwärmung des Drahtes entsprechen. Da man aber die Formänderungsfestigkeit bei genauen Berechnungen der Fließgrenze oder der 0,2-Grenze gleichsetzen muß, die beide mit steigender Temperatur stetig abnehmen, sinkt also die Formänderungsfestigkeit mit zunehmender Temperatur ab.

Wird nun die Ziehgeschwindigkeit erhöht, so wächst damit wohl die im ganzen erzeugte Wärmemenge je Zeiteinheit im gleichen Maße; gleichzeitig nimmt aber auch der auf eine bestimmte Drahtlänge entfallende Wärmeanteil zu, da die Ziehöse selbst bei bester Kühlung nicht mehr als eine bestimmte Wärmemenge fortschaffen kann. Bei großen Ziehgeschwindigkeiten wird der Draht also stärker erhitzt, wie auch von Herrn Schwier beobachtet wurde, und was bis zu einem Versagen des Schmiermittels und einem Heißlaufen des Drahtes führen kann. Eine stärkere Erhitzung des Drahtes bedeutet aber eine Verminderung der Formänderungsfestigkeit, woraus sich dann zwanglos die geringere Ziehkraft bei größerer Ziehgeschwindigkeit erklärt, ohne daß hieraus gleichzeitig auf eine Verbesserung des tatsächlich herrschenden Formänderungswirkungsgrades geschlossen werden darf.

Die gleichen Einschränkungen wegen des Formänderungswirkungsgrades gelten für die Versuche bei erhöhter Einlaufgeschwindigkeit des Drahtes, wenn hierbei der Einfluß der Temperatur auf die Formänderungsfestigkeit vernachlässigt wurde. Vielleicht kann Herr Schwier noch Auskunft geben, wie er die Berechnung der η -Form hierbei vorgenommen hat. Daß die gesamte Formänderungsarbeit bei erhöhter Temperatur kleiner ist, wird von diesen Betrachtungen über den Formänderungswirkungsgrad natürlich nicht berührt. Denn einmal handelt es sich hier um unmittelbare Messungen der Ziehkraft, zum anderen wurde auch im Kaiser-Wilhelm-Institut schon früher gefunden, daß in ähnlicher Weise der Walzdruck beim Walzen von Bandstahl bei einer Anfangstemperatur der Bandstreifen von 100° niedriger ist, als wenn sich die Bandstreifen beim Eintritt in die Walzen auf Raumtemperatur befinden.

Was schließlich die Wirkung des Düsenwerkstoffes auf den Ziehkraftbedarf und den Formänderungswirkungsgrad angeht, so ist es meiner Ansicht nach nicht weiter verwunderlich, daß Herr Schwier bei seinen Versuchen praktisch keinen Einfluß feststellen konnte. Der Düsenwerkstoff kann nämlich gar nicht von Einfluß sein, solange ein einwandfreier Schmierfilm vorhanden ist und die Düsenwandungen die gleiche Oberflächenbeschaffenheit aufweisen. Es herrscht dann nämlich in allen Fällen und unter gleichen Bedingungen reine Flüssigkeitsreibung, bei der die Zusammensetzung des Düsenwerkstoffes belanglos ist.

Dies ändert natürlich nichts an dem unterschiedlichen Verhalten der verschiedenen Düsenwerkstoffe in bezug auf ihren Verschleiß, der eintritt, weil sich metallische Berührungen zwischen Draht und Düse oder das Eindringen von Fremdkörpern auf die Dauer nie ganz vermeiden lassen.

Der Düsenwerkstoff kann außerdem noch auf die Maßhaltigkeit des erzeugten Drahtes von Einfluß sein, insofern als sich die verschiedenen Düsenwerkstoffe wie Stahl, Hartmetall und Diamant in ihren elastischen Eigenschaften unterscheiden.

Ein Unterschied zwischen verschiedenen Stahlziehösen darf dabei aber nicht auftreten, da der Elastizitätsmodul von Stahl nur in geringem Maße von der Zusammensetzung und der Härte beeinflußt wird.

K. Bode, Gelsenkirchen: Ich möchte Herrn Schwier fragen, ob durch die Bremsdüsen nur die Bremswirkung erzeugt wird oder ob durch die Bremsdüsen der Draht nicht auch mehr oder weniger verformt wird.

F. Schwier, Köln-Mülheim: Der Draht wird in keiner Weise verformt. Die Durchmesser der Bremsdüsen entsprechen ungefähr dem Drahtdurchmesser, so daß die Bremswirkung nur durch die Reibung zwischen Drahtoberfläche und Düsenwandung in Verbindung mit dem dazwischenliegenden Schmierfilm entsteht.

H. Hoff, Dortmund: Die Aenderung des Wirkungsgrades mit steigender Temperatur wird sowohl vom Vortragenden als auch von Herrn Lueg mit der Abnahme der Festigkeit bei steigender Temperatur erklärt. Hierzu möchte ich bemerken, daß diese Erklärung bis zur Temperatur von 100° Grad nicht herangezogen werden kann, da bis zu dieser Temperatur bekanntlich kein Abfall der Festigkeitswerte eintritt, sondern in vielen Fällen sogar noch ein leichter Anstieg der Festigkeit beobachtet werden kann.

F. Schwier: Ich möchte zu den Ausführungen des Herrn Lueg noch folgendes bemerken. Der Wirkungsgrad ergibt sich aus der theoretisch errechneten und der abgelesenen Ziehkraft. Die erste nimmt mit steigender Temperatur bei Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit einen größeren Wert an, da die größere Festigkeit nach dem Zug den bei der Berechnung zugrunde gelegten Wert für k_{tm} erhöht, so daß der Formänderungswirkungsgrad ansteigt. Weiter ist nach meiner Ansicht noch nicht erwiesen, ob die bei höherer Ziehgeschwindigkeit in der Düse entstehende Wärme für die Formänderungsfestigkeit hier überhaupt in Frage kommt. Ich glaube vielmehr, daß der verformte Drahtquerschnitt bereits aus der Düse heraus ist, wenn die durch die Wärmeentwicklung verminderte Formänderungsfestigkeit im ganzen Querschnitt erreicht ist, vor allem bei höheren Ziehgeschwindigkeiten. Zu dem Hinweis von Herrn Lueg, daß der Einfluß der Temperatur vor allem für die Verbesserung des Wirkungsgrades bei höheren Temperaturen auf die niedrigere Festigkeit zurückzuführen ist, möchte ich bemerken, daß ich ja darauf hingewiesen habe, daß eben ein Grund für die Verbesserung des Wirkungsgrades bei höheren Temperaturen in der etwas niedrigeren Festigkeit zu sehen ist und zum anderen in der geringeren inneren Reibung des Schmiermittels. Zum Einwand von Herrn Hoff möchte ich sagen, daß für die Formänderungsfestigkeit bei den hier in Frage kommenden Temperaturen etwas geringere Werte ermittelt wurden als bei Raumtemperatur. Dagegen stieg die Zugfestigkeit des auf 130° erwärmten und dann abgekühlten

Drahtes um 1,3 kg/mm² bei den weichen und um 5 kg/mm² bei den höhergeköhlten Drähten an.

W. Lueg: Ich glaube, ich bin in meinen Ausführungen insofern mißverstanden worden, als ich dabei nicht von der Zugfestigkeit gesprochen habe, sondern darauf hinweisen wollte, daß für die Ermittlung des Formänderungswirkungsgrades die Formänderungsfestigkeit einzusetzen ist, wenn man den Wirkungsgrad so genau ermitteln will, wie es Herr Schwier getan hat. Dabei müssen dann diejenigen Werte der Formänderungsfestigkeit benutzt werden, die für die Verhältnisse in der Zieh-düse und die dort herrschenden Temperaturen gelten. Als Maß für die Formänderungsfestigkeit kann dabei die Streckgrenze oder die 0,2-Grenze dienen.

Versuche mit dem Rohn-Niederfrequenzofen.

Von Alfred Niedenthal und Hanns Wentrup in Essen.

[Bericht Nr. 384 des Stahlwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute. — Schluß von Seite 566.]

(Verhalten des Ofenfutters. Energieverbrauch.)

Verhalten des Ofenfutters.

Die verschiedenen metallurgischen Versuche, die mit dem Rohn-Ofen durchgeführt wurden, zeigen, daß er zweifellos gewisse Vorteile gegenüber den bisher zur Stahlherstellung üblichen Öfen aufweist, seiner praktischen Verwendung steht jedoch z. Z. die Schwierigkeit als sehr hinderlich im Wege, ein geeignetes Ofenfutter für den Ofen zu finden.

Bei den Versuchen wurden folgende Futterzusammensetzungen verwendet und auf ihre Brauchbarkeit geprüft:

1. als saures Futter: Klebsand,
2. als basisches Futter: a) Magnesia-Zirkonoxyd-Futter, bestehend aus 45 % Zirkonsand (86 % ZrO₂), 50 % elektrisch geschmolzene Magnesia, 3 % Ton, 2 % Borsäure; b) Magnesiafutter nach Rohn, bestehend aus 88 % elektrisch geschmolzene Magnesia, 10 % Magnesit und 2 % Glaspulver.

Die Zusammensetzung 2a wurde auf Grund günstiger Erfahrungen gewählt, die bei kleineren Hochfrequenzöfen (1 t höchstens) in eigenen Betrieben gemacht wurden. Vor allem ließ sich dieses Futter auch bequemer einstampfen und sintern als das Futter 2b, das in dieser Hinsicht vor allem im Oberteil des Ofens gewisse Schwierigkeiten machte, wie später noch gezeigt wird.

Die Futter 1 und 2b wurden immer trocken aufgestampft und mit einer Eisenschablone gefrittet, während das Futter 2a feucht hinter einer der Ofenform entsprechenden Holzschablone aufgestampft und nach Herausziehen der Schablone getrocknet wurde. Zum Vorbrennen wurde ein Koksofengas-Preßluftwirbelstrom-Brenner verwendet. Mit ihm konnte vor allem auch der obere Teil des Tiegels gut gefrittet werden. Eine Uebersicht über das Verhalten der drei Futter gibt die *Tafel 1*. Ueber die Bewahrung der Futter ist danach folgendes zu sagen:

1. Klebsandfutter. Die Haltbarkeit des Klebsandfutters war so ungenügend, daß das Futter im allgemeinen nach jeder Schmelze erneuert werden mußte. Die durchgeführten Frisch- und Desoxydationsversuche zeigten nicht nur, daß das Futter allgemein stark in Mitleidenschaft gezogen wurde — erkennbar war dies an der vollkommen glasierten dunklen Tiegeloberfläche —, es ergaben sich vielmehr auch besonders starke Beschädigungen im oberen Teil des Ofens. Zum Teil war das Futter hier örtlich tiefer ausgefressen, zum Teil bröckelte es infolge ungenügender Frittung aus, wobei sich die Ofenschwungung noch besonders ungünstig auswirkte. Die Höchstzahl der auf einem sauren Futter durchgeführten Schmelzen betrug drei, der obere Teil mußte allerdings nach jeder Schmelze wieder geflickt werden. Zu diesen Erfahrungen ist allerdings zu sagen, daß

Beim Eintritt in die Zieh-düse ist also die Formänderungsfestigkeit bei Raumtemperatur oder bei vorgewärmtem Draht der entsprechende Wert einzusetzen, für den Austritt aus der Düse ein Wert, der der mittleren Erwärmung des Drahtes durch den Ziehvorgang entspricht. Während nun die Zugfestigkeit bei den hier in Frage kommenden Temperaturen mit der Temperatur etwas ansteigt, sinkt die Formänderungsfestigkeit (0,2-Grenze) dagegen mit steigender Temperatur stetig ab. Geht man also in der angegebenen Weise vor, dann kommt man wahrscheinlich auch bei ansteigender Ziehgeschwindigkeit und bei vorgewärmten Drähten trotz tatsächlich niedrigerer Ziehkraft auf die gleichen Formänderungswirkungsgrade wie bei geringer Ziehgeschwindigkeit und bei nicht vorgewärmtem Draht.

eine gewisse Verbesserung der Haltbarkeit sicher noch durch Beimischung von Quarzgekörn zum Klebsand zu erreichen sein wird.

2. Magnesia-Zirkonoxyd-Futter. Mit Ausnahme des Versuches, bei dem Roheisen entphosphort und entschweifelt wurde (Versuch Nr. 6), zeigten die ersten Schmelzen mit diesem Futter starken Angriff in der Schlackenzone. Er hing damit zusammen, daß dem Futter im Oberteil des Herdes zur besseren Sinterung Ton (10 %) beigemischt werden mußte. Es gelang nur einmal, sechs Schmelzen mit flüssigem Einsatz auf demselben Futter zu erschmelzen, bei einem dann folgenden Frischversuch wurde das Futter aber unbrauchbar.

Bemerkenswert ist, daß der Schlackenangriff bei den meisten Schmelzen nicht gleichmäßig erfolgte, sondern an den drei Stellen zwischen den Polen, wo die Badströmung nach unten und oben verlief, besonders stark war. Selbst wenn die Schlackenmenge so gering gehalten wurde, daß der Rand 8 bis 10 cm frei blieb, konnten diese Anfressungen nicht verhindert werden. Bei der Schmelze 11 war die Anfressung sogar so stark, daß das Bad zwischen zwei Spulen durchbrach.

Erst nach Beschaffung des Preßluftbrenners zum Vorbrennen, mit dem besser gefrittet werden konnte, ließ sich auch ohne Tonzusatz eine bessere Widerstandsfähigkeit gegen Schlackenangriff erreichen. Außer den fünf ohne Flecken auf einem Futter ausgeführten Schmelzen hätten ohne weiteres noch mehr Versuche durchgeführt werden können, ohne den Ofen zu gefährden, wenn nicht wegen anderweitiger Schäden die Versuche hätten abgebrochen werden müssen. Hervorzuheben ist noch, daß jetzt auch an den kritischen Stellen zwischen den Polen stärkere Anfressungen nicht mehr festgestellt werden konnten.

3. Magnesiafutter nach Rohn. Das trocken aufgestampfte Magnesiafutter mußte, wie schon erwähnt, mit einem Eiseneinsatz gesintert werden, wobei der Nachteil der schlechten Frittung des Oberteils in Kauf zu nehmen war. Die Folge war, daß schon nach drei Schmelzen (Nr. 18, 19, 20) der obere Teil des Tiegels unbrauchbar wurde. Auch hier war wieder an drei Stellen neben den Polen der Angriff besonders stark. Eine Ausmauerung der Schlackenzone mit Magnesitstein ergab zwar sehr viel geringere Verschlackung, dafür ergaben sich jedoch Anstände infolge der starken Dehnung des Futters. Außerdem blieb der Uebergang zur Gießschnauze immer eine Gefahrenstelle für Anfressungen und Durchbrüche.

Die Einwirkung der Schlacke auf das Futter ist auch aus der Aufnahme von Futter durch die Schlacke zu ersehen, die

Tafel 1. Zusammenstellung über das Verhalten des Ofenfutters.

Schmelz-Nr.	Futterbeschaffenheit vor der Schmelze	Einsatz und Art der Schmelze	Futterbeschaffenheit nach der Schmelze	Schmelz-Nr.	Futterbeschaffenheit vor der Schmelze	Einsatz und Art der Schmelze	Futterbeschaffenheit nach der Schmelze
1	Neuzustellung mit Klebsand	Roheisen fest Frischversuch	Allgemein starker Angriff	15	Wie 14. Oberteil ausgeflickt	Flußstahl flüssig Ausschmelzcharge	Schlackenzone angegriffen Leichter Durchbruch
2	Wie 1. Oberteil mit Wasserglas getränkt	Stahl (0,4 % C) flüssig, Frisch- und Desoxydationsversuch	An den Polen ausgepült	16	Wie 15. Ohne Abkühlung	Stahl A flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone angegriffen
3	Wie 2. Im Unterteil ausgeflickt	Stahl (0,20 % C) flüssig, Desoxydation mit Glasschlacke	Stark angegriffen	17	Wie 16. Oberteil ausgeflickt	Frischversuch	Starke Futterverschlackung
4	Wie 3	Stahl (0,17 % C) flüssig, Desoxydation mit Mangan-Silikat-Schlacke	Sehrstark angegriffen	18	Neuzustellung mit Magnesia (nach Rohn) mit Eisenschablone gefrittert	Siederrohrschrott fest, Sinterschmelze	Einwandfrei
5	Neuzustellung mit Klebsand	Stahl (0,33 % C) flüssig, Desoxydation mit Mangan-Silikat-Schlacke	Sehrstark angegriffen	19	Wie 18. Ohne Abkühlung	Stahl A flüssig Desoxydationsversuch	Anfressung der Schlackenzone
6	Neuzustellung mit Magnesia-Zirkonoxyd, mit Eisenschablone gesintert Tonzusatz im Oberteil 10 %	Roheisen flüssig Frischversuch	Schlackenzone stark angegriffen	20	Wie 19. Anfressungen ausgeflickt	Stahl A flüssig Desoxydationsversuch	Anfressungen wie Nr. 19, Oberteil unbrauchbar für weitere Schmelzen
7	Wie 6. Schlackenzone geflickt. Ton-gehalt der Flickmasse 3 %	Roheisen flüssig Entschwefelungs- und Entphosphorungsversuch	Kein Angriff, Spulenausbesserung	21	Wie 20. Jedoch Oberteil Magnesitsteine	Stahl A flüssig Desoxydationsversuch	Spulenkurzschluß Schmelze eingefroren
8	Neuzustellung mit Zirkonoxyd Oberteil mit 5 % (statt 3 %) Ton. Mit Eisenschablone gesintert	Stahl (0,4 % C) Frischversuch	Oberteil fällt ein	22	Wie 21. Etwas ausgebessert	Stahl A flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone angefressen
9	Neuzustellung mit Magnesia-Zirkonoxyd, Oberteil höherer Tonzusatz	Stahl (0,03 % C) fest	Spulenausbesserung	23	Wie 22. Ohne Abkühlung	Stahl B flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone ausgefressen
10	Neuzustellung mit Magnesia-Zirkonoxyd (üblicher Tonzusatz im Oberteil) mit Eisenschablone gesintert	Stahl (0,03 % C) fest Desoxydationsversuch	Starke Futterverschlackung	24	Wie 23. Ohne Abkühlung	Stahl B flüssig Desoxydationsversuch	Leichte Auswaschung des ganzen Tiegels
11	Neuzustellung mit Magnesia-Zirkonoxyd, mit Holzschablone aufgestampft	Stahl (0,08 % C) flüssig Frischversuch	Starke Futterverschlackung, Durchbruch	25	Wie 24. Ausgebessert	Stahl C fest Desoxydationsversuch	Leichter Durchbruch
12	Neuzustellung mit Magnesia-Zirkonoxyd, mit Koks und Preßluft vorgebrannt	Flußstahl flüssig Ausschmelzcharge	Ohne Angriff	26	Neuzustellung mit Magnesia (nach Rohn) mit Eisenschablone gesintert	Stahl C fest Desoxydationsversuch	Starke Anfressungen
13	Wie 12. Ohne Abkühlung	Stahl C flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone leicht angegriffen	27	Wie 26. Ohne Abkühlung	Stahl C flüssig Desoxydationsversuch	Durchbruch
14	Wie 13. Ohne Abkühlung	Stahl B flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone angegriffen	28	Neuzustellung mit Magnesia-Zirkonoxyd, mit Koksofengas und Preßluft vorgebrannt	Stahl A flüssig Desoxydationsversuch	Keine Anfressungen
				29	Wie 28. Ohne Abkühlung	Stahl C flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone leicht angegriffen
				30	Wie 29. Ohne Abkühlung	Stahl C flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone leicht angegriffen
				31	Wie 30. Schwindungsrisse ausgeflickt	Stahl D flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone angegriffen
				32	Wie 31. Ohne Abkühlung	Stahl B flüssig Desoxydationsversuch	Schlackenzone angegriffen

bei der Schlackenanalyse festgestellt wurde (vgl. die Bilder 13 und 14).

Bei den Schmelzen auf Magnesia-Zirkonoxyd-Futter (Bild 13) schwankte der Magnesiaendgehalt zwischen etwa 8 und 15 %, wobei zu beachten ist, daß zum Teil mit dem Kalk jeweils 20 % Magnesia (auf die Kalkmenge berechnet) mit zugegeben wurden. Die „Restgehalte“ dürften, wie ein Vergleich mit den Magnesiagehalten lehrt, nur zum Teil aus verschlacktem Zirkonoxyd bestehen, da bei der Zusammensetzung des Futters mit einem Teil Zirkonoxyd jeweils auch etwa ein Teil Magnesia mit verschlackt werden mußte.

Bei den Schmelzen auf Magnesiafutter (Bild 14) fallen die im Vergleich zu Bild 13 höheren und zum Teil sogar sehr hohen Magnesiagehalte der Schlacken sofort ins Auge. Die Verschlackung des Magnesiafutters war also verhältnismäßig höher als die des Zirkonoxyd-Magnesia-Futters. Allerdings waren die Schlacken bei diesen Schmelzen im Mittel vielleicht etwas saurer, während die Tonerdegehalte etwa in der gleichen Größenordnung wie in Bild 13 liegen.

Abschließend ergibt sich aus den dargestellten Unterlagen folgende Gesamtbeurteilung der Futterfrage:

1. Metallurgische Arbeiten, die eine hoch eisenoxydulhaltige Schlacke bedingen, sind z. Z. im Rohn-Ofen nicht durchführbar, da beide der z. Z. verfügbaren basischen Futter zu stark angegriffen werden. Auch saures Futter ist unbrauchbar für Frischversuche.

2. Eine Berührung von Schlacke und Ofenfutter kann auch im Rohn-Ofen nicht vollkommen vermieden werden. Sie führt unter Umständen, besonders örtlich zwischen den Polen, zu starken Auswaschungen des Futters.

Als basische Zustellung eignet sich das Magnesia-Zirkonoxyd-Futter vielleicht etwas besser als das reine Magnesiafutter, da dieses anscheinend von basischen Schlacken etwas stärker angegriffen wird.

Das Magnesia-Zirkonoxyd-Futter hat zudem den Vorteil, daß es mit Hilfe einer Schablone, die später herausgenommen wird, feucht aufgestampft werden kann. Für die Frittung genügt ein Koksofengas-Preßluftbrenner, mit dem Frittemperaturen von 1000 bis 1100° beliebig lange Zeit auch im Oberteil des Ofens erzielt werden können.

Gegen das Magnesiafutter spricht, daß es dabei schwierig ist, den Oberteil des Herdes gut zu sintern, daß es weniger

Zahlentafel 2. Energieverbrauch bei den Desoxydationsversuchen auf basischem Futter.

Stahl	Schmelz-Nr.	Art der Desoxydation	Einsatz: fest oder flüssig; Einsatztemperatur °C	Ofenfutter	Schmelzeiten in min				Energieverbrauch kWh	Einsatzgewicht in t	Stündlicher Energieverbrauch kWh/t	Bemerkungen
					Gesamtschmelzzeit	Einschmelzzeit	Wärmzeit	Behandlungsdauer				
A	16	Al + Kalk	flüssig	MgO-ZrO ₂	110	—	70	40	600	1600	370	Ofen warm
A	19	Al + Kalk	flüssig	MgO	140	—	80	72	775	1500	550	Ofen warm
A	22	CaSi	flüssig	MgO	184	—	142	42	1000	1300	770	Ofen vorgewärmt
A	20	FeSi	flüssig	MgO	160	—	88	72	800	1300	615	Ofen vorgewärmt
A	28	Alsical	flüssig	MgO-ZrO ₂	247	—	181	66	1300	1300	1000	Ofen vorgewärmt
B	14	Al + Kalk	flüssig	MgO-ZrO ₂	97	—	52	45	500	1100	450	Ofen warm
B	24	Al + Kalk	flüssig 1560°	MgO	100	—	80	20	500	1300	400	Ofen warm
B	23	CaSi	flüssig 1520°	MgO	128	—	92	36	600	1300	500	Ofen warm
B	32	Alsical	flüssig 1515°	MgO-ZrO ₂	142	—	102	40	700	1200	580	Ofen warm
C	13	Al + Kalk	flüssig	MgO-ZrO ₂	152	—	93	59	900	1500	600	Ofen warm
C	30	Al-Pulver	flüssig 1530°	MgO-ZrO ₂	121	—	72	49	600	1300	460	Ofen warm
C	25	CaSi	fest	MgO	942	723	162	57	4700	1450	3250	Ofen warm
C	26	FeSi	fest	MgO	575	395	35	145	2900	1500	1900	—
C	29	Alsical	flüssig 1500°	MgO-ZrO ₂	130	—	90	35	600	1350	460	Ofen warm
D	31	Al-Pulver	flüssig 1530° ¹⁾ 1460°	MgO-ZrO ₂	189	—	102	87	1000	1100	900	Ofen vorgewärmt

1) Einlauf-Ofen.

schlackenbeständig ist und sich ferner bei Erwärmung stark dehnt. Gegebenenfalls könnte aber bei dem Magnesiafutter der obere Teil des Ofens in Höhe der Schlackenzone mit abriebfesten Magnesitsteinen ausgemauert werden.

Ein endgültiges Urteil darüber, welches der beiden basischen Futter auf die Dauer die größere Haltbarkeit ergibt, kann natürlich auf Grund der bisherigen verhältnismäßig wenigen Versuche noch nicht gefällt werden. Nach den vorliegenden Beobachtungen muß es aber überhaupt recht zweifelhaft erscheinen, ob bei der starken Beanspruchung, der das Futter im Rohn-Ofen unterliegt, für den Betrieb brauchbare Haltbarkeiten erreicht werden können.

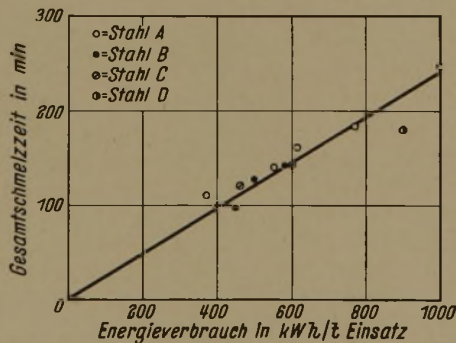


Bild 21. Beziehungen zwischen Energieverbrauch und Gesamtschmelzzeit.

Energieverbrauch.

Zum Schluß sei noch auf den Energieverbrauch kurz eingegangen. Er ist am besten aus den Desoxydationsversuchen mit den legierten Stählen zu beurteilen, da die Bedingungen jeweils ähnlich waren. Einzelheiten sind *Zahlentafel 2* zu entnehmen. Zur besseren Uebersicht ist in *Bild 21* der Energieverbrauch je Tonne Einsatz in Abhängigkeit von der Gesamtschmelzzeit dargestellt. Da bei allen Schmelzen mit ganz geringen und kurzzeitigen Ausnahmen mit Vollast gefahren wurde, ergibt sich hier eine geradlinige Abhängigkeit. Die Neigung der Geraden entspricht einer Leistungsaufnahme von etwa 250 kW/t. Da das Einsatzgewicht im Mittel 1,34 t betrug, war also die mittlere Gesamtleistungsaufnahme des Ofens unter den geschilderten Versuchsbedingungen 335 kW. Dabei ist zu beachten, daß diese Leistung jeweils bis zum Ende des Versuchs erforderlich war,

also auch noch für die Warmhaltung bei etwa 1550 bis 1600° benötigt wurde, während, wie anfangs erwähnt, bei den Versuchen in Hanau nur etwa 150 kW dazu erforderlich waren. Da sich aus der Zusammensetzung der Schmelzen und ihrem entsprechend veränderten elektrischen Verhalten (spezifischer Widerstand) keine Erklärung für den unterschiedlichen Energieverbrauch ergibt, muß man annehmen, daß im vorliegenden Fall die Wärmeverluste infolge dünnerer Wandung und stärkerer Wärmeleitung des Futters stärker waren. Belegen läßt sich diese Vermutung allerdings nicht, da hierzu die Unterlagen zu gering sind.

Für die Energieaufnahme ist offenbar auch das Einsatzgewicht wichtig. Wenn man nämlich Einsatzgewicht und Schmelzzeit miteinander vergleicht, so findet man trotz verhältnismäßig starker Streuungen der Einzelwerte, daß bei den größeren Einsatzgewichten die Schmelzzeit und damit naturgemäß auch der Energieverbrauch je t und Stunde im Mittel etwas kleiner ist als bei den kleineren Gewichten. Es hängt dies bekanntlich damit zusammen, daß bei Induktionsöfen die Leistungsaufnahme von der Erfüllung des magnetischen Feldes abhängt.

Einen Anhalt für den Wirkungsgrad des Ofens erhält man aus den zuvor genannten Zahlen, wenn man bedenkt, daß 1 t flüssiger Stahl zur Erhitzung um 200°, z. B. von 1400 auf 1600°, $1000 \times 200 \times \frac{0,16}{860} = \text{rund } 37 \text{ kWh}$ erfordert. Rechnet man dazu Schmelzwärme für Schlacke und Zuschläge, so mögen für den angenommenen Fall etwa 80 kWh/t theoretisch erforderlich gewesen sein. Demgegenüber steht ein tatsächlicher Verbrauch von 370 bis 1000 kWh/t, das ist die 4,5- bis 12fache Menge. Der Gesamtwirkungsgrad des Ofens für flüssigen Einsatz liegt also etwa zwischen 12,5 und 20%. Praktisch führte dies dazu, daß die Schmelzen bei 1600° unter Vollast gerade warmgehalten werden konnten.

Die Verluste, die diesen schlechten Wirkungsgrad bedingen, sind in der Hauptsache die folgenden:

- | | |
|----------------------------------|-------------------------|
| Leitungs- und Strahlungsverluste | } Wärmeverluste |
| Kühlwasserverluste | |
| Oeffnungsverluste | |
| Kupferverluste | } elektrische Verluste. |
| Eisenverluste | |
| Umspannerverluste | |

Die Hauptbedeutung kommt dabei zweifellos den Wärmeverlusten zu.

Eine Verbesserung des Wirkungsgrades und des Energieverbrauches könnte beim Rohn-Ofen auf folgenden Wegen angestrebt werden:

1. durch Senkung der Wärmeverluste:
 - a) durch Verminderung der Kühlwasserverluste durch Wahl eines schlecht wärmeleitenden Futters und Einfügung einer Isolierschicht zwischen Spule und Ofenfutter;
 - b) durch bessere Ausführung des Gewölbes;
 - c) durch Entwicklung der Schmelzföhrung mit dem Ziele der Verkürzung der Behandlungszeit;
2. durch Erhöhung der Energieaufnahme:
 - a) durch Wahl des günstigsten Schmelzgewichtes;
 - b) durch Verminderung der Eisen- und Kupferverluste, d. h. durch Verbesserung des elektrischen Teils des Ofens.

Die Verkürzung der Behandlungszeiten beim Arbeiten mit flüssigem Einsatz könnte durch heißeres Einsetzen des Stahles bei Verkürzung der Bewegungs- und Umfüllzeiten und durch ununterbrochenen Schmelzbetrieb erreicht werden; das zweite ist allerdings nur bei guter Futterhaltbarkeit zu erreichen.

Zusammenfassung.

Als Ergebnis der Versuche mit dem Rohn-Niederfrequenzofen ist folgendes festzustellen:

In Ergänzung der Versuche der Firma Heraeus wurde erneut bewiesen, daß in dem Ofen Reaktionen zwischen Stahlbädern und aufgegebenen Zusatzstoffen, wie Erzen oder Schlacken, mit besonderer Geschwindigkeit durchgeführt werden können. Der Grund hierfür liegt nicht nur in der durch die Badbewegung bewirkten innigen Berührung zwischen dem Stahlbad und den Zugaben, sondern vor allem auch in einer Durchwärmung der nichtmetallischen Stoffe, wie sie in Induktionsöfen bisher nicht möglich war. Diese Durchwärmung ist so stark, daß selbst hochschmelzende Schlacken, wie kieselsäurereiche Silikatschlacken oder kalk- und basenreiche Schlacken, nach Art der im Lichtbogenofen geföhrten Reduktions- und Entschwefelungsschlacken genügend dünnflüssig und reaktionsfähig werden.

Die Badbewegung bewirkt aber auch eine stärkere Reaktion der Stahlschmelzen mit der Luft, so daß unter Umständen die Stickstoffaufnahme stärker als in anderen Öfen ist. Für manche Fälle, wie Herstellung stickstoffreicher Chrom- oder Chrom-Nickel-Stähle, wird dies erwünscht sein, in vielen Fällen jedoch, z. B. bei der Herstellung

von Weicheisen, wird die Stickstoffaufnahme nachteilig sein. Hier könnte aber versucht werden, durch starkes Kochen der Schmelzen der Stickstoffaufnahme entgegenzuwirken.

Weiterhin ist zu beachten, daß bei der Reduktion von Schlacken mit Hilfe von Aluminium, Silizium und anderen Reduktionsmitteln diese infolge der Badbewegung nicht nur mittelbar über die Schlacke auf das Bad wirken, sondern sofort auch unmittelbar mit dem Bade legiert werden. Es ist also damit zu rechnen, daß die Desoxydation nicht nur durch „Herauswaschen“ des Sauerstoffs mittels der Schlacke erfolgt, sondern daß gleichzeitig im Stahl eine „Fällungs-desoxydation“ unter Bildung von festen oder flüssigen Reaktionsstoffen eintritt. Allerdings wird ja die Abscheidung dieser Reaktionsstoffe durch die Mischung des Stahles mit der Schlacke wieder gefördert.

Neben diesen Vorteilen bringt die Badbewegung aber auch den Nachteil, daß die Schlacke ziemlich stark mit dem Ofenfutter reagiert. Es ist zwar richtig, daß infolge der Trichterbildung in der Mitte der Schmelze auf dem größten Teil des Randes eine Berührung zwischen Futter und Schlacke nicht stattfindet. Die zwischen den Polen eingeröhrte Schlacke kommt aber dafür mit dem Futter um so stärker in Berührung, so daß eine Auflösung des Ofenfutters unvermeidbar ist und sogar stärkere örtliche Anfrassungen entstehen. Man müßte also darauf sehen, daß die Schlacken von vornherein schon so zusammengesetzt sind, daß sie nur noch geringes Lösungsvermögen für das Ofenfutter haben. Die Versuche mit kieselsäuregesättigten Schlacken auf saurem Futter deuten allerdings darauf hin, daß außer durch die Auflösung das Futter auch noch rein mechanisch durch „Abrieb“ beansprucht wird. Der starke Futterverschleiß ist der Grund dafür, daß die Futterhaltbarkeit für die Herstellung von Stahl zur Zeit noch völlig ungenügend ist. Die Entwicklungsmöglichkeiten des Ofens werden daher weitgehend von den Verbesserungsmöglichkeiten abhängen, die man in dieser Hinsicht finden wird.

Für die betriebliche Brauchbarkeit des Ofens wird es ferner wesentlich sein, ob man in der Lage ist, die Behandlungszeiten im Ofen durch stärkere Energiezuföhr zur Schmelze abzukürzen. Sie müßte so erfolgen, daß eine Verstärkung der Badbewegung dabei vermieden würde. W. Rohland⁶⁾ berichtete kürzlich von einer Ofenbauart, bei der versucht wird, durch zusätzliche Lichtbogenbeheizung diesem Mangel abzuwehren. Dieser Ofen hat auch den Vorteil, daß er festen Einsatz wesentlich schneller einschmelzen kann, als es der Rohn-Ofen zu tun vermag.

⁶⁾ Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 2/12 (Stahlw.-Aussch. 369).

An den Bericht schloß sich folgende Erörterung an:

W. Hessenbruch, Hanau: Es ist außerordentlich zu begrüßen, daß die Firma Krupp freimütig die Ergebnisse der Versuche mit dem bei der Heraeus-Vacuumschmelze gebauten Quirlöfen bekanntgegeben hat. Der Ofen stellt die erste technische Durchführung der neuen Idee dar, und es ist klar, daß dadurch dem Ofen noch gewisse technische Mängel anhaften, die z. T. in der Zwischenzeit bei der Weiterentwicklung behoben werden konnten.

Der Quirlöfen ist in Wirklichkeit ein Drehstrommotor mit flüssigem Kurzschlußanker und großer Dämpfung. Infolgedessen hängt die Badbewegung, die für diese Öfen kennzeichnend ist, von der Frequenz, von der Polzahl, aber auch von der Polform und von der aufgebrauchten Energie ab. Außerdem spielt aber noch eine Rolle, welche Lage die Oberfläche des Bades zum Kraftfluß und zu der Lage der Pole hat. Die Wirbelung ist am stärksten, wenn die Badoberfläche etwa mit der Oberkante der Pole gleich ist. Füllt man mehr Stahl ein, so daß die Badoberfläche 20 bis 25 cm höher steht, so wird die Badbewegung wesentlich ruhiger.

Da die Badbewegung für die Frage der Berührung der

Schlacke mit der Zustellung und damit für die Haltbarkeit der Zustellung eine wesentliche Rolle spielt, ist auch durch den Grad der Füllung des Ofens ein Einfluß auf den Verschleiß der Zustellung möglich.

Im Gegensatz zu älteren Induktionsöfen hat der Niederfrequenz-Drehstromofen einen geschlossenen schalenförmigen Herd, ähnlich wie ein Lichtbogenofen. Auf die Vorteile bei Entschwefelung, Entphosphorung und Desoxydationsvorgängen hat der Vortragende hingewiesen. Der Unterschied zwischen der Frischgeschwindigkeit, die in Hanau erzielt wurde, und der in Essen erreichten ist vielleicht in dem unterschiedlichen Füllungsgrad des Ofens zu suchen.

Bezüglich des Stickstoffgehaltes ist sicherlich ein wesentlicher Fortschritt zu erzielen, wenn man dafür sorgt, daß in der Zeit, wo die starke Wirbelung herrscht, die Schmelze genügend kocht und später, wenn die Schmelze nicht mehr stark gewirbelt wird, von einer Schlacke bedeckt ist. Man kann nämlich, je nach der aufgebrauchten Energie, jeden beliebigen Grad von Berührung zwischen Bad und Ofenatmosphäre von der vollkommenen Bedeckung mit Schlacke bis zu dem nahezu blanken Bad erzielen.

Diese Verhältnisse wurden seinerzeit mit Hilfe eines Bleibades studiert, indem in einer dünnen Eisenschale von der Form des Herdes Blei geschmolzen wurde. Bei abgenommener Ofenhaube konnte dabei je nach der Schaltung und der Intensität der aufgetragenen Energie die Badbewegung beobachtet, ja sogar mittels Blitzlichtaufnahmen festgehalten werden. Zu der entscheidenden Frage der Zustellung sei darauf hingewiesen, daß die Verhältnisse bei diesem Ofen naturgemäß ähnlich wie bei den großen Hochfrequenzöfen liegen. Im Lichtbogenofen hat man eine Zustellungsstärke von einem halben Meter oder mehr, und hier sind es nur noch etwa 100 bis 150 mm. In Rücksicht auf einen guten elektrischen Wirkungsgrad kann man die Zustellung nicht wesentlich dicker machen.

Aehnlich wie Herr Wenstrup schon ausführte, gehen unsere Erfahrungen dahin, daß die saure Zustellung für diesen Ofen ungeeignet sein wird. Bei der basischen Zustellung muß man darauf achten, daß die Schlacke ein möglichst geringes Lösungsvermögen für die Bestandteile der Zustellung hat; vor allen Dingen muß man aber vermeiden, daß die benutzte Zustellung während des Gebrauches noch schwinden kann. Man muß daher sowohl elektrisch geschmolzene Magnesia als auch elektrisch geschmolzenes Dolomit verwenden. Die Verwendung von elektrisch geschmolzenem Dolomit hat den weiteren Vorteil, daß dadurch der Angriff der Kalkschlacken vermindert wird.

Das feuchte Einstampfen der Zustellung sollte man bei Induktionsöfen vermeiden, da sich beim Trocknen die Feuchtigkeit an Teilen des Ofens niederschlagen kann, wo Ueberschläge entstehen können. Wenn man beim Einsintern trockener Zustellungen Schwierigkeiten mit dem oberen Teil des Herdes bekommt, so muß man schichtenförmig auffüllen, indem man in steigendem Maße ein Bindemittel zusetzt, z. B. gemahlene Siemens-Martin-Schlacke. Man kann sodann erreichen, daß auch, wenn einmal die Sinterschablone schnell herunterge-

schmolzen werden muß, der obere Teil des Ofens nicht einstürzt. Seit dem Jahre 1932, in dem der Ofen gebaut wurde, mit dem die Versuche von Herrn Wenstrup gemacht wurden, sind in Hanau weitere Entwicklungen durchlaufen worden. Wir haben versucht, den Niederfrequenzofen als Doppelfrequenzofen zu betreiben, indem wir die Energiezufuhr vorwiegend einer Hochfrequenzspule übertragen haben, auf der außen Tellerspulen für Niederfrequenz aufgesetzt waren, durch die je nach der Stärke ihrer Belastung die Badbewegung beeinflusst werden konnte. Man kann dann mit Hochfrequenz einschmelzen und mittels Niederfrequenz wirbeln. In einem dieser Ofen haben wir vorzügliche Ergebnisse erzielt.

Eine andere Ausführungsform ist bei den Deutschen Edelmetallwerken zur Ausführung gekommen. Hier ist unterhalb eines normalen Lichtbogenofens ein Niederfrequenz-Spulen-system im Herd angeordnet, so daß das eigentliche Niederschmelzen mit dem elektrischen Lichtbogen und die metallurgischen Arbeiten mit den Niederfrequenzspulen durchgeführt werden können. Es ist über diesen Ofen von W. Rohland⁷⁾ berichtet worden, in der Zwischenzeit sind weitere Versuche gemacht worden.

Ich möchte nur andeuten, daß die Frage der Trennung der Energiezufuhr und der Wirbelung, die bei den beiden später gebauten Ofen versucht wurde, ganz aussichtsreich ist.

Die Herdform des Ofens selbst kann auch noch abgeändert werden mit Rücksicht auf einen möglichst geringen Angriff der Zustellung. Im übrigen will ich abschließend nur noch bemerken, daß seit einiger Zeit in Hanau ein 10-t-Ofen nach dem Drehstrom-Niederfrequenzprinzip entwickelt wird; vielleicht kann später einmal über die Ergebnisse mit diesem Ofen hier berichtet werden.

⁷⁾ Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 11.

Umschau.

Putzen von Blöcken und Vorbrammen durch Flämmen.

Bei der Bethlehem Steel Co., Lackawanna, N. Y., ist das Verputzen durch Flämmen sowohl für Knüppel als auch für Vorbrammen eingeführt worden¹⁾ aus der amerikanischen Erfahrung heraus, daß diese Arbeitsweise mit niedrigeren Kosten schneller und oft mit geringerem Platzbedarf ebenso gute Erfolge bringt wie die früher übliche Putzarbeit mit Meißel oder Schleifmaschine.

Auf dem Knüppellager sind dafür drei Stände eingerichtet, die mit je etwa 12 m Länge die ganze Hallenbreite einnehmen, davon hat ein Stand für das Flämmen von 63,5-mm- und 44,4-mm-Knüppeln eine Höhe von rd. 60 cm, während die beiden anderen Stände für solche von 10 × 10 cm² bis 23 × 20 cm² eine Höhe von rd. 45 cm haben. Geflämt wird durchweg Stahl mit niedrigem bis mittlerem Kohlenstoffgehalt. An diesen drei Ständen arbeiten gleichzeitig acht Flämmkolonnen, von denen jede aus je einem Flämmer, Kontrolleur und Hilfsarbeiter besteht; ein weiterer Hilfsarbeiter ist vorhanden für je zwei Kolonnen. Die Arbeit geht in der Weise vor sich, daß die Knüppel erst mit Drahtbürsten vom Walzzunder gesäubert und dann vom Kontrolleur nachgesehen werden, wobei dieser die Fehlstellen anzeichnet. Der Flämmer arbeitet mit einer 90-cm-Flämpistole, die sechs Heizröhren und eine zweckentsprechende Flämdüse hat. Das Wegflämmen der Fehlstellen geschieht in der üblichen Weise. Wenn es sich um ausgedehnte Fehlstellen handelt oder die ganze Oberfläche abgeflammt werden soll, wird ein Schnitt neben den anderen gelegt, wobei auf das Vermeiden von Gratbildung besonders geachtet wird. Die Neigung zu dieser Gratbildung ist bei weichen Stählen größer als bei härteren. Nach dem Flämmen werden die Knüppel vom Hilfsarbeiter mit Spitze und Drahtbürste von der Flämschlacke gesäubert, dann wieder vom Kontrolleur nachgesehen und etwaige Fehler nochmals zur Nacharbeit angezeichnet.

Genaue Leistungsangaben sind wegen der zu verschiedenen Arbeit an den Fehlstellen nicht möglich, doch wird ein Ergebnis von 7 bis 9 t Knüppeln je Flämmer und Stunde als befriedigend bezeichnet. Der Sauerstoffverbrauch wird mit 1,4 bis 1,7 m³ je t Knüppel angegeben bei einem Verhältnis Sauerstoff zu Azetylen von 20 : 1. Die Kosten für Sauerstoff und Azetylen zusammen betragen etwa ein Viertel der ganzen Flämmkosten. Nach deutschen Erfahrungen liegen allerdings die Gaskosten wesentlich höher, während die Personalzahlen zu hoch erscheinen. Angaben über die verwendeten Flämpistolen sind sehr spärlich, doch scheint es sich bei einer Angabe von sechs Heiz-

düsen und einer Flämdüse um einen sehr breiten Schnitt zu handeln, wobei für das Flämmen der Vorbrammen noch größere Flämpistolen (1,2 m) verwendet werden.

Azetylen wird in Flaschen von etwa 8 m³ Inhalt bezogen. In einem neben dem Knüppellager befindlichen eingeschlossigen Ziegelsteinbau sind vier Batterien mit je sechs Azetylenflaschen untergebracht, von denen zwei in Betrieb sind und zwei in Bereitschaft gehalten werden; es ist ein Vorrat von 80 bis 100 Flaschen auf Lager. In den Azetylenleitungen zur Flämanlage beträgt der Druck 0,6 at, wobei eine Temperatur von 25 bis 30° C die günstigsten Arbeitsbedingungen ergeben hat. Sehr viel Wert wird auf gute Sicherheitsmaßnahmen gelegt; Wasser-vorlagen an jeder Flasche und nochmals in der Leitung. Ausbrennstutzen von den Leitungen bis über das Dach geführt und verschlossen mit Scheiben aus leichtschmelzendem Metall sowie mechanische Rückschlagsicherungen sollen gegen Flammenrückschläge schützen. Auch die Beleuchtung ist mit allen möglichen Sicherheitsvorkehrungen versehen, die Handkarren für die Flaschenanfuhr haben Gummiräder zur Vermeidung von Funkenbildung; die Räume sind künstlich belüftet, um Gasansammlungen zu verhindern. Sauerstoff wird geliefert in Behältern von rd. 1150 m³ Fassung mit einem Druck von 155 bis 169 at. Es sind stets zwei Behälter vorrätig, von denen einer in Betrieb ist und der andere in Bereitschaft steht. Der Betriebsdruck in der Sauerstoffleitung beträgt etwa 7,7 at. Die Sauerstoffleitungen sind aus gekupfertem Stahl und haben 76 mm Dmr., die gleichartigen Azetylenleitungen 50 mm Dmr.; alle Verbindungen sind geschweißt. Die Leitungen liegen in einem Graben von 1,8 m Tiefe; auch die 16 Anschlüsse für die Flämpistolen sind zum Schutz vor Beschädigungen in Stahlkästen im Boden versenkt. Alle Verbindungen werden täglich mit Seifenwasser auf etwaige Undichtigkeit hin geprüft.

In der Brammenhalle befinden sich zwei Flämmstände. Hier besteht jede Flämmkolonne aus zwei Flämmern, einem Kontrolleur, zwei Hilfsarbeitern, zwei Kranführern und zwei Kranhilfsarbeitern. Die Leistung einer solchen Kolonne soll etwa 1000 bis 1500 t in der achtstündigen Schicht betragen, bei einem Verbrauch von etwa 0,6 m³ Sauerstoff und 0,18 kg Karbid je t Stahl; über die Abmessungen der Vorbrammen wird leider nichts gesagt. Der Sauerstoff wird in Behältern angeliefert und auf einen Betriebsdruck von 7 bis 8 at vermindert. Azetylen wird hier in drei Erzeugern aus Karbid hergestellt und mit 0,4 bis 0,6 at Druck in die Flämmerei geliefert. Die Sauerstoffleitungen haben hier 50 mm Dmr., die Azetylenleitungen 38 mm Dmr.; sie sind aus gekupfertem Stahl mit geschweißten Verbindungen hergestellt und mit Sicherheitsvorrichtungen wie bei der Flämanlage für das Knüppellager versehen.

Heinrich Jos. Meyer.

¹⁾ Steel 107 (1940) Nr. 20, S. 62, 64 u. 78.

Fortschritte in der Schweißtechnik von Juli 1939 bis Dezember 1940.

[Fortsetzung von Seite 573.]

2. Arbeitsverfahren.

Die in jüngster Zeit wegen erhöhter Temperaturen und Dampfdrücke stark gesteigerten Anforderungen an Dampfdruckleitungen fordern Stähle, die möglichst gute Warmfestigkeitseigenschaften aufweisen. Andererseits müssen diese Stähle neben hoher Korrosionsbeständigkeit und einer guten Gefügebeständigkeit günstige Schweißigenschaften haben, wodurch man in der Wahl der Stahlarten weitgehenden Beschränkungen unterworfen ist. Von den hierfür in Betracht kommenden Stählen Molybdän-, Chrom-Molybdän- und Chrom-Silizium-Stahl hat sich in schweißtechnischer Hinsicht der Molybdänstahl bei guten Warmfestigkeitseigenschaften am besten bewährt.

E. H. Krieg und G. Sonderman²²⁾ fordern mit Rücksicht auf die Dauerstandfestigkeit in Anlehnung an neuere Erkenntnisse über die bestehenden Abnahmenvorschriften hinausgehende Bedingungen: 1. Der Stahl soll eine Ferritkorngröße von Nr. 4 bis 5 (nach der Tafel der American Society for Testing Materials) haben. 2. Er soll frei von Zeilenstruktur sein. 3. Er soll keine Kaltverformung im Gefüge aufweisen. 4. Er soll im Gefüge keinen ausgesprochenen kugelförmigen Zementit erkennen lassen. 5. Die Korngröße soll möglichst gleichmäßig sein. 6. Der Stahl soll so erschmolzen sein, daß obige Bedingungen bei einer Normalglühtemperatur von höchstens 925° und anschließender Anlaßtemperatur von etwa 640° erzielt werden können.

Während es früher üblich war, Einlegeringe beim Schweißen zu verwenden, ist man aus verschiedenen Gründen davon abgegangen und schweißt nunmehr die Rohre so zusammen, daß man die Schweißlippen bei einer Tulpenform nach innen biegt und ohne Schweißspalt verbindet. Man erreicht damit, daß weder Schlacke noch Schweißhärte im Innern des Rohres auftreten, die zu Maschinenschäden Anlaß geben können. Vor dem Schweißen sind die Rohrenden auf 260° anzuwärmen. Die Temperatur soll 150° bis zur Fertigstellung nicht unterschreiten. Die Schweißnaht soll nach der Schweißung so bearbeitet werden, daß sanfte Uebergänge zwischen Rohr und Schweißnaht vorhanden sind. Wie alle derartigen Hochsicherheitsverbindungen soll die Schweißung nur von geübten Schweißern ausgeführt werden. Die Verfasser sind der Ansicht, daß dauernde Überwachung zuverlässigere Verbindungen ergibt als anschließende Prüfung mit Röntgenstrahlen.

Nach Untersuchungen von R. W. Emerson²³⁾ ist die Vorwärmung beim Schweißen von Molybdänstahl für den Dampfkesselbau von ausschlaggebender Bedeutung. Vor- und Rückwärtsbiegeproben nach dem Schweißen in Zwangslage ließen besondere Unterschiede mit und ohne Vorwärmung sowie im spannungsfrei geglühten Zustand nur bei der Rückwärtsbiegeprobe erkennen. In der Art der Verbindung hat Emerson eine andere Auffassung als Krieg und Sonderman²²⁾. Die von diesen vorgeschlagene Schweißverbindung hält er für den Kesselbau als ungeeignet, ohne allerdings eine Begründung zu geben. Die günstigste Schweißung ist nach Emerson die Lichtbogenschweißung.

Die Punktschweißung, die vor allen Dingen bei dünnen Blechen mit Vorteil Anwendung findet, wurde bisher vorwiegend auf ortsfesten Maschinen durchgeführt, wodurch der Anwendungsbereich außerordentlich eingeengt wurde. Man ist nunmehr dazu übergegangen, bewegliche Schweißeinrichtungen zu bauen, die auch bei schwierigen Schweißungen an Ort und Stelle eingesetzt werden können. Ueber die Anforderungen und die Verwendungsmöglichkeit berichtet C. E. Heitman²⁴⁾. Nachteile zeigen derartige Maschinen in der oft erforderlichen großen Kabellänge, die hohe Stromverluste verursachen und damit stärkere Transformatoren notwendig machen, sowie in der Handhabung der Schweißwerkzeuge. Heitman schildert die Verhältnisse bei der Schweißung von 0,1 und 4,7 mm dicken Blechen aus rostfreiem Stahl bei Eisenbahnwagen. Es empfiehlt sich, die verwendete Schweißeinrichtung der Blechdicke in etwa anzupassen. Für diesen Blechdickenbereich werden mit Rücksicht auf die Wirtschaftlichkeit Schweißeinrichtungen von 10, 25, 50, 100 und 200 kVA benutzt. Die Gewichte der Schweißklammern erhöhen sich mit der Maschinenleistung. Bei einem Anpreßdruck von etwa 3,6 t haben sie ein Gewicht von rd. 135 kg. In den meisten Fällen ist es möglich, durch zweckentsprechende Aufhängevorrichtungen die Schweißklammern auch in den schwierigsten Fällen zu benutzen. Grundsätzlich verwendet man röhrengesteuerte

Schweißtransformatoren, die für mehrere Schweißstellen eingerichtet sind, allerdings jeweils nur von einer Schweißstelle benutzt werden können, was bei den großen Schweißpausen ohne weiteres einzurichten ist. Die günstigsten Schweißdrücke liegen bei 210 bis 243 kg/mm², d. h. das Zwei- bis Dreifache gegenüber weichem Stahl (der Elektrodendurchmesser wird nicht mitgeteilt). Dagegen ist die erforderliche Schweißstromstärke infolge des höheren elektrischen Widerstandes von rostfreiem Stahl vermutlich geringer zu bemessen. Eine sinnvolle Einrichtung gewährleistet die Anwendung der richtigen Stromstärke und Zeit, die vorher durch Versuche festgelegt worden sind. Selbst Schwankungen der Spannung im Primärstromkreis von größerem Ausmaß führen alsdann zur Unterbrechung der Schweißung. Diese Schwankungen möglichst zu vermeiden, ist eine der wichtigsten Aufgaben bei der vollselbsttätigen Punktschweißung.

J. H. Hruska²⁵⁾ berichtet über die Unionmelt-Schweißung (in Deutschland unter dem Namen Ellira bekannt) von dickwandigen Trägern für Diesellokomotiven an einem Stahl von etwa 44 kg/mm² Zugfestigkeit. Sowohl im unbehandelten als auch im normalgeglühten Zustand waren die Festigkeitseigenschaften denen des Grundwerkstoffs gleichwertig. Hervorzuheben sind vor allen Dingen, daß ein nennenswerter Abbrand an Legierungselementen nicht stattgefunden hat, daß der Siliziumgehalt noch eine Zunahme erfahren hat, was auf Reduktion aus der Schweißschlacke zurückzuführen ist und auch bei eigenen Versuchen stets festgestellt wurde. Durch röntgenographische Feingefügeuntersuchungen wurde festgestellt, daß Spannungen ebenso wie das Kornwachstum zwischen dem unbeeinflussten und wärmebeeinflussten Grundwerkstoff einsetzen. Unmittelbar neben der Naht waren sehr geringe Spannungen bei geringer Korngröße festzustellen. Auf einige Schwierigkeiten, die bei unsachgemäßer Schweißung auftreten, wird aufmerksam gemacht, die darin bestehen, daß beim Vorliegen von Kerben die Schweißnaht Anrisse aufweist. Kehlnähte sollen deshalb so geschweißt werden, daß von beiden Seiten durchgeschweißt wird. Das gleiche gilt für Stumpfnähte, die in X-Form geschweißt worden sind.

Wechselversuche an unionmeltgeschweißten Proben wurden von L. B. Durant und J. F. Ennis²⁶⁾ durchgeführt, die sich auf bearbeitete Proben aus reinem Schweißgut und auf Schweißverbindungen erstreckten. Die Wechselfestigkeit ergab sich bei reinem Schweißgut ohne Nachbehandlung zu 25,5 bis 26,5 kg/mm² gegenüber 21,5 kg/mm² nach Spannungsfreiglühung. Die Abnahme nach Spannungsfreiglühung steht in Übereinstimmung mit den Erkenntnissen bei lichtbogengeschweißten Proben. Wechselversuche an Schweißverbindungen nach dem Unionmelt-Verfahren ergaben eine Wechselfestigkeit von 18,5 kg/mm², wobei die unbehandelten Proben in den meisten Fällen zwischen der wärmebeeinflussten und unbeeinflussten Zone zu Bruch gingen, während die geglühten Proben zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff brachen. Die geringere Wechselfestigkeit bei Schweißverbindungen mag zum Teil der geringeren Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs (43 kg/mm²) zuzuschreiben sein.

K. Albers²⁷⁾ untersuchte Schweißnähte an Stahl St 52, die nach obigem Verfahren hergestellt waren. Er fand, daß kein merklicher Unterschied in der Kerbschlagzähigkeit gegenüber guten Lichtbogenschweißnähten trotz der Grobkörnigkeit der Schweißnaht bestand. Schweißrisse und Gasporen, die an einer Schweißnaht gefunden wurden, waren auf unsachgemäße Schweißung zurückzuführen. Zugversuche an Stäben mit Längsnaht brachen teilweise ohne, teilweise mit Einschnürung, wobei die Schweißnähte vor dem Bruch keine Anrisse aufwiesen, die zu dem teils verformungslosen Bruch Anlaß gegeben haben könnten. Das unterschiedliche Verhalten der Zerreißstäbe muß auf die Eigenschaften der verschiedenen Schmelzen St 52 zurückgeführt werden. Die an mehreren Proben ermittelten Schrumpfspannungen in Nahtrichtung erreichten zum Teil die Streckgrenze.

Das Schweißen mit nichtrostendem Stahl plattierter Bleche setzt große Erfahrungen voraus. Auf Grund von betriebsmäßigen Arbeiten gibt W. B. Kenlor²⁸⁾ Regeln für verschiedene Blechdicken an, bei denen der Anteil an nichtrostendem Stahl ungefähr 20 % beträgt. Die günstigste Schweißart ist nach Ansicht von Kenlor die Lichtbogenschweißung. Bei großer Blechdicke, besonders im Druckbehälterbau, schweißt man Bleche, bei denen der Grundwerkstoff so abgeschragt ist, daß die Plattierung stumpf zusammenstoßt.

²⁵⁾ Weld. J. 19 (1940) S. 114/18.

²⁶⁾ Weld. J. 19 (1940) (Suppl.: Engng. Found. Weld. Res. Com.) S. 61/65.

²⁷⁾ Elektroschweißg. 11 (1940) S. 173/80 u. 191/93.

²⁸⁾ Weld. J. 18 (1939) S. 723/25.

²²⁾ Ebenda, S. 697/701.

²³⁾ Weld. J. 19 (1940) (Suppl.: Engng. Found. Weld. Res. Com.) S. 366/76.

²⁴⁾ Weld. J. 18 (1939) S. 689/93.

Zunächst schweißt man von der unlegierten Blechseite in mehreren Lagen, kreuzt oder schleift dann von der Plattierungsseite so weit aus, daß man die im Grundwerkstoff gelegte Schweißnaht erreicht, und schweißt dann die Plattierungsseite mit möglichst dünnen Elektroden, die den geringsten Einbrand ergeben. Durch Verwendung eines Zusatzwerkstoffes mit 25% Cr und 12% Ni geht man sicher, daß eine dem Plattierungswerkstoff chemisch gleichwertige Schweißnaht erzielt wird. Bei Blechdicken von ungefähr 20 mm hat sich eine Stumpfnahnt bewährt, bei der der Grundwerkstoff und die Plattierungsschicht zu einer ungleichschenkeligen X-Naht vorbereitet werden. Zunächst wird die Plattierungsschicht in einer Lage und hierauf der Grundwerkstoff in mehreren Lagen geschweißt. Da die Gefahr besteht, daß ein kleiner ungeschweißter Spalt verbleibt, soll diese Schweißart für den Behälterbau nach Vorschrift für geschweißte Druckbehälter keine Anwendung finden. Bei noch geringerer Blechdicke wird häufig nur eine Kante abgeschrägt, die Plattierung mit dünnen Elektroden und der Grundwerkstoff in der üblichen Art verschweißt. Kehlnähte sind nach Möglichkeit durch Stumpfnähte zu ersetzen, was baulich in den meisten Fällen möglich ist.

Ein geeignetes Verfahren, verzinkte Bleche ohne Beeinträchtigung der Korrosionseigenschaften zu schweißen, wird von A. R. Eckberg²⁹⁾ beschrieben. Die Hauptschwierigkeit beim Schweißen verzinkter Bleche liegt in der niedrigen Verdampfungstemperatur des Zinks, die bewirkt, daß unmittelbar neben der Naht die gesamte Zinkschicht verdampft wird. Deshalb wurde versucht, diese Schichten durch ein besonderes Schweißverfahren mit Zinn zu überziehen, das einen sehr hohen Verdampfungspunkt von 2260° hat. Geschweißt wurde mit einem Kohlelichtbogen und einer Kupfer-Silizium-Legierung als Zusatzwerkstoff, der mit Zinn in bestimmter Schichtdicke überzogen ist. Beim Schweißen bedeckt das geschmolzene Zinn die beim Schweißen über 231° erwärmten Zonen, wobei ein wirksamer Schutz gegen Korrosion erzielt wird. Korrosionsversuche in Kupfersulfat bestätigten die hohe Korrosionsfestigkeit. Als beste Schweißart wird von dem Verfasser für Warmluftbehälter und Leitungen die überlappte Kehlnaht angegeben. Das Verfahren ist in Amerika durch Patente geschützt.

Zur Vermeidung einer scharf ausgeprägten Uebergangszone und einer Verringerung der Spannungen ist bei Stahl St 52 Vorwärmung bis etwa 250° vorgeschlagen worden. Die Wirkung des Vorwärmens ist betriebsmäßig bekannt, jedoch lagen Zahlenangaben über den Einfluß auf die Verbindung nicht vor. K. L. Zeyen³⁰⁾ führte derartige Versuche an Stahl St 52 bei 12 mm Dicke durch. Die Zerreißproben ergaben beim Normalglühen ohne Vorwärmung eine geringere Festigkeit, dagegen war kein Einfluß auf die Kerbschlagzähigkeit nachweisbar. Wechselversuche ergaben eine Steigerung der Zugwechselfestigkeit in folgender Reihenfolge: Bei 250° geschweißt, nach dem Schweißen 2 h bei 250° erwärmt, 2 h bei 550° geglüht. Normalglühen bewirkte gegenüber den nicht wärmebehandelten Proben keine wesentliche Steigerung. Querraupen auf den Proben verringern durch den bekannten Formeinfluß die Wechselfestigkeit ebenso wie Schweißfehler. Beide wirken sich bei längsgeschweißten Raupen in viel geringerem Maße aus.

Um die Schrupfspannungen zu verringern, wird häufig Kühlung des Grundwerkstoffes zur Ableitung der Schweißwärme empfohlen. C. Stieler³¹⁾ prüfte durch Versuche mit der Lichtbogen-, Arcatom- und Gasschmelzschweißung an Stahl St 34 und St 52 sowie an Stahl, der mit besonderer Manganreduktion erschmolzen war, den Einfluß der Kühlung im Wasserbad auf die Schweiß- und Festigkeitseigenschaften. Er stellte wurzelseitig stets eine mangelhafte Durchschweißung und daneben bei der Arcatomschweißung starke Porigkeit fest. Die Gasschmelzschweißung ließ sich überhaupt nicht durchführen. Die Festigkeitsversuche ergaben große Abnahme in der Kerbschlagzähigkeit bei Wasserkühlung. Auch der Biegewinkel war besonders bei Arcatomschweißung niedriger. Die Kühlung verursachte außerdem eine stark ausgeprägte Härtesteigerung. Während bei der Lichtbogen-schweißung keine Unterschiede auftraten, zeigte die Arcatomschweißung grobes Gefüge bei Kühlung.

3. Prüfverfahren.

E. Houdremont, K. Schönrock und H.-J. Wiester³²⁾ unterziehen den Aufschweißbievegversuch einer kritischen Würdigung. Sie gehen von der Erkenntnis aus, daß für die Ergebnisse des Aufschweißbievegversuchs zwei Umstände

²⁹⁾ Weld. J. 19 (1940) S. 293/94.

³⁰⁾ Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 456/61; vgl. Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 3 (1940) S. 87/98.

³¹⁾ Elektroschweißg. 11 (1940) S. 93/97 u. 113/17.

³²⁾ Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 1241/48 u. 1268/73; Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 2 (1939) S. 191/205.

von Bedeutung sind, und zwar einmal das Auftreten der ersten Risse in der Uebergangszone und zum anderen das Auffangen der Risse im Werkstoff selbst. Für die Bildung von Rissen ist, wie eingehende Untersuchungen gezeigt haben, stets eine über das zulässige Maß hinausgehende Verformung notwendig, so daß der Schweißspannung eine weitere Spannung überlagert werden muß. Der Zeitpunkt des Entstehens dieser Risse kann durch bestimmte Maßnahmen hinausgeschoben werden, und zwar durch Vorwärmung beim Schweißen, durch Wärmebehandlung nach dem Schweißen und durch erhöhte Prüftemperatur. Auf der Werkstoffseite hat sich gezeigt, daß nicht nur bei einem Feinkornstahl die Ausbreitung des Risses erschwert wird, sondern daß ein Stahl mit ausgeprägt feinem Zeilengefüge die gleiche Wirkung ausüben kann, daß also gleiche Zusammenhänge wie beim Kerbschlagversuch vorliegen. Also ist noch zu klären, ob das Zeilengefüge der wichtigste Einfluß oder die Feinkornbildung selbst für die günstigen Ergebnisse verantwortlich ist. Der Aufschweißbievegversuch ist ein Prüfverfahren, dem gegenüber dem Kerbschlagversuch, der ebenfalls die Trennempfindlichkeit eines Werkstoffes in mehrachsigem Spannungszustand wiedergibt, eine noch größere Anzahl von unsicheren Einflüssen anhaften. Ob damit das gesteckte Ziel, die Betriebssicherheit eines geschweißten Bauteiles zu erhöhen, erreicht wird, ist noch sehr zweifelhaft. Die Verfasser vertreten den Standpunkt, daß die Weiterentwicklung des Werkstoffes nur unter eindeutigen Prüfbedingungen möglich ist, die nachweisen, wieweit unter mehrachsigem Spannungszustand bestimmte Werkstoffe sich in ihrer Verformungsfähigkeit unterscheiden und welche Kenngrößen dafür maßgebend sind.

Der Zusammenhang zwischen den Stahleigenschaften und der Schweißbarkeit von Baustahl St 52 wird von O. Werner³³⁾ eingehend untersucht. Der bisher für Stahl St 52 vorgeschriebene Aufschweißbievegversuch ist in mehr als einer Hinsicht eine für die Abnahme unzweckmäßige Art der Beurteilung. Werner suchte nach Wegen, die ein angenehmeres Prüfverfahren mit dem gleichen Endziel ermitteln sollten. Schon früher war bekannt, daß die Erschmelzungsart eines Stahles von großem Einfluß auf seine Härtebarkeit ist. Auf Grund von Hysteresee Untersuchungen an Stählen, die nach dem Aufschweißbievegversuch geprüft waren, kam Werner zu dem Ergebnis, daß der Biegewinkel als Folge der Härtung in der Uebergangszone um so geringer ist, je größer der Hysteresebereich eines Stahles ist. Die Verzögerung in der Ar₁-Umwandlung hängt aber in erster Linie von der Keimzahl und mittelbar von der Keimbeständigkeit ab. In gleicher Weise soll die Korngröße eines Stahles mit der Keimzahl in Zusammenhang stehen. Diese Feststellung dürfte doch schwierig nachzuweisen sein, da allein schon die Ermittlung des Ar₁-Punktes nur bei sehr geringer Abkühlungsgeschwindigkeit einwandfrei möglich ist, mithin bei der verhältnismäßig hohen Abkühlungsgeschwindigkeit bei vorliegenden Versuchen der Hysteresebereich große Fehlerquellen zuläßt. Zeitmäßig dürfte eine derartige Messung noch größere Umstände bereiten als der Aufschweißbievegversuch, weshalb diese Prüfung kaum für die Abnahme von Stahl St 52 in Betracht kommt.

Einen Vorschlag zur Prüfung der Schweißbarkeit machen T. P. Hughes und R. L. Dowdell³⁴⁾. Geschweißte Proben werden stufenweise kaltgewalzt und aus dem Auftreten von Rissen nach einer bestimmten Abnahme im Querschnitt Rückschlüsse auf das Verhalten des Stahles gezogen. Das Verfahren wurde an Stählen mit etwa 0,25% C durchgeführt. Angaben über die Stichzahl oder Querschnittsabnahmen, die ein bestimmter Stahl ohne Fehler ertragen muß, fehlen. Das Verfahren soll aber eine bessere Beurteilungsmöglichkeit als der Bievegversuch bieten.

Aehnliche Versuche, die sich allerdings nur auf steigenden Kohlenstoffgehalt bezogen, wurden von C. E. Jackson und G. G. Luther³⁵⁾ nach verschiedenen Verfahren durchgeführt und bezweckten, die günstigsten Prüfbedingungen für die Beurteilung der Schweißbarkeit zu ermitteln. Als vorteilhaft fanden sie den Aufschweißbievegversuch, Vor- und Rückwärtsbievegversuch und den Bievegversuch an T-förmigen Biegeproben mit aufgeschweißtem Steg. Alle diese Proben sind zwar leicht durchführbar, treffen aber nicht den Kern der Sache. Hinsichtlich der Schweißbarkeit, besonders die Aufhärtung in der Uebergangszone und ihr Einfluß auf das Verhalten des Stahles, wurden eindeutigere Ergebnisse mit Bievegproben an entsprechend gekerbten Proben gefunden. Die Härteprüfung hat nur eingeschränkte Bedeutung.

Wilhelm Lohmann.

(Schluß folgt.)

³³⁾ Elektroschweißg. 10 (1939) S. 145/52; vgl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 1344/46. Siehe auch Stahl u. Eisen demnächst.

³⁴⁾ Weld. J. 19 (1940) (Suppl.: Engng. Found. Weld. Res. Com.) S. 364/65.

³⁵⁾ Ebenda, S. 351/64.

Patentbericht.

Deutsche Patentanmeldungen¹⁾.

(Patentblatt Nr. 23 vom 5. Juni 1941.)

Kl. 7 b, Gr. 7/01, M 143 619; Zus. z. Anm.: M 140 276. Verfahren zum fortlaufenden Herstellen von Rohren aus legierten, insbesondere Nickel, Chrom, Molybdän, Titan enthaltenden Stählen. Maschinenfabrik August Seuthe, Hemer i. W., und Dipl.-Ing. Fritz Stiehl, Düsseldorf.

Kl. 18 a, Gr. 6/01, D 82 365; Zus. z. Anm.: D 81 620. Vorrichtung zum Beschieken von Schachtöfen, insbesondere Hochöfen. Erf.: Paul Wolf, Duisburg. Anm.: Demag, A.-G., Duisburg.

Kl. 18 b, Gr. 8, B 187 456. Verfahren zum Behandeln von Flüssigkeitsbädern, z. B. Metallbädern, mit Gasen. Erf.: Dr. Carl Schwarz, Berlin. Anm.: H. A. Brassert & Co., Berlin-Charlottenburg.

Kl. 18 b, Gr. 16/01, B 182 463. Konverter zum Verblasen von hochsiliziertem Roheisen. Erf.: Hermann Alexander Brassert, Neuyork. Anm.: H. A. Brassert & Co., Berlin.

Kl. 18 c, Gr. 11/10, R 102 199. Elektrischer Umluftofen. Erf.: Josef Rettschnick, Köln-Merheim. Anm.: Ruß-Elektrofen, Komm.-Ges., Köln.

Kl. 18 d, Gr. 2/10, K 157 435; Zus. z. Anm.: K 153 324. Eisen-Chrom-Legierung für magnetisch beanspruchte Gegenstände. Erf.: Dr. phil. Hans Heinz Meyer, Dr. phil. nat. Heinz Schlechtweg, Essen, und Dr. phil. Hermann Fahlenbrach, Essen-Steele. Anm.: Fried. Krupp A.-G., Essen.

Kl. 18 d, Gr. 2/30, S 135 850. Gußeisen für Lager. Dipl.-Ing. Lothar Sempell, Düsseldorf.

Kl. 24 c, Gr. 5/01, O 23 492. Ausmauerung für Wärmespeicher, Reaktionskammern u. dgl. Erf.: Walter Wollner, Bochum. Anm.: Dr. C. Otto & Comp., G. m. b. H., Bochum.

Kl. 31 c, Gr. 17, B 171 778. Verfahren zum Herstellen von Verbundgußblöcken, Brammen und ähnlichen Werkstücken. Borg-Warner Corporation, Chicago (V. St. A.).

Kl. 31 c, Gr. 17, B 189 904. Herausziehbare Trennwand für Blockformen für Verbundguß. Erf.: Dipl.-Ing. Peter Bremer und Dipl.-Ing. Heinrich Specht, Bochum, Anm.: Bochumer Verein für Gußstahlfabrikation, A.-G., Bochum.

Kl. 42 i, Gr. 8/01, K 143 103. Thermolement aus Kohle und Siliziumkarbid. Kohle- und Eisenforschung, G. m. b. H., Düsseldorf.

Deutsche Gebrauchsmuster-Eintragungen.

(Patentblatt Nr. 23 vom 5. Juni 1941.)

Kl. 7 a, Nr. 1 502 943. Zweistofflager für Warm- und Kühlwalzen. Hundt & Weber, G. m. b. H., Geisweid i. W.

Kl. 7 a, Nr. 1 503 003. Einbaustück für Walzwerke. Maschinenfabrik Sack, G. m. b. H., Düsseldorf-Rath.

Kl. 18 b, Nr. 1 502 904. Rippenstein für Gewölbe von Siemens-Martin-Oefen. Silika- und Schamottefabriken Martin & Pagenstecher, A.-G., Köln-Mülheim.

Kl. 18 b, Nr. 1 502 905. Im Verband zu vermauernder Mehreck-Wölbstein mit vergrößerter Kühloberfläche. Silika- und Schamottefabriken Martin & Pagenstecher, A.-G., Köln-Mülheim.

¹⁾ Die Anmeldungen liegen von dem angegebenen Tage an während dreier Monate für jedermann zur Einsicht und Einsprucherhebung im Patentamt zu Berlin aus.

Kl. 18 c, Nr. 1 503 094. Einsatz für Elektro-Salzbadeöfen. Reichswerke, A.-G., Alpine Montanbetriebe „Hermann Göring“, Wien i.

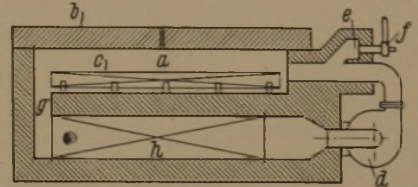
Kl. 21 h, Nr. 1 503 005. Deckel für Elektroöfen. Silika- und Schamottefabriken Martin & Pagenstecher, A.-G., Köln-Mülheim.

Kl. 49 c, Nr. 1 503 041. Schere, insbesondere Knüppel-, Block- oder Platinenschere. Firma Paul Ferd. Peddinghaus, Gevelsberg i. W.

Deutsche Reichspatente.

Kl. 18 c, Gr. 11¹⁰, Nr. 700 867, vom 4. April 1939; ausgegeben am 2. Januar 1941. Indugas, Industrie- und Gasofen-Baugesellschaft m. b. H. in Essen. (Erfinder: Dr.-Ing. Werner Heiligenstaedt in Essen.)

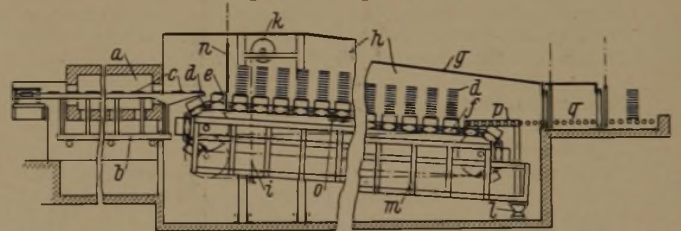
Glühofen für satzweise Beschickung mit Umwälzheizung.



Der Ofenraum a mit abnehmbarem Deckel b enthält das Glühgut c. Das umgewälzte Heizgas wird durch das Gebläse d zum Ofen gedrückt. Vor dem Ofen befindet sich die Heizung e mit den Brennern f, deren hochoberhitzte Verbrennungsgase das Umwälzgas durch Vermischen beider Gasströme auf die Solltemperatur bringen. Durch Abzug g strömt das Umwälzgas in den Wärmespeicher h und von dort zum Gebläse d.

Kl. 18 c, Gr. 9⁵⁰, Nr. 700 906, vom 1. November 1938; ausgegeben am 3. Januar 1941. Wilhelm Doderer in Essen. *Einrichtung zur Förderung von Blechen.*

Das aus dem Glühraum a durch den Balkenherd b beförderte Glühgut c, z. B. einzelne Bleche oder Pakete, wird am Ende d auf das erste Bandglied e des endlosen Förderbandes f abgestreift, das in dem von einem Gasdichten Gehäuse g umschlossenen Kühlraum h auf dem durch Zugvorrichtung i und Winde k um Achse l



schwenkbaren sowie heb- und senkbaren Träger m angeordnet ist. Durch Senken des linken Endes des Trägers m bildet sich auf dem Anfangsglied e ein Stapel, wobei die bewegliche Zwischenwand n als Anschlag dient. Hat der Stapel die gewünschte Höhe erreicht, wird das Förderband so weit in der Richtung des Pfeiles o vorwärtsbewegt, daß ein neues Endglied e in den Bereich vor dem Balkenherdende kommt. An dem rechten Ende des Bandes f wird ein abgekühlter Blechstapel durch den Rollgang p abgenommen, der ihn durch Schleuse q aus dem Kühlraum fördert.

Wirtschaftliche Rundschau.

Die Leistungsfähigkeit der amerikanischen Stahlindustrie.

Der Sachbearbeiter für Eisen und Stahl im Produktionsamt für Aufrüstung, Gano Dunn, hat über den voraussichtlichen Stahlbedarf der Vereinigten Staaten während des nächsten Jahres und die Möglichkeit seiner Deckung ein neues Gutachten ausgearbeitet, das in einer Reihe von Punkten Abweichungen gegenüber dem ersten Gutachten vom 22. Februar 1941 enthält¹⁾. Die Grundzüge des überprüften Gutachtens sind von Präsident Roosevelt soeben bekanntgegeben worden. Ausgangspunkt für das zweite Gano-Dunn-Gutachten war die inzwischen eingetretene Erweiterung des heimischen Rüstungsbedarfs und die Verabschiedung des Englandhilfe-Gesetzes. Wie wir dem „Deutschen Montandienst“²⁾ entnehmen, kommt Gano Dunn im Gegensatz zu seinen vorangegangenen Feststellungen, die abgesehen von einigen Engpässen in gewissen Erzeugungsstufen

die Leistungsfähigkeit der Stahlindustrie im Rahmen der Rüstungserfordernisse als ausreichend kennzeichneten, auf der veränderten Grundlage jetzt zu dem Ergebnis, daß beträchtliche Fehlmengen in der Bedarfsdeckung bestehen. Da der Bau von neuen Stahlwerken aber zu viel Zeit und Menschen erfordern und während der Bauzeit zusätzlich bedeutende Stahlmengen aus der laufenden Erzeugung verbrauchen würde, tritt Gano Dunn zur Ueberbrückung der Fehlmengen für eine schärfere Drosselung des zivilen Stahlbedarfs ein. Die konservative Haltung, die Gano Dunn in seinem ersten Gutachten zur Frage der Leistungserweiterung eingenommen hat, wird also auch jetzt nicht aufgegeben und bewegt sich im Gegensatz zu den Wünschen der sogenannten „Expansionisten“ damit auf ungefähr der gleichen Linie, wie sie letzthin von der Stahlindustrie selbst auf der Jahrestagung des „American Iron and Steel Institute“ eingenommen wurde.

¹⁾ Vgl. Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 461/63.

²⁾ Jg. 6 (1941) Nr. 23 vom 4. Juni 1941.

Die wichtigsten Punkte des Gutachtens lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Die im Februar-Gutachten festgestellte mangelnde Leistungsfähigkeit beim Erzversand von den Großen Seen sowie bei den Hochofen und Koksöfen wird voraussichtlich bis zum Jahreschluß infolge der kräftig fortschreitenden Erweiterungsarbeiten beseitigt sein.

2. Für Ende 1941 rechnet Gano Dunn jetzt mit einer Höchstleistungsfähigkeit der Stahlindustrie von 82 860 000 (Februar 82 669 000) t.

3. Die Erweiterung der Aufrüstung und die Englandhilfe verändern die im Februarbericht errechneten Stahlüberschüsse in Fehlbeträge. Für das laufende Jahr wird der militärische Rohstahlbedarf der Vereinigten Staaten auf 11 249 000 t und für das nächste Jahr auf 12 519 000 t berechnet. Den Ausfuhrbedarf nach England, den südamerikanischen Staaten usw. schätzt Gano Dunn für 1941 auf 7 711 000 t und für 1942 auf 9 350 000 t.

4. Für den Stahlbedarf im Jahre 1942 liegen nach den Feststellungen Gano Dunns folgende Schätzungen vor: Das Produktionsamt für Aufrüstung rechnet mit einem Gesamtbedarf von 109 244 000 t Rohstahl. Eine konservativere Schätzung veranschlagt den Bedarf bei Vornahme einer Kürzung der Kraftwagenherstellung um 20 % und Durchführung einiger anderer Maßnahmen auf 92 895 000 t, eine Menge, die jedoch ebenso wie im ersten Falle infolge des Mangels an Rohstoffen und Arbeitern als nicht erreichbar erscheint. Das „American Iron and Steel Institute“ errechnet den nächstjährigen Rohstahlbedarf dagegen nur auf 84 025 000 t. Gano Dunn selbst kommt auf einer mittleren Linie auf eine Menge von 88 448 000 t, die somit 5 625 000 t über der am Jahresende 1941 vorhandenen Leistungsfähigkeit liegen würde.

5. Es muß danach entschieden werden, ob die Bedarfsdeckung durch eine Einschränkung des Zivilverbrauchs oder durch eine Leistungsausdehnung größeren Stils herbeigeführt

werden soll. Das Produktionsamt für Aufrüstung schätzt den nächstjährigen Zivilbedarf auf höchstens 80 376 000 t und auf mindestens 71 032 000 t. Das „American Iron and Steel Institute“ dagegen rechnet nur mit 62 142 000 t bei einem tatsächlichen Zivilverbrauch des Jahres 1940 von 50 167 000 t.

6. Würde eine Ausdehnung der Leistungsfähigkeit um 9 072 000 t beschlossen werden, so würde sich hieraus nach Gano Dunn ein Gesamtbauaufwand von 1250 Mill. \$ ergeben, und zwar vom Erz bis zum Hochofen und den letzten Stufen der Fertigstahlherstellung. Hierfür wäre eine Bauzeit von mindestens zwei Jahren erforderlich. Der sich aus diesen Bauten ergebende Stahlbedarf wird von Gano Dunn mit 3 774 000 t berechnet. Daraus folgt die Frage, ob der Abzug dieser Mengen während der genannten Bauzeit mit der Deckung des laufenden Stahlbedarfs vereinbar ist.

7. Alle diese Erwägungen bedeuten, wie Gano Dunn in seinem neuen Gutachten feststellt, nicht, daß die Stahlindustrie den Rüstungsbedarf und den englischen Bedarf nicht decken könnte, da die beiden Bedarfsträger zusammen nur ein Viertel der jetzigen Leistungsfähigkeit in Stahl beanspruchen.

Auf der Grundlage des überprüften Gutachtens ist die Lage wohl die, daß sich die amerikanische Regierung gezwungenermaßen auf eine vorsichtige und somit überlegte Ausdehnung der Leistungsfähigkeit beschränken und statt dessen lieber den Zivilverbrauch drosseln wird. Präsident Roosevelt hat anlässlich der Bekanntgabe des neuen Gutachtens auch bereits eine knappere Stahlzuteilung angekündigt. Im Anschluß an diese Erklärung Roosevelts hat das Produktionsamt für Aufrüstung sofort Maßnahmen ergriffen, durch die die Lieferungen für Rüstungszwecke und an Großbritannien allen anderen Lieferungen vorzuziehen. Dies wird dadurch erreicht, daß die gesamte Stahlindustrie einem Vorzugsverfahren unterworfen wird, ohne daß es sich schon um einen ausgesprochenen Zwang handelt. Das Vorzugsverfahren soll eine durchgreifende Beschränkung der Zivillieferung zugunsten des Rüstungsbedarfs bewirken.

Vereins-Nachrichten.

Verein Deutscher Eisenhüttenleute.

Änderungen in der Mitgliederliste.

<i>Barthel, Heinz</i> , Dipl.-Ing., Betriebsleiter des Feinwalzwerkes der Eisen- u. Stahlwerke Kneuttingen, Kneuttingen (Lothringen); Wohnung: Nilvingen (Lothringen), Vogesenstr. 5.	29 008
<i>Bennek, Hubert</i> , Dr.-Ing., Abteilungsdirektor, Fried. Krupp A.-G., Forschungsanstalten, Essen; Wohnung: Alexanderstraße 6.	28 013
<i>Böhm, Otto</i> , Dipl.-Ing., Betriebsführer der Steirischen Gußstahlwerke A.-G. Judenburg (Steiermark); Wohnung: Schloß Liechtenstein.	27 031
<i>Gillhaus, Friedrich H.</i> , Dipl.-Ing., Betriebsingenieur, August-Thyssen-Hütte A.-G., Werk Niederrhein. Hütte, Walzwerk, Duisburg-Hochfeld; Wohnung: Friedenstr. 75.	33 031
<i>Grigel, Paul</i> , Dr. phil., Betriebsleiter der Kokerei- u. Zementfabrik der Eisen- u. Stahlwerke Hagendingen, Hagendingen (Lothringen); Wohnung: Bergstr. 1 b.	36 133
<i>Hofmann, Franz Josef</i> , Dr.-Ing., Berlin-Wilmersdorf, Badensche Straße 41.	08 116
<i>Klose, Wolfgang</i> , Dipl.-Ing., Direktor, „Osthütte“ G. m. b. H., Sosnowitz (Oberschles.), Hüttenstraße.	20 064

<i>Meyer, Rudolf</i> , Dipl.-Ing., Betriebsleiter, Vereinigte Flugmotoren-Reparaturwerke G. m. b. H., Straßburg-Meinau (Elsaß); Wohnung: Chamissostr. 5.	29 135
<i>Peters, Fritz</i> , Dipl.-Ing., Betriebschef, Eisenwerke Oberdonau G. m. b. H., Linz (Oberdonau), Zizlauer Str. 54; Wohnung: Schweyerstr. 42.	36 321
<i>Roeser, Willi</i> , Dipl.-Ing., Assistent, Deutsche Röhrenwerke A.-G., Werk Thyssen, Versuchsanstalt, Mülheim (Ruhr); Wohnung: Hindenburgstr. 4.	35 451
<i>Schultz, Erich</i> , Dipl.-Ing., Betriebsdirektor, August-Thyssen-Hütte A.-G., Werk Hütte Ruhrort-Meiderich, Duisburg-Meiderich; Wohnung: Feodorstr. 20.	20 110
<i>Seubert, Fritz</i> , Dipl.-Ing., Direktor, Geschäftsführer der Maschinenfabrik Tarnowitz G. m. b. H., Tarnowitz (Oberschles.) und Leiter des Techn. Büros Gleiwitz der Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Gleiwitz, Markgrafenstr. 12.	37 413

Gestorben:

<i>Kessner, Arthur</i> , Dr. phil. habil., Professor, Karlsruhe-Rüppurr. * 12. 9. 1879, † 2. 6. 1941.	08 040
---	--------

Vortragstagung der Arbeitsgruppe Prag

der Eisenhütte Südost des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NS.-Bund Deutscher Technik
am 28. Juni 1941, 16 Uhr, in Prag II, Beethovenstr. 29, Saal des Autoklubs.

Tagesordnung:

1. Die analytische Chemie und ihre Hilfswissenschaften in der Eisen- und Stahlindustrie. Bericht-erstatte: Oberingenieur Robert Wehrich, Kladno.
2. Das Patentieren von Stahlstrahlen. Bericht-erstatte: Direktor Dr. Eduard Puckler, Komotau.
3. Der deutsche Betriebsführer im böhmisch-mährischen Raum. Bericht-erstatte: Dipl.-Ing. Albert Bremhorst, Reichsamt-leiter des Amtes für Berufserziehung und Betriebsführung der DAF., Berlin-Zehlendorf.

Nach den Vorträgen zwanglose Zusammenkunft in den Räumen der Deutschen Gesellschaft der Wirtschaft, Prag I, Graben 10 (Palais Silva Tarouca), mit Gelegenheit zum Abendessen.

Anmeldungen sind zu richten an Zentraldirektor Dipl.-Ing. Otto Bremhorst, Prag II, Heuwaagsplatz 3. Zimmerbestellungen sind umgehend an das Reisebüro Cedok, Prag I, Graben 13, zu richten.