

FREIBERGER
FORSCHUNGSHEFTE

B 91

METALLFORMUNG

KARLHEINZ WEBER

**Erfassung der walztechnischen Kenngrößen
nach Gesichtspunkten der
hydrodynamischen Walztheorie
beim Walzen von Flachquerschnitten**

FFH
B 91
b



VEB DEUTSCHER VERLAG FÜR GRUNDSTOFFINDUSTRIE

1963

XVI 1142 ^{B 91}
b

Büch
• Bergak
Freiberg



TU BERGAKADEMIE FREIBERG



XUXVI1142.B91B

b

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

B 91

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

B 91

METALLFORMUNG

**Erfassung der walztechnischen Kenngrößen nach Gesichtspunkten
der hydrodynamischen Walztheorie beim Walzen
von Flachquerschnitten**

Von

KARLHEINZ WEBER



VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie · Leipzig

Freib. Forsch.-H.	B 91	S. 1-80	53 Bilder	4 Tabellen	Leipzig, Dezember 1963
-------------------	------	---------	-----------	------------	------------------------

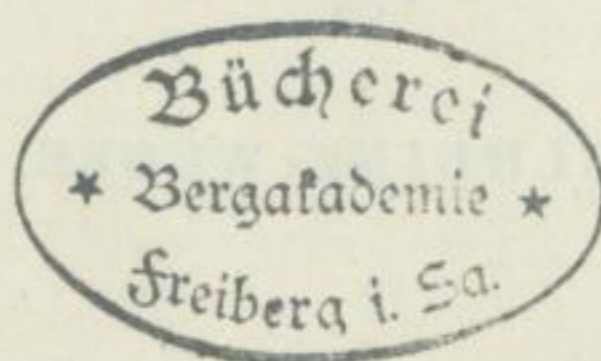
Von der Fakultät II der Bergakademie Freiberg genehmigte Dissertation

Tag der Einreichung: 28. 10. 1961

Tag der Prüfung: 24. 3. 1962

Tag der Verteidigung: 31. 3. 1962

Referent: Prof. Dipl.-Ing. G. Juretzek Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. A. Kneschke



VI 1142 ^(B91) b

Das Manuskript wurde am 11. 7. 1962 zur Veröffentlichung eingereicht.

„Freiberger Forschungshefte“, Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften. Herausgeber: Der amtierende Rektor der Bergakademie, Prof. Dr.-Ing. habil. Joachim Wrana — Verlag: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig W 31, Karl-Heine-Str. 27 (Fernruf 44 441). — Die Freiberger Forschungshefte erscheinen in zwangloser Folge in den Reihen A, B, C und D. Ausführliches Verzeichnis aller lieferbaren Hefte von der Redaktion der Bergakademie oder dem VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. — Vertrieb: In der Deutschen Demokratischen Republik durch den Buchhandel; in der Deutschen Bundesrepublik und in Westberlin durch den Buchhandel (Auslieferung KUNST UND WISSEN, Erich Bieber, Stuttgart S, Wilhelmstraße 4—6); in Österreich durch den Globus-Buchvertrieb, Wien I, Salzgries 16; im übrigen Ausland durch eine Importbuchhandlung, den Deutschen Buch-Export und -Import, GmbH., Leipzig C 1, Postschließfach 276, oder den Verlag. —

Gesamtherstellung: Gutenberg Buchdruckerei und Verlagsanstalt, Betrieb der VOB „Aufwärts“, Weimar, Marienstraße 14. — Lizenz-Nr. VLN 152 — 915/292/63. Printed in Germany. — Alle Rechte vorbehalten. — ES-Nr. 20 G 2

(64.250.9)

INHALT

1. Allgemeine Betrachtungen	7
1.1. Einleitung	7
1.2. Festlegung der Bezeichnungen	15
1.3. Hydrodynamische Walztheorie von A. KNESCHKE	16
1.4. Spannungshypothesen	24
1.5. Derzeitige Erkenntnisse über die Formänderungsfestigkeit	26
1.6. Gefügeänderungen beim Walzen	28
2. Ermittlung der walztechnischen Kenngrößen	32
2.1. Versuchsdurchführung und Auswertung	33
2.2. Statischer und dynamischer Walzkraftanteil	38
2.3. Formänderungswiderstand, statische Fließspannung und dynamischer Widerstand	47
2.4. Die dynamische Zähigkeit des Walzgutes	58
2.5. Die statischen und dynamischen Kenngrößen beim Warmwalzen	65
3. Schlußfolgerungen	72
4. Zusammenfassung	75
5. Literatur	77

Faint, illegible text, likely bleed-through from the reverse side of the page. The text is arranged in several paragraphs and appears to be a formal document or report.

1. Allgemeine Betrachtungen

1.1. Einleitung

Schon seit langem ist man bemüht, die Vorgänge im Walzspalt analytisch und experimentell zu erforschen. Bereits im Jahre 1874 befaßte sich C. FINK [1] mit den Fragen der bildsamen Formgebung durch Walzen. Er stellte eine Beziehung für die Umformungsarbeit auf, wobei die Breitung des Walzgutes und die Reibungsarbeit zwischen Walze und Walzgut vernachlässigt werden. J. PUPPE [2] führte einige Jahre später die ersten grundlegenden Walzversuche durch.

Die derzeitigen Erkenntnisse über die Vorgänge im Walzspalt werden mit Hilfe empirischer Beziehungen, durch Formeln, die auf den Gedanken TH. v. KÁRMÁN's [3] beruhen, oder in der hydrodynamischen Walztheorie von A. KNESCHKE [4] zum Ausdruck gebracht. E. SIEBEL [5] hat in zahlreichen Arbeiten die KÁRMÁN'schen Ergebnisse analytisch vereinfacht und für die praktische Berechnung des Walzvorganges geeigneter gemacht.

Unter Vernachlässigung der Breitung des Walzgutes hat TH. v. KÁRMÁN [3] aus den Kraftkomponenten der Walzennormalkraft, der Reibungskraft zwischen

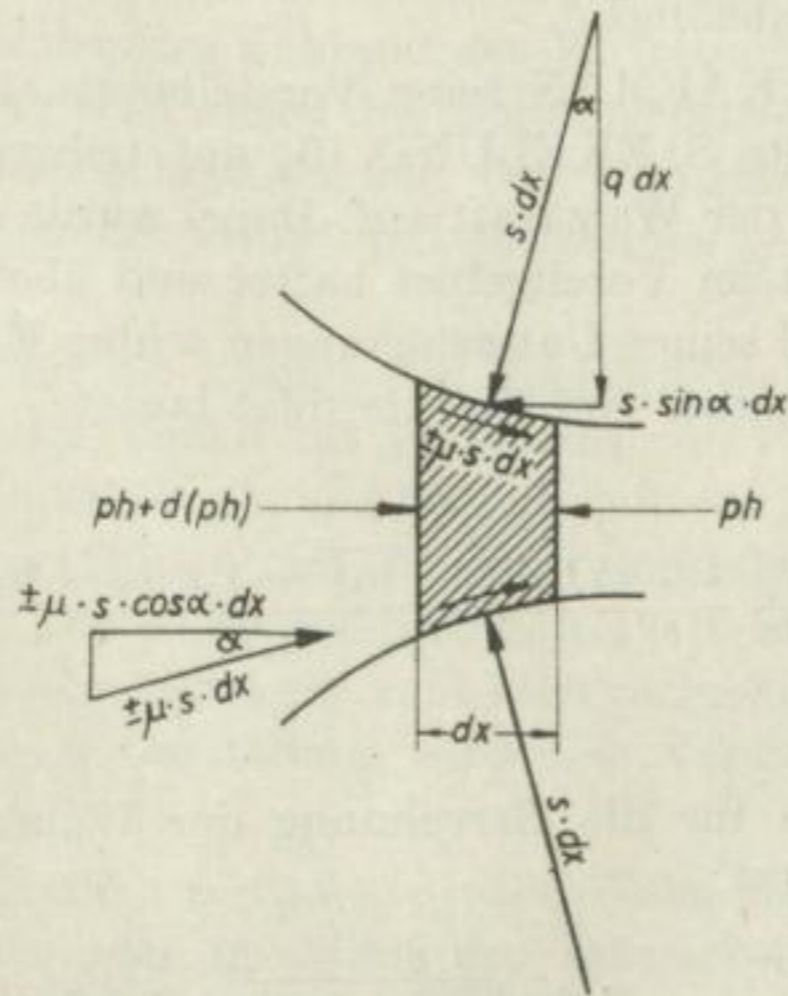


Abb. 1. Kräfte im Walzspalt (n. Th. v. KÁRMÁN [3])

Walze und Walzgut und der über dem Walzspalt gleichmäßig verteilten Horizontalspannung (Abb. 1) folgende Differentialgleichungen abgeleitet:

$$\frac{d(ph)}{dx} = 2s (\sin \alpha \pm \mu(x) \cos \alpha) \quad (1)$$

Dabei gilt: + für das Voreilgebiet (von der Fließscheide bis zum Walzgutaustritt)
 — für das Nacheilgebiet (vom Walzguteintritt bis zur Fließscheide)

Mit Hilfe der MOHRschen Fließbedingung (Schubspannungshypothese) werden Horizontal- und Normalspannung miteinander verbunden.

Diese Differentialgleichungen in der obigen Form sind Ausgangspunkt für die meisten der heute bestehenden Rechenverfahren zur Ermittlung der Umformungskräfte beim Walzen auf glatten Bahnen mit gleichen Walzendurchmessern und Drehzahlen. Zur Lösung dieser Gleichungen werden zusätzliche Annahmen gemacht.

Die KÁRMÁN-SIEBELSche Theorie des ebenen Walzvorganges setzt voraus, daß die Spannungen quer zum Walzspalt gleichmäßig verteilt sind, daß zwischen Walze und Walzgut ein dem COULOMBSchen Gesetz unterliegender Reibungsvorgang stattfindet, der ein Walzen mit haftendem Walzgut ausschließt, daß die Druckverteilung im Walzspalt von der Walzenumfangsgeschwindigkeit unabhängig ist.

Die Erfahrung aber zeigt, daß die Bewegung des Walzgutes quer zum Walzspalt mit unterschiedlicher Geschwindigkeit erfolgt, daß ein Haften des Walzgutes an den Walzenoberflächen wohl möglich ist und daß der Walzvorgang von der Walzenumfangsgeschwindigkeit abhängt.

Kurz nachdem TH. v. KÁRMÁN seine Vorstellungen über den Walzvorgang veröffentlicht hatte, stellte S. EKELUND [6] auf teilweise empirischem Wege Formeln zur Berechnung der Walzkraft auf. Dabei wurde unter anderem vorausgesetzt, daß das Walzgut im Voreilgebiet haftet und über das ganze Rückstaugebiet rutscht. Auf Grund seiner Untersuchungen schlug EKELUND eine Formel zur Berechnung der Walzkraft vor, die wie folgt lautet:

$$P = \left\{ (\sigma + 3 \eta \dot{\varphi}_m) \left[1 + \frac{1,6 \mu \sqrt{R(h_0 - h_1)} - 1,2 (h_0 - h_1)}{(h_0 + h_1)} \right] \right\} l_d \cdot b_m \quad (2)$$

In der Praxis hat sich für die Berechnung der Walzkraft beim Kaltwalzen folgende Form durchgesetzt:

$$P = k_{f_m} l_d b_m \left[1 + \frac{1,6 \mu \sqrt{R(h_0 - h_1)} - 1,2 (h_0 - h_1)}{(h_0 + h_1)} \right] \quad (3)$$

Hierbei wird die statische Fließspannung σ durch die mittlere Formänderungsfestigkeit k_{r_m} ersetzt, und der hydrodynamische Anteil $3 \eta \dot{\varphi}_m$ bleibt unberücksichtigt.

Auf Grund von Versuchen wird von S. EKELUND zur Berechnung der Reibungsbeiwerte die Beziehung

$$\mu = 1,05 - 0,0005 \cdot \vartheta \quad (4)$$

empfohlen. Werden an Stelle von gußeisernen Walzen Hartguß- oder Stahlwalzen verwendet, so ist diese Beziehung mit einem Faktor von 0,8 zu multiplizieren.

Die Größen von σ und η wurden aus Vergleichsberechnungen mit Hilfe der PUPPEschen Versuchswerte bestimmt. Es ist

$$3 \eta = 0,01 (14 - 0,01 \cdot \vartheta) \quad [\text{kps/mm}^2] \quad (5)$$

und

$$\sigma = (14 - 0,01 \cdot \vartheta) (1,4 + C + Mn) \quad [\text{kp/mm}^2], \quad (6)$$

wobei

$$C = \text{Kohlenstoffgehalt [\%]}$$

und

$$Mn = \text{Mangangehalt [\%]}$$

ist.

Für das gesamte Umformungsmoment beider Walzen gilt nach EKELUND

$$Md = P \cdot l_d, \quad (7)$$

da der Hebelarm des Kraftangriffs im Walzspalt sich annähernd zu $l_d/2$ ergab.

S. EKELUND war bemüht, neben den Einflüssen der äußeren Reibung und der statischen Festigkeit des Walzgutes auch den Einfluß der inneren Reibung auf die Walzkraft zu erfassen. Damit hat er den Versuch unternommen, Einblick in die inneren Vorgänge des Walzgutes während der Verformung zu gewinnen. Der Einfluß der äußeren Reibung wird durch den Reibungsbeiwert μ und der der inneren Reibung durch die dynamische Zähigkeit des Walzgutes η charakterisiert. Alle drei Einflüsse werden getrennt erfaßt und bestimmen gemeinsam die auftretende Walzkraft.

W. TRINKS [7] hat für die Lösung der KÁRMÁNschen Differentialgleichung Schaubilder aufgestellt, aus denen das Verhältnis von Formänderungswiderstand und Formänderungsfestigkeit K_w/k_r in Abhängigkeit von der Formänderung ε , dem Reibungsbeiwert zwischen Walze und Walzgut sowie der gedrückten Länge entnommen werden kann. Die Formänderungsfestigkeit ist als Funktion der mittleren Formänderungsgeschwindigkeit aus Walzversuchen anderer Forscher ermittelt worden. Mit dieser Darstellung wird eine Vereinfachung der Walzkraftberechnung erreicht.

A. NADAI [8] geht davon aus, daß zwischen Walze und Walzgut ein Schmierfilm ist, der Schubspannungen im Sinne der Flüssigkeitsreibung auf die Walze überträgt. Für das Kaltwalzen mit reichlich Schmierung auf sehr glatten Bahnen und hohen Walzgeschwindigkeiten mag dies von Interesse sein. Diese Annahme

wird durch Forschungsergebnisse gestützt, wonach die Viskosität der Schmierstoffe mit steigendem Druck wächst. Die berechnete Druckkurve weist keinen Sprung in der Abteilung auf.

Aufbauend auf den KÁRMÁNschen Grundgedanken, werden von E. OROWAN [9] im Jahre 1949 wertvolle Richtlinien zur Behandlung des Walzprozesses auf glatten Walzballen angegeben. In dieser Arbeit wird außer einer Voreil- und Stauzone auch eine Haftzone im Walzspalt angenommen.

D. R. BLAND und H. FORD [10] sowie H. FORD, F. ELLIS und D. R. BLAND [11] haben die OROWANschen Überlegungen für das Kaltwalzen mit und ohne Bandzug unter Berücksichtigung der HITCHCOCKschen Vorstellung [12] über die Walzenabplattung vereinfacht und dadurch dem Praktiker zugänglich gemacht. R. B. SIMS [13] sowie G. LIANIS und H. FORD [14] vertafelten die Lösungen dieser Gleichungen.

D. R. BLAND und H. FORD [10] gehen bei der Erfassung der Walzkraft und des Drehmomentes von den Ansätzen

$$P = R' \left[\int_0^{\beta} s^+ d\alpha + \int_{\beta}^{\alpha_1} s^- d\alpha \right], \quad (8)$$

$$Md = R \left[\int_{\beta}^{\alpha_1} \mu s^- R' d\alpha - \int_0^{\beta} \mu s^+ R' d\alpha \right] \quad (9)$$

aus und gelangen durch zusätzliche Annahmen zu folgenden Formeln:

$$P = k_{r_m} b_m \sqrt{R' \Delta h} f_1 \left(\mu \sqrt{\frac{R'}{h_1}}, \varepsilon \right) \quad (10)$$

$$Md = 2 R \frac{h_0^2}{h_1} k_{r_m} b_m f_2 \left(\mu \sqrt{\frac{R'}{h_1}}, \varepsilon \right) \quad (11)$$

Die Funktionen f_1 und f_2 berücksichtigen den Einfluß der Reibung und den der Geometrie der Walzspaltform.

R. B. SIMS [15] veröffentlichte 1954 ein Verfahren zur Berechnung von Walzkraft und Umformungsmoment beim Warmwalzen. Ausgangspunkte sind die KÁRMÁNsche Differentialgleichung sowie die von E. OROWAN [9] abgeleitete Fließbedingung für die plastische Formgebung unter Haftreibung. Folgende Überlegung führt zu Lösungen, die vom Praktiker einfach zu handhaben sind: Die Reibungskräfte, d. h. das Produkt aus Normalspannung s und Reibungsbeiwert μ , können zwischen trockenen, rauhen Walzen an der Berührungsfläche sehr leicht die Fließgrenze $k_f/2$ des Werkstoffes bei reiner Schubbeanspruchung erreichen, so daß dort der Höchstwert der Reibungskräfte durch die Fließgrenze gegeben ist. Höhere Kräfte als zur Überwindung der Fließgrenze erforderlich sind, können sich nicht einstellen.

Dann gilt:

$$\mu s = \frac{k_f}{2} \quad (\text{für } \mu \geq 0,4) \quad (12)$$

Die spezifische Walzkraft ist die Summe der Normalspannungen entlang des Berührungsbogens

$$P = R' \int_0^{\alpha_1} s \cdot dz, \quad (13)$$

und für das Umformungsmoment wird gesetzt

$$Md = 2 R R' \int_0^{\alpha_1} s z dz. \quad (14)$$

Aus den Lösungen dieser Gleichungen resultieren die endgültigen Formeln für Walzkraft und Drehmoment:

$$P = k_{f_m} l_d b_m Q_P \left(\frac{R'}{h_1}, \varepsilon \right) \quad (15)$$

$$Md = 2 R R' k_{f_m} b_m Q_G \left(\frac{R'}{h_1}, \varepsilon \right) \quad (16)$$

Q_P und Q_G sind Funktionen des Verhältnisses R'/h_1 und der bezogenen Formänderung ε . Beide Funktionen berücksichtigen die Einflüsse der Reibung und der Walzspaltgeometrie.

Diese Betrachtungen wurden später [16] für das Warmwalzen mit Bandzug vervollständigt.

Von P. M. COOK und A. W. McCRUM [17] wurde das Simssche Rechenverfahren für das Warmwalzen ohne Bandzug modifiziert.

Im selben Jahr veröffentlichte G. S. MICAN [18] eine Theorie über den Walzvorgang. Er geht von der SIEBELSchen Druckverteilung aus, der er die bekannte PRANDTLsche Druckverteilung [19] in dem Teil des Walzspaltes überlagert, wo ein völliges Haften des Walzgutes an den Walzen anzunehmen ist. Der Walzspalt wird damit in eine Stau-, Haft- und Voreilzone unterteilt.

A. ZELIKOW [20] greift ebenfalls die KÁRMÁNschen Überlegungen auf, den Walzvorgang als kontinuierliche Aufeinanderfolge von Stauchvorgängen aufzufassen. Der Kreisbogen, der den Walzspalt begrenzt, wird durch eine Gerade ersetzt. Die von ihm aus den Gleichgewichtsbedingungen am Volumenelement abgeleitete Differentialgleichung entspricht grundsätzlich der KÁRMÁNschen. ZELIKOW teilt den Walzspalt in ein Stau-, Haft- und Voreilgebiet. Für die Tangentialkomponente der Normalspannungen wird in den Rutschgebieten

$$\mu \cdot s \quad (\text{COULOMBSche Reibung})$$

und im Haftgebiet

$$\eta \cdot \frac{dv}{dy} \quad (\text{NEWTONscher Ansatz})$$

gesetzt.

Mathematische Betrachtungen über die Vorgänge im Walzspalt veröffentlichte auch A. A. KOROLJEW [21]. Die von E. SIEBEL und W. LUEG [22] durchgeführten Messungen über die Druckverteilung im Walzspalt wurden ausgewertet und auf das Warmwalzen ausgedehnt. Auch die Verhältnisse bei Schleppwalzbetrieb werden in die Untersuchungen einbezogen. Von KOROLJEW existiert ferner eine halbempirische Formel zur Berechnung des mittleren Formänderungswiderstandes.

Auch mit halbempirischen und empirischen Methoden war man bestrebt, die Vorgänge im Walzspalt so gut wie möglich zu erfassen. Hier verdienen vor allem die zahlreichen Arbeiten von A. GELEJI [23] genannt zu werden. In seinen Betrachtungen geht er davon aus, daß sich der Formänderungswiderstand aus der Fließspannung und der in Walzrichtung wirkenden Spannung zusammensetzt.

Hier sind auch die von W. LUEG und E. GREINER [24] sowie W. C. F. HESSENBERG und R. B. SIMS [25] erschienenen Arbeiten zu nennen.

Es sei vermerkt, daß der kurze Überblick zwar die wichtigsten Arbeiten berücksichtigt, aber keineswegs Anspruch auf Vollständigkeit erhebt.

Nicht zu vergessen sind die zahlreichen experimentellen Untersuchungen auf dem Gebiet der plastischen Formgebung durch Walzen. Von den im Fachschrifttum veröffentlichten Aufsätzen sind hier vornehmlich die Arbeiten von E. SIEBEL und E. FANGMEIER [26], A. POMP und W. LUEG [27], O. EMICKE und K.-H. LUCAS [28], A. POMP und G. WEDDIGE [29] sowie H. HOFF und TH. DAHL [30] zu nennen.

In jüngster Gegenwart finden die theoretischen und praktischen Arbeiten von H. G. MÜLLER [31] und H. KREULITSCH [32] Beachtung.

H. G. MÜLLER untersuchte auf analytischem Wege das Verhalten des Formänderungswiderstandes, der Formänderungsfestigkeit und der mittleren Formänderungsgeschwindigkeit im Walzspalt und führte Walzversuche beim Knüppel- und Platinenwalzen durch. Die Walzkraft beim Knüppelwalzen wird mit der beim Flachwalzen verglichen und daraus eine einfache Beziehung zwischen den beiden Walzverfahren aufgestellt.

Demgegenüber hat H. KREULITSCH theoretische und praktische Untersuchungen über die Lage der Fließscheide im Walzspalt beim Warmwalzen von Bändern durchgeführt. Hierdurch ist es möglich, für bestimmte Walzbedingungen an Breitbandstraßen die Walzenumfangsgeschwindigkeiten der einzelnen Gerüste so aufeinander abzustimmen, daß der kontinuierliche Banddurchlauf gewährleistet wird.

Aus dem neueren Schrifttum sollen auch die schwedischen Arbeiten von G. WALLQUIST [33] und P. O. STRANDELL [34] nicht unerwähnt bleiben.

Um Walzkraft und Drehmoment zu berechnen, müssen außer den Formeln auch die walztechnischen Größen bekannt sein, die für die jeweiligen Walzbedingungen in diese Formeln einzusetzen sind. Das betrifft neben dem Reibungsbeiwert vor allem die Formänderungsfestigkeit des Walzgutes. Bei der Erforschung

des Formänderungsfestigkeitsverhaltens mittels Stauchversuch haben sich auf dem Gebiet der Warmformgebung P. M. COOK [35], W. LUEG und H. G. MÜLLER [36] und im Bereich der Kaltverformung E. SIEBEL und Mitarbeiter [37] besonders verdient gemacht.

Theoretische Arbeiten der letzten Jahre über die plastische Formgebung durch Walzen gehen im Gegensatz zu früheren Betrachtungen immer häufiger von der Annahme eines Haftgebietes im Walzspalt aus. Dies kommt besonders deutlich bei R. B. SIMS [15] und A. KNESCHKE [4] zum Ausdruck. Bereits S. EKELUND [6] ging davon aus, daß das Walzgut von der Fließscheide bis zum Walzenaustritt an der Walzenoberfläche haftet. Auch A. ZELIKOW [20] sowie E. OROWAN [9] und G. S. MICAN [18] rechnen mit dem Auftreten eines größeren Haftgebietes.

Alle rein theoretischen Überlegungen, mit gewisser Einschränkung der EKELUNDschen, gehen mehr oder weniger von den KÁRMÁNschen Gedanken aus, den Walzprozeß als kontinuierlichen Stauchvorgang mit parallelepipedischer Verformung aufzufassen. Einen vollkommen neuen Weg beschreitet A. KNESCHKE [4], der den Walzvorgang auf hydrodynamischem Wege mit den Gesetzen der Mechanik zäher Medien deutet.

Ausgehend von den NAVIER-STOKESschen Bewegungsgleichungen und der Annahme, daß die äußersten Randschichten des Walzgutes an den Walzenoberflächen haften, kommt der Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie zu Lösungen, die qualitativ weitgehend im Einklang mit den Erkenntnissen und praktischen Erfahrungen beim Walzen stehen. Der Walzvorgang ist danach von der Walzgeschwindigkeit abhängig, und die Geschwindigkeitsverteilung im Walzspalt ist an jeder Stelle parabolisch, nur an der Fließscheide ist sie linear.

Die Walzkraft und das Umformungsmoment werden von A. KNESCHKE in einen statischen und dynamischen Anteil zerlegt, die den Ansätzen

$$P = \bar{k}_0 l_d b_m + b_m \int_0^{\alpha_0} q R d\alpha \quad (17)$$

und

$$Md = \bar{k}_0 l_d^2 b_m + 2 b_m R \int_0^{\alpha_0} \tau R d\alpha \quad (18)$$

gehörchen.

O. EMICKE und K.-H. LUCAS [38] gehen von ähnlichen Gedanken aus, eine solche Aufspaltung für das Umformungsmoment vorzunehmen. Sie leiten aus Versuchen eine vereinfachte Formel zur Ermittlung des Drehmomentes ab, wobei ein Beiwert Q das zusätzliche Drehmoment für die im ersten Glied ihrer Formel nicht erfaßten Reibungseinflüsse ausdrückt:

$$Md = \sigma_{0,2m} \cdot R \cdot \Delta h \cdot b_m + Q \quad (a)$$

Dem Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie gelingt es ferner auf Grund von Betrachtungen über den Spannungszustand im Walzspalt, die Rißbildung auf der Walzgutoberfläche in Abhängigkeit von den Walzbedingungen zu erklären.

Das Walzkraftverhalten, wie es in der hydrodynamischen Walztheorie zum Ausdruck kommt, wird durch die Versuche von P. O. STRANDELL und A. LEUFVEN [4] sowie W. DAHL, E. WILDSCHÜTZ und J. LANGER [39] qualitativ bestätigt (Abb. 2). Bereits aus den Versuchen von O. EMICKE und K. H. LUCAS [28] ist das qualitative Verhalten der Walzkraft nach A. KNESCHKE [4] zu erkennen. Einen weiteren Beweis liefern die Versuchsergebnisse von G. WALLQUIST [60] (Abb. 2c).

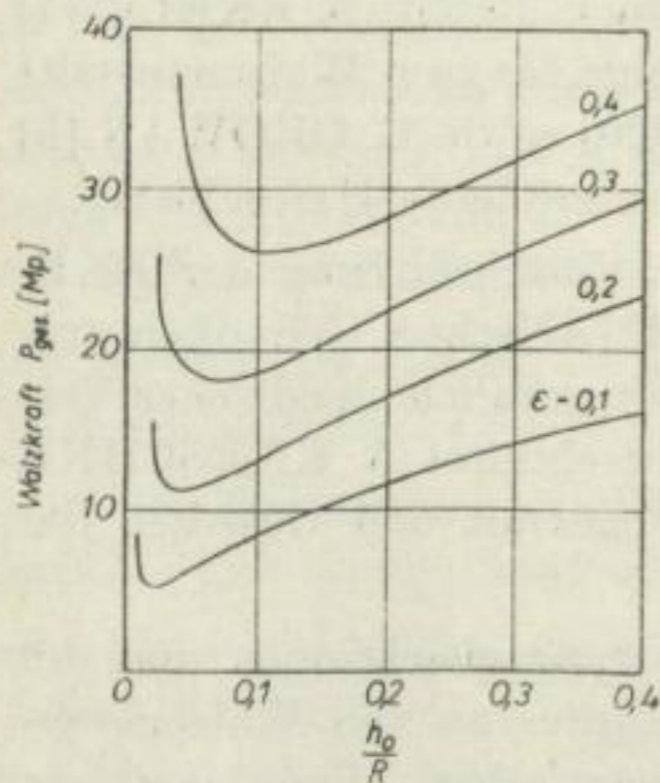
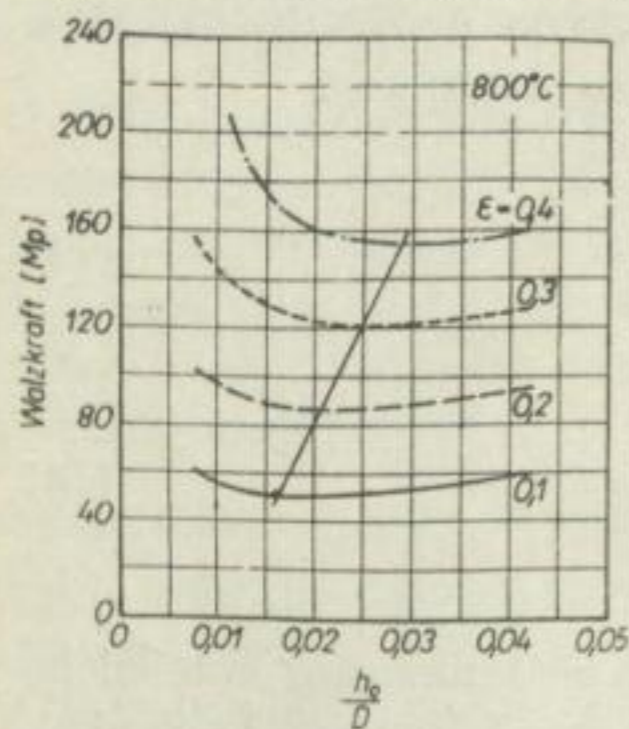


Abb. 2. Qualitativer Vergleich der Walzkraft durch Rechnung und Versuch

a) berechnet von A. KNESCHKE [4]

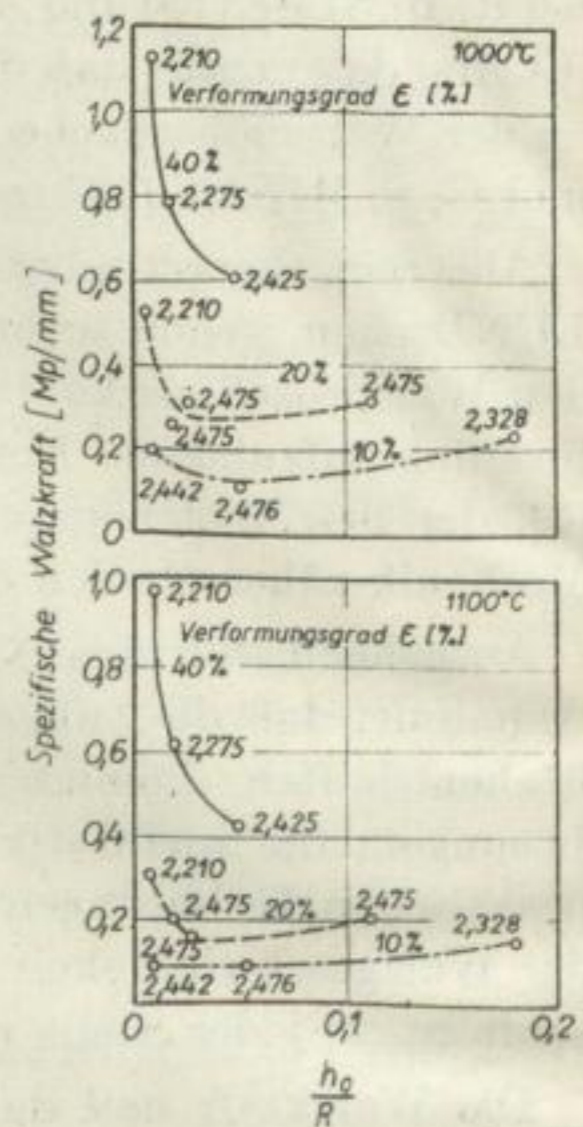
b) gemessen von W. DAHL, E. WILDSCHÜTZ und J. LANGER [39]. (An den Meßpunkten sind die Walzgeschwindigkeiten in m/s angegeben)



c) Verlauf der Walzkraft bei verschiedenen Formänderungen in Abhängigkeit vom Verhältnis h_0/D (n. G. WALLQUIST [60]) $D = 500 \text{ mm}$ $\vartheta = 800^\circ \text{C}$
Werkstoff: Stahl folgender Zusammensetzung: 2,01% C; 0,38% Si; 0,72% Mn; 0,020% P; 0,020% S; 13,5% Cr; 0,20% V

Eine quantitative Anwendung der hydrodynamischen Walztheorie in der Praxis war bisher nicht möglich, da die erforderlichen walztechnischen Kenngrößen — die statische Fließspannung k_0 und die dynamische Zähigkeit des Walzgutes η — fehlten.

Sinn und Zweck der vorliegenden Arbeit soll es sein, den Weg zu zeigen, wie diese bisher unbekanntenen Kenngrößen bestimmt werden können, um damit die Voraussetzungen für eine quantitative Erfassung der Vorgänge im Walzspalt nach dieser Theorie zu schaffen.



1.2. Festlegung der Bezeichnungen

Die verwendeten Zeichen haben folgende Bedeutung:

D	= Walzendurchmesser [mm]
R	= Walzenradius [mm]
R'	= Radius der elastisch deformierten, abgeplatteten Walze [mm]
h_0	= Dicke des Walzgutes vor dem Stich [mm]
h_1	= Dicke des Walzgutes nach dem Stich [mm]
Δh	= Dickenabnahme $h_0 - h_1$ [mm]
h	= jeweilige Dicke des Walzgutes im Walzspalt
h_{fl}	= Dicke des Walzgutes an der Fließscheide
h_m	= mittlere Walzgutdicke [mm]
h_a	= Anfangsdicke des Walzgutes zu Beginn der Verformung [mm]
b_0	= Breite des Walzgutes vor dem Stich [mm]
b_1	= Breite des Walzgutes nach dem Stich [mm]
b_m	= mittlere Breite des Walzgutes [mm]
l_d	= gedrückte Länge [mm]
l'_d	= gedrückte Länge infolge Walzenabplattung [mm]
x_{fl}	= Abszisse der Fließscheide, gemessen vom Walzenaustritt
F_d	= gedrückte Fläche [mm ²] = $l_d \cdot b_m$
α	= Winkelkoordinate
α_1 bzw. α_0	= Greifwinkel
β	= Fließscheidewinkel
ε	= bezogene Formänderung = $(h_0 - h_1)/h_0$
e	= jeweilige bezogene Formänderung im Walzspalt = $(h_0 - h)/h_0$
φ	= logarithmische Formänderung = $\ln(h_0/h_1)$
ε_v	= bezogene Formänderung vor dem Stich
$\dot{\varphi}$	= Formänderungsgeschwindigkeit [s ⁻¹]
v_u	= Walzenumfangsgeschwindigkeit [m/s]
n	= Walzendrehzahl [min ⁻¹]
ϑ	= Walzguttemperatur [°C]
ϑ_{ob}	= gemessene Oberflächentemperatur des Walzgutes [°C]
μ	= Reibungskoeffizient zwischen Walzenoberfläche und Walzgut
η	= dynamische Zähigkeit des Walzgutes [kps/mm ²]
s	= Normalspannung [kp/mm ²]
q	= Vertikalspannung [kp/mm ²]
p	= Horizontalspannung [kp/mm ²]
r	= die der Reibungskraft entsprechende Spannung [kp/mm ²]
σ	= Normalspannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	= Hauptnormalspannungen
τ	= Schubspannung
σ_{zB}	= Zugfestigkeit [kp/mm ²]
σ_s	= Streckgrenze [kp/mm ²]
k_f	= Formänderungsfestigkeit des Walzgutes [kp/mm ²]

k_{f_m}	= mittlere Formänderungsfestigkeit [kp/mm ²]
k_0	= statische Fließspannung [kp/mm ²]
\bar{k}_0	= mittlere statische Fließspannung [kp/mm ²]
\bar{K}_{w_m}	= mittlerer Formänderungswiderstand [kp/mm ²]
\bar{k}_{dyn}	= mittlerer dynamischer Widerstand [kp/mm ²]
P	= Walzkraft [Mp]
P_{st}	= statischer Walzkraftanteil
P_{dyn}	= dynamischer Walzkraftanteil
Md	= Umformungsmoment [mkp]
Md_{st}	= statischer Anteil des Umformungsmomentes
Md_{dyn}	= dynamischer Anteil des Umformungsmomentes
A	= Umformungsarbeit [mkp]
N	= Walzleistung [PS]
N_{st}	= statischer Anteil der Walzleistung
N_{dyn}	= dynamischer Anteil der Walzleistung

Bei einer anderen Bedeutung der hier aufgeführten Zeichen wird im Text darauf hingewiesen.

Für die Indizes gilt:

0	= für die Bedingungen am Walzspalteintritt
1	= für die Bedingungen am Walzspaltaustritt
I	= für einachsige Beanspruchung
II	= für ebene, zweiachsige Beanspruchung
m	= für Mittelwerte
v	= für die Vorverformung
st	= für statische Bedingungen
dyn	= für dynamische Bedingungen
ges	= für die Gesamtverformung

1.3. Hydrodynamische Walztheorie von A. KNESCHKE

Grundlage dieser Theorie bilden die NAVIER-STOKESschen Bewegungsgleichungen. Unter der Voraussetzung, daß die Strömung eben und gradlinig verläuft und die Flüssigkeit inkompressibel ist, lautet diese Gleichung:

$$\frac{\partial s}{\partial x} + \rho \frac{\partial v}{\partial t} - \eta \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} = Z \quad (19)$$

A. KNESCHKE [4] geht davon aus, daß das im Walzspalt unter der Fließspannung stehende Walzgut im Bewegungszustand als zäher Stoff aufzufassen ist, auf das die NAVIER-STOKESschen Bewegungsgleichungen anwendbar sind.

Unter der Annahme, daß es sich um stationäre Bewegungen der Masseteilchen handelt, entfällt das Beschleunigungsglied $\rho \partial v / \partial t$. Ebenfalls kann die Schwerkraft

Z unberücksichtigt bleiben, so daß für ebene parallele Begrenzungsflächen die x -Komponente der Strömungsgeschwindigkeit v allein von y und der isotrope Flüssigkeitsdruck s von x abhängig ist:

$$\eta \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} = \frac{ds}{dx} \quad (20)$$

In dieser Gleichung bedeuten $s(x)$ die Druckverteilung und $v(y, x)$ die zur Walzebene parallele Geschwindigkeitskomponente der Werkstoffteilchen.

Wenn schwach gegeneinander geneigte Begrenzungsflächen an Stelle der parallelen Wandungen treten, was bei den kleinen Walzwinkeln der Fall ist, so ist diese Differentialgleichung auch dann noch näherungsweise anwendbar. A. SOMMERFELD [40] hat bereits 1904 diese Differentialgleichung als Grundlage zur hydrodynamischen Theorie der Schmiermittelreibung benutzt.

Auf Grund der geringen Neigung der Begrenzungsflächen des Walzspaltes kann die y -Komponente der Geschwindigkeit v vernachlässigt und v von y und x abhängig betrachtet werden. Die Geschwindigkeit v soll hinsichtlich x so schwach veränderlich sein, daß $\partial^2 v / \partial x^2$ gegenüber $\partial^2 v / \partial y^2$ nicht ins Gewicht fällt. Das Druckgefälle ds/dx ist dann natürlich nicht mehr als konstant anzusehen.

Unter diesen Voraussetzungen und unter der Annahme, daß die den Walzen unmittelbar benachbarten Schichten des Walzgutes an den Walzenoberflächen haften, macht A. KNESCHKE obige Differentialgleichung zum Ausgang seiner Betrachtungen.

Mit den Randbedingungen

$$v \Big|_{y = \frac{h}{2}} = v_u \quad \text{und} \quad v \Big|_{y = -\frac{h}{2}} = -v_u$$

erhält der Verfasser durch Integration der obigen Differentialgleichung die Geschwindigkeitsverteilung:

$$v = \frac{1}{2\eta} \frac{ds}{dx} \left[y^2 - \left(\frac{h}{2}\right)^2 \right] - v_u \quad (21)$$

Diese Strömungsgeschwindigkeit ist eine Funktion von y und x , da $h = h_1 + x^2/R$ ist.

Ausgehend von der Forderung, daß durch jeden Querschnitt des Walzspaltes von der Breite b die gleiche Menge Q fließt, läßt sich das Druckgefälle ds/dx ermitteln:

$$Q = -b \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} v dy = b \left(v_u h + \frac{h^3}{12\eta} \cdot \frac{ds}{dx} \right). \quad (22)$$

Wenn durch jeden Querschnitt die gleiche Menge fließt, muß Q unabhängig von x sein, d. h.

$$\frac{1}{b} \frac{dQ}{dx} = v_u \frac{dh}{dx} + \frac{d}{dx} \left(\frac{h^3}{12\eta} \frac{ds}{dx} \right) = 0. \quad (23)$$

Durch Integration folgt daraus:

$$v_u (h - h^+) = - \frac{h^3}{12\eta} \frac{ds}{dx}. \quad (24)$$

Das Druckgefälle lautet daher:

$$\frac{ds}{dx} = - 12 \eta v_u \frac{h - h^+}{h^3}. \quad (25)$$

Die Integrationskonstante h^+ ist also diejenige Walzspalthöhe, bei der der Strömungsdruck ein Maximum wird.

Damit beträgt der konstante Walzgutfluß

$$Q = b v_u h^+. \quad (26)$$

Die mittlere Walzgeschwindigkeit

$$v_m = \frac{Q}{bh} \quad (27)$$

ist dann in einem beliebigen Walzspaltquerschnitt

$$v_m = v_u \frac{h^+}{h}. \quad (28)$$

Sie ist am Walzereinlauf ($h = h_0$) am kleinsten und am Walzenausritt ($h = h_1$) am größten. Im Querschnitt h^+ ist sie gleich der Walzenumfangsgeschwindigkeit v_u . Dieser Querschnitt, bei dem auch das Druckmaximum liegt, ist die Fließscheide, d. h., $h^+ = h_{fl}$. Die Geschwindigkeitsverteilung gemäß Gleichung (21) ist in jedem Walzspaltquerschnitt parabolisch, außer an der Fließscheide, wo sie linear ist.

Vom Walzereintritt bis zur Fließscheide ist die Walzgut (Strömungs)geschwindigkeit kleiner und von der Fließscheide bis zum Walzenausritt größer als die Umfangsgeschwindigkeit der Walzen. Daher gibt es Nacheil- und Voreilgebiete. An der Fließscheide ist die Walzgeschwindigkeit gleich der Walzenumfangsgeschwindigkeit.

Zur Bestimmung der Fließscheide integriert der Verfasser den Strömungsdruck über den Walzspalt unter Verwendung der für den Zweck etwas umgeformten Gleichung (25). Mit den Bedingungen, daß der Strömungsdruck am Eintritt und am Austritt Null ist, erhält er folgende Beziehung:

$$\frac{h_{fl}}{h_1} = \frac{h_{fl}}{h_0 (1 - \varepsilon)} = 2 \frac{\arcsin \sqrt{\varepsilon} + \sqrt{\varepsilon(1 - \varepsilon)}}{\frac{3}{2} \left[\arcsin \sqrt{\varepsilon} + \sqrt{\varepsilon(1 - \varepsilon)} \right] + \sqrt{\varepsilon(1 - \varepsilon)}^3} \quad (29)$$

Die Abszisse der Fließscheide, gemessen vom Walzenaustritt, läßt sich aus der Beziehung

$$\frac{x_{fl}}{l_d} = \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \left(\frac{h_{fl}}{h_1} - 1 \right)} \quad (30)$$

bestimmen.

h_{fl}/h_1 , h_{fl}/h_0 und x_{fl}/l_d sind in Abhängigkeit von der Formänderung vertafelt worden (Tabelle 1).

Tabelle 1. Lage der Fließscheide in Abhängigkeit von der Formänderung ε

ε	$\frac{h_{fl}}{h_1}$	$\frac{h_{fl}}{h_0}$	$\frac{x_{fl}}{l_d}$
0,000	1,000	1,000	0,577
0,025	1,008	0,983	0,572
0,05	1,017	0,966	0,566
0,10	1,034	0,931	0,553
0,15	1,051	0,894	0,540
0,20	1,069	0,855	0,526
0,25	1,087	0,815	0,512
0,30	1,106	0,774	0,496
0,35	1,124	0,731	0,480
0,40	1,143	0,686	0,463
0,45	1,161	0,639	0,444
0,50	1,180	0,590	0,425
0,55	1,199	0,540	0,404
0,60	1,218	0,487	0,381
0,65	1,236	0,433	0,357
0,70	1,254	0,376	0,330
0,75	1,271	0,318	0,301
0,80	1,288	0,258	0,268
0,85	1,303	0,195	0,231
0,90	1,316	0,132	0,187
0,95	1,327	0,066	0,128
1,00	1,333	0,000	0,000

Die Ergebnisse führten zu der Feststellung, daß die Fließscheide niemals in dem dem Walzeneinlauf zugewandten Drittel des Walzspaltes liegt. Sie wandert bei gleichbleibender Ausgangshöhe mit zunehmender Formänderung nach dem Walzenauslauf.

Die Gleichung (25) dient ebenfalls nach zweckentsprechender Umformung zur Ermittlung des isotropen Strömungsdruckes $s(x)$ im Walzspalt. Nach Integration und mit den Randbedingungen, wonach dieser Druck am Walzenein- und -austritt gleich Null ist, erhält A. KNESCHKE folgende Gleichung:

$$s \frac{\frac{h_0}{R} \sqrt{\frac{h_0}{R}}}{3 \eta \frac{v_u}{R}} = \frac{1}{\sqrt{(1-\varepsilon)^3}} \left\{ \left[\frac{3}{2} (\varphi + \sin \varphi \cos \varphi) + \sin \varphi \cos^3 \varphi \right] \frac{h_{fl}}{h_1} - 2 (\varphi + \sin \varphi \cos \varphi) \right\} \quad (31)$$

φ ist darin ein Hilfswinkel, der aus Zweckmäßigkeitsgründen vom Verfasser wie folgt festgelegt wurde:

$$\sin \varphi = \frac{\frac{x}{l_d}}{\sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} + \left(\frac{x}{l_d}\right)^2}}; \quad (32)$$

$$\cos \varphi = \frac{\sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}}}{\sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} + \left(\frac{x}{l_d}\right)^2}}. \quad (33)$$

Gemäß Abb. 3 wirkt an einem Oberflächenelement $bRd\alpha$ die radiale Druckkraft $sbRdz$ mit ihren Komponenten $sbRdz \cdot \sin \alpha$ und $sbRdz \cdot \cos \alpha$. Hier hinzu kommt die Reibungskraft $rbRdz$ mit den Komponenten $rbRdz \cdot \sin \alpha$ und $rbRdz \cdot \cos \alpha$.

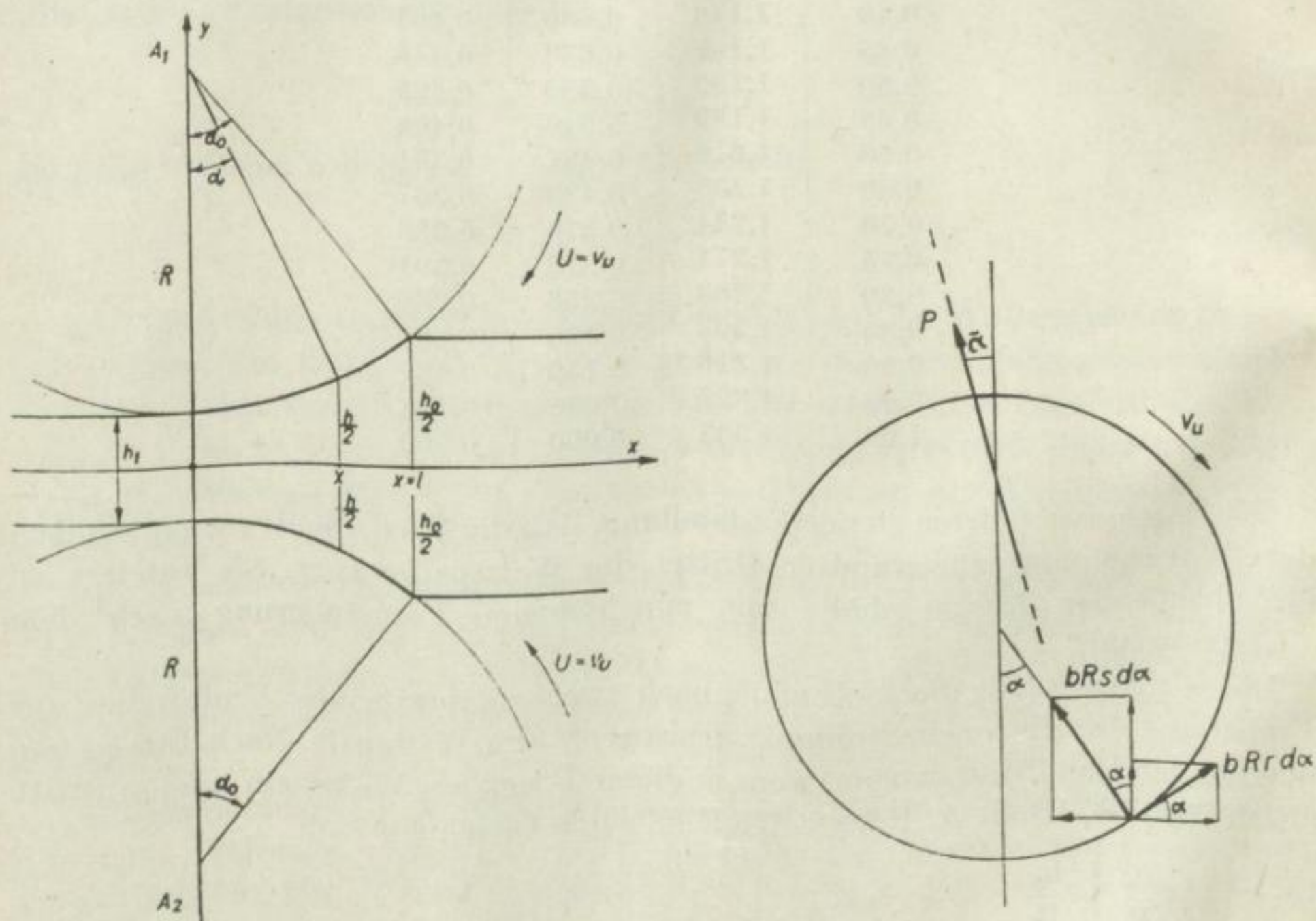


Abb. 3. Lagebeziehungen des Walzspaltes und Kräfte an der Walze (n. A. KNESCHKE [4])

Die Resultierende aller dieser innerhalb des Walzspaltes wirkenden Kräfte ergibt die Walzkraft mit den Komponenten $P \cdot \sin \bar{\alpha}$ und $P \cdot \cos \bar{\alpha}$.

Die die Reibungskraft bedingende Schubspannung ist

$$\tau / y = \frac{h}{2} = \eta \frac{\partial v}{\partial y} / y = \frac{h}{2} = \frac{h}{2} \frac{ds}{dx} = \frac{h}{2R} \frac{ds}{d\alpha}, \quad (34)$$

so daß

$$r = - \frac{h}{2R} \frac{ds}{d\alpha} \quad (35)$$

ist.

Aus der Summe der Horizontal- und Vertikalkräfte folgt für

$$P \cdot \sin \bar{\alpha} = bR \int_0^{\alpha_0} s \sin \alpha \, d\alpha - bR \int_0^{\alpha_0} r \cdot \cos \alpha \, d\alpha \quad (36)$$

und für

$$P \cdot \cos \bar{\alpha} = bR \int_0^{\alpha_0} s \cos \alpha \, d\alpha + bR \int_0^{\alpha_0} r \sin \alpha \, d\alpha. \quad (37)$$

Mit $\sin \alpha \approx \alpha$ und $\cos \alpha \approx 1 - \frac{\alpha^2}{2}$ lautet nach Integration die Horizontal- und Vertikalkomponente des dynamisch bedingten Walzkraftanteils:

$$P \sin \bar{\alpha} = 3 b \eta v_u \sqrt{\frac{h_0}{R} \cdot \frac{(1-\varepsilon)}{4}} \cdot \Phi(\varepsilon) \quad (38)$$

und

$$P \cos \bar{\alpha} = 3 b \eta v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1-\varepsilon)} \right] \cdot \Psi(\varepsilon), \quad (39)$$

wobei

$$\Phi(\varepsilon) = \arcsin \sqrt{\varepsilon} - \sqrt{\varepsilon(1-\varepsilon)}$$

$$- \frac{h_n}{4h_1} [\arcsin \sqrt{\varepsilon} + (2\varepsilon - 1) \sqrt{\varepsilon(1-\varepsilon)}] \quad (40)$$

und

$$\Psi(\varepsilon) = \varepsilon \left[1 - \frac{h_n}{2h_1} (2 - \varepsilon) \right] \quad (41)$$

ist. $\Phi(\varepsilon)$ und $\Psi(\varepsilon)$ sind vertafelt worden (Tabelle 2).

Wird der Walzvorgang unterbrochen, ist also $v_u = 0$, so befindet sich das Walzgut unter einer quer zur Walzrichtung wirkenden Fließspannung k_f .

Tabelle 2. Funktionswerte der hydrodynamischen Walztheorie in Abhängigkeit von der Formänderung ε

ε	$\Phi(\varepsilon)$	$\Psi(\varepsilon)$	$X(\varepsilon)$
0,000	0,0000000	0,0000000	0,0000000
0,025	0,0000181	0,0001057	0,0000091
0,050	0,0001041	0,0004294	0,0000535
0,10	0,0006182	0,001771	0,0003258
0,15	0,001790	0,004110	0,0009708
0,20	0,003865	0,007540	0,002161
0,25	0,007129	0,01216	0,004107
0,30	0,01184	0,01809	0,007076
0,35	0,01840	0,02543	0,01141
0,40	0,02720	0,03433	0,01690
0,45	0,03875	0,04494	0,02613
0,50	0,05365	0,05739	0,03793
0,55	0,07262	0,07187	0,05413
0,60	0,09660	0,08856	0,07637
0,65	0,1268	0,1077	0,1071
0,70	0,1646	0,1294	0,1503
0,75	0,2125	0,1541	0,2125
0,80	0,2734	0,1819	0,3057
0,85	0,3524	0,2132	0,4551
0,90	0,4590	0,2484	0,7258
0,95	0,6159	0,2881	1,3772
1,00	1,0472	0,3333	∞

Um Verwechslungen gegenüber der in der Literatur mit k_r bezeichneten Formänderungsfestigkeit bzw. Fließspannung zu vermeiden, wird im folgenden für den vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie benutzten Begriff der statischen Fließspannung an Stelle von k_r die Bezeichnung k_0 eingeführt. Der senkrecht zur Walzebene wirkende statische Anteil an der gesamten Walzkraft beträgt dann:

$$P_{st} = k_0 b l_d \quad (42)$$

Die Vertikalkomponente des dynamischen Anteils und der statische Anteil überlagern sich zur Gesamtwalzkraft

$$P = P_{st} + P \cos \bar{\alpha} \quad (43)$$

bzw.

$$P = k_0 \cdot b \cdot l_d + 3 b \eta v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \cdot \Psi(\varepsilon) \quad (44)$$

Für die Berechnung der Walzkraft ist die mittlere statische Fließspannung über dem Walzspalt \bar{k}_0 und die mittlere Walzgutbreite b_m maßgebend. Daher ist

$$P = \bar{k}_0 b_m l_d + 3 b_m \eta v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \cdot \Psi(\varepsilon) \quad (45)$$

Der beim Walzen auftretende hydrodynamisch bedingte Anteil des Momentes wird durch folgende Beziehung ausgedrückt:

$$M_{d_{\text{dyn}}} = 2 b R^2 \int_0^{\alpha_0} r d\alpha = - b R \int_0^{\alpha_0} h \frac{ds}{d\alpha} \cdot d\alpha \quad (46)$$

Nach zweckentsprechender Umformung und Integration wird

$$M_{d_{\text{dyn}}} = 12 b R \eta v_u \sqrt{\frac{R}{h_0}} \cdot X(\varepsilon). \quad (47)$$

$X(\varepsilon)$ ist ebenfalls in Tabelle 2 vertafelt.

Der statische Anteil am Gesamtmoment beträgt:

$$M_{d_{\text{st}}} = k_0 \cdot b \cdot l_d^2 \quad (48)$$

Damit lautet das Gesamtmoment für beide Walzen:

$$M_d = M_{d_{\text{st}}} + M_{d_{\text{dyn}}} \quad (49)$$

bzw.

$$M_d = k_0 b l_d^2 + 12 b R v_u \eta \sqrt{\frac{R}{h_0}} \cdot X(\varepsilon). \quad (50)$$

Mit den Mittelwerten gilt:

$$M_d = \bar{k}_0 b_m l_d^2 + 12 b_m R \eta v_u \sqrt{\frac{R}{h_0}} \cdot X(\varepsilon). \quad (51)$$

Das Produkt aus Drehmoment M_d und Winkelgeschwindigkeit ω ergibt die erforderliche Walzleistung N :

$$N = N_{d_{\text{st}}} + N_{d_{\text{dyn}}} = \bar{k}_0 b_m h_0 \varepsilon v_u + 12 b_m \eta v_u^2 \sqrt{\frac{R}{h_0}} \cdot X(\varepsilon). \quad (52)$$

Auch für das Walzen mit Bandzug wird von A. KNESCHKE die Druckverteilung und die Lage der Fließscheide bestimmt, worauf hier nicht näher eingegangen werden soll.

Die Untersuchungen wurden ferner auf den Spannungszustand im Walzspalt ausgedehnt, wobei es gelang, Aussagen über die Reißbildung im Walzgut während des Walzens zu machen. Für das Auftreten von Rissen wird praktisch nur das am Walzenauslauf entstehende Zuggebiet verantwortlich gemacht.

Die Maximalwerte der Zugspannungen treten an der Walzgutoberfläche auf. Sie werden durch folgende Gleichungen für den Walzenauslauf

$$\sigma\left(0, \frac{h_1}{2}\right) = -\frac{\bar{k}_0}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\bar{k}_0^2 + \left[\frac{12 \eta v_u \left(\frac{h_n}{h_1} - 1\right)}{h_0 (1 - \varepsilon)} \right]^2} \quad (53)$$

und für den Walzeneinlauf

$$\sigma\left(l_d, \frac{h_0}{2}\right) = -\frac{\bar{k}_0}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\bar{k}_0^2 + \left[\frac{12 \eta v_u \left(\frac{h_{r1}}{h_0} - 1\right)}{h_0}\right]^2} \quad (54)$$

erfaßt. Diese Spannungen dürfen den für das Aufreißen kritischen Wert der Zugfestigkeit des Walzgutes besonders am Walzenauslauf nicht überschreiten.

Neben diesen Gleichungen wird die Streichrichtung der Reißebene am Walzenauslauf ermittelt, d. h. die Richtung, in der die Risse von der Walzgutoberfläche in das Innere verlaufen.

Keine der bisher bekannten Walztheorien ermöglicht eine solche Fülle qualitativer Aussagen über den Walzprozeß wie die hydrodynamische Walztheorie. Diese Aussagen stehen weitgehend im Einklang mit den Erfahrungen der Praxis. Eine Anwendung der Erkenntnisse dieser Theorie zur praktischen Berechnung von Walzkraft und Drehmoment war bisher nicht möglich, weil die dynamische Zähigkeit und die statische Fließspannung des Walzgutes unbekannt waren.

Die vom Verfasser zunächst gemachte Voraussetzung, daß die Fließspannung für das entsprechende Walzgut eine Konstante ist, ändert nichts an der Richtigkeit seiner Formeln, da diese Größe versuchstechnisch zu bestimmen ist und dadurch zwangsläufig in der ihr innewohnenden Gesetzmäßigkeit zum Ausdruck kommt. Bei praktischen Berechnungen werden die Mittelwerte ohnehin als konstante Größen behandelt.

1.4. Spannungshypothesen

Voraussetzung für das bildsame Verhalten eines metallischen Werkstoffes ist sein Vermögen zur Ausbildung kristalliner Gleitebenen, auf dem gegenseitige Verschiebungen ohne Zerstörung des Gitteraufbaus stattfinden können.

Die Frage, welche Kraft zur Einleitung dieser Gleitvorgänge erforderlich ist, damit ein Fließen des Werkstoffes eintritt, beantworten die Spannungshypothesen.

Aus der Vielzahl der bestehenden Spannungshypothesen haben sich für Untersuchungen von plastischen Formänderungen heute allgemein die Schubspannungs- und Gestaltänderungshypothese als brauchbar erwiesen.

Die vollständige Beschreibung des Spannungszustandes ist im allgemeinen sehr schwierig. Denkt man sich an der betreffenden Stelle des Körpers ein würfelförmiges Element herausgeschnitten, so greifen daran allgemein sechs Spannungsgrößen an, die drei Normalspannungen σ_x , σ_y , σ_z und die drei Schubspannungen τ_x , τ_y , τ_z . Der Würfel kann aber in einer ganz bestimmten Lage so herausgeschnitten werden, daß die Schnittebenen schubspannungsfrei sind; es wirken nur Normalspannungen. Diese schubspannungsfreien Ebenen nennt man Hauptspannungsebenen und ihre Spannungen Hauptnormalspannungen.

Die Schubspannungen, die in den zu zwei Hauptspannungsebenen unter 45° gelegenen Ebenen auftreten, sind die Hauptschubspannungen:

$$\begin{aligned}\tau_1 &= \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \\ \tau_2 &= \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \\ \tau_3 &= \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}\end{aligned}\tag{55}$$

Beim Walzvorgang sind Stauch-, Walz- und Breiungsrichtung die Hauptspannungsrichtungen. Die Breitung wird meist vernachlässigt.

Nach der Schubspannungshypothese [41] setzt ein Fließen in einem Metall unter irgendeiner Beanspruchung dann ein, wenn eine bestimmte Grenzs Schubspannung erreicht, d. h., der Schubwiderstand des betreffenden Werkstoffes überwunden ist.

Wird der Spannungszustand durch die drei Hauptspannungen $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ gekennzeichnet, wobei

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$$

sei, dann lautet die Plastizitätsbedingung nach dieser Theorie:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2 \tau_{\max} = k_f.\tag{56}$$

Das heißt, die mittlere Hauptspannung σ_2 ist unter den hier gemachten Annahmen ohne Einfluß auf den Beginn des bildsamen Zustandes.

Hierin ist τ der Schubwiderstand des betreffenden Werkstoffes und k_f der zur Einleitung der bildsamen Verformung notwendige Hauptnormalspannungsunterschied, der Formänderungsfestigkeit genannt wird [42].

Eine bleibende Verformung tritt bei einem vielkristallinen metallischen Werkstoff dann ein, wenn die Hauptspannungsdifferenz den doppelten Betrag der maximalen Schubspannung erreicht bzw. überschreitet.

Die Plastizitätsbedingung nach der Gestaltänderungsenergie-Hypothese [43], wonach der bildsamen Zustand dann eintritt, wenn die elastische Gestaltänderungsarbeit einen bestimmten Grenzwert überschreitet, lautet:

$$\sqrt{1/2 [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = 2 \tau_{\max} = k_f.\tag{57}$$

Entsprechend der Schubspannungshypothese kann die Formänderungsfestigkeit k_f durch einachsige Zug- oder Druckversuche ermittelt werden. Die Reibung zwischen Stempel und Werkstoff wird bei diesen Stauchversuchen durch geeignete Mittel ausgeschaltet. Es gilt dann:

$$2 \tau_{\max} = \sigma_1 = k_f.\tag{58}$$

Wie bereits erwähnt, ist die mittlere Hauptspannung σ_2 nach der Schubspannungshypothese ohne Einfluß auf den Beginn der bildsamen Formgebung. Untersuchungen von W. LODE [44] sowie von M. ROŠ und A. EICHINGER [45] haben jedoch gezeigt, daß die relative Lage der mittleren Hauptspannung σ_2 zu der größten und kleinsten Hauptspannung σ_1 und σ_3 von Bedeutung ist und daß die Gestaltänderungsenergie-Hypothese den tatsächlichen Verhältnissen besser entspricht. Die theoretisch mögliche Abweichung der Formänderungsfestigkeitswerte gegenüber den nach der Schubspannungshypothese geltenden Werten beträgt etwa 15%, denn wird für $\sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$ gesetzt, so folgt aus der obigen Plastizitätsbedingung der Gestaltänderungsenergie-Hypothese, daß

$$k_f = \frac{\sqrt{3}}{2} (\sigma_1 - \sigma_3) \quad (59)$$

ist.

Hieraus ist ersichtlich, daß die Vergleichsspannung um $\frac{2}{\sqrt{3}} = 1,155$ mal größer ist als die nach der Schubspannungshypothese. W. LODE fand bei praktischen Versuchen Abweichungen von maximal 12%.

Wird die Formänderungsfestigkeit aus einachsigen Stauch- oder Zugversuchen bestimmt, so ist es mit Gleichung (59) möglich, diese Werte auf solche, die einer zweiachsigen Beanspruchung entsprechen würden, umzurechnen.

Es ist dann

$$k_{f_{II}} = \frac{2}{\sqrt{3}} k_{f_I}. \quad (60)$$

Die Spannungshypothesen setzen voraus, daß der Werkstoff sich isotrop bzw. quasiisotrop verhält und daß die Formänderung nur durch das äußere Spannungsfeld bestimmt wird.

1.5. Derzeitige Erkenntnisse über die Formänderungsfestigkeit

Für die Erfassung der Vorgänge im Walzspalt und ihre Rückwirkung auf Walzkraft und Drehmoment ist die Kenntnis der Formänderungsfestigkeit des Walzgutes von entscheidender Bedeutung.

Nach den heutigen Anschauungen ist die Formänderungsfestigkeit der Warmformgebung auf Grund von Stauchversuchen eine Funktion des Werkstoffes, der Temperatur ϑ , der Formänderungsgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ und der Formänderung φ bzw. ε [35], [36]. Es ist also

$$k_{f_{\text{warm}}} (\text{Werkstoff}, \vartheta, \dot{\varphi}, \varepsilon).$$

Den größten Einfluß auf die Formänderungsfestigkeit üben Temperatur und Formänderungsgeschwindigkeit aus. Je größer Formänderungsgeschwindigkeit und Formänderung sind und je niedriger die Verformungstemperatur ist, um so höher ist die Formänderungsfestigkeit. Über dieses Verhalten werden im Schrifttum folgende Erklärungen gegeben.

Durch Erhöhen der Temperatur wächst die Beweglichkeit der Atome und die Fähigkeit der Gleitebenenbildung; dadurch wird die Translation erleichtert, und die Formänderungsfestigkeit strebt mit zunehmender Temperatur immer kleineren Werten zu.

Das Abgleiten der Kristallteilchen auf den Gleitebenen benötigt eine gewisse Zeit. Mit steigender Formänderungsgeschwindigkeit ist weniger Zeit vorhanden und damit wird der Gleitwiderstand größer. Der Geschwindigkeitseinfluß hat bei der Kaltformgebung nur geringe Bedeutung, weil hier die Verfestigung die Gleitung schnell beendet und dadurch größere Formänderungsgeschwindigkeiten nicht zur Auswirkung kommen läßt.

Bei niedrigen Temperaturen macht sich eine starke Verfestigung des Werkstoffes durch die eintretende Verzerrung der Kristallite bemerkbar. Die auftretende Verfestigung ist bei höheren Temperaturen erheblich geringer und nur von kurzer Dauer, da unter dem Einfluß dieser Temperaturen eine Rekristallisation des durch die bildsame Verformung gestörten Ausgangsgefüges eintritt. Bei einer schnell eintretenden Rekristallisation kann die Formänderungsfestigkeit im Gegensatz zur Kaltverformung nicht wesentlich von der Formänderung abhängig sein.

Die Formänderungsfestigkeit im Bereich der Kaltformgebung wird außer vom Werkstoff vor allem von der Formänderung und der damit verbundenen Verfestigung des Werkstoffes bestimmt. Sie wird nur in geringem Maße von der Formänderungsgeschwindigkeit beeinflusst [37], [46].

Es kann also gesagt werden, daß die Formänderungsfestigkeit bei Kaltverformung unter Raumtemperatur vorwiegend vom Werkstoff und der Formänderung abhängt:

$$k_{f_{\text{kalt}}}(\text{Werkstoff}, \varepsilon)$$

Die Formänderungsfestigkeit nimmt mit steigender Formänderung zu.

Zur Ermittlung der Formänderungsfestigkeit (Fließkurven) dient meist der Stauchversuch. Bei der Kaltverformung ist besonders der Kegelstauchversuch nach E. SIEBEL [37] in Anwendung. Auf dem Gebiet der Warmformgebung bedient man sich eines eigens dafür geschaffenen Plastometers [35].

Ein anderer Weg ist, die Formänderungsfestigkeit an Hand von Zugversuchen zu bestimmen. Hierbei wird die zu untersuchende Probe mit 5%, 10%, 15% usw. kaltverformt und anschließend dem Zerreißversuch unterworfen. Außer der Streckgrenze bzw. $\sigma_{0,2}$ -Grenze wird mitunter auch die Zugfestigkeit dabei als Formänderungsfestigkeit zugrunde gelegt.

Von R. B. SIMS [47] wurden in jüngster Zeit Bandstauchversuche bei ebener Druckverformung durchgeführt, um die Formänderungsfestigkeit von Blechen und Bändern zu bestimmen. Abbildung 4 zeigt einige dieser Ergebnisse für verschiedene Stähle. Wie der Abbildung zu entnehmen ist, liegen die Werte des Zerreißversuches meist unter denen der Eindrückprobe. Für dieses Verhalten konnte keine eindeutige Erklärung gefunden werden. R. B. SIMS führt es darauf zurück, daß die Formänderungsfestigkeit (Fließspannung) anscheinend niedriger als der mittlere Druck

zwischen den Ambossen und dem Werkstoff ist oder daß der Werkstoff nicht gemäß dem Misesschen Kriterium fließt. Die Gründe für die Abweichung könnten aber auch im Zustand des Gefüges zu suchen sein.

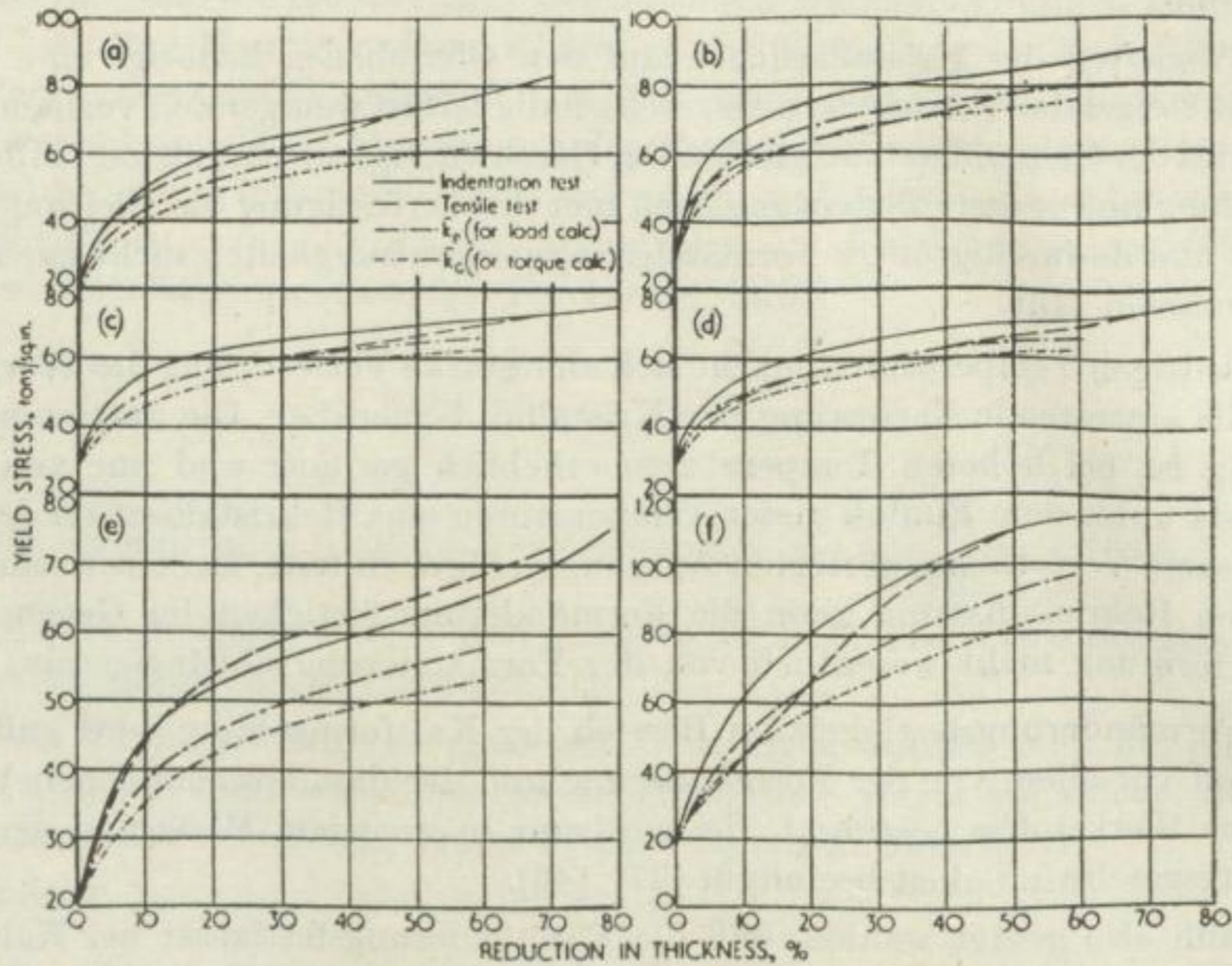


Abb. 4. Formänderungsfestigkeit (Fließspannung) bei ebener Druckverformung für verschiedene Stähle (n. R. B. SIMS [47])

	C %	Si %	S %	P %	Mn %	Ni %	Cr %
(a)	0,81	0,28	0,009	0,036	0,68	Spur	0,9
(b)	1,29	0,21	0,030	0,011	0,33	0,18	0,20
(c)	—	1,8	—	—	—	—	—
(d)	—	2,7	—	—	—	—	—
(e)	0,07	0,45	0,02	0,02	0,80	0,20	17,20
(f)	0,11	0,66	0,030	0,018	0,30	0,34	18,00

Die Art der Versuchsdurchführung wurde von A. NADAI [48] und E. OROWAN vorgeschlagen und zum erstenmal von H. FORD [49] praktisch ausgeführt.

Beim Bandstauchversuch sind Proben- und praktische Walzgutdicke gleich. Durch diese Übereinstimmung trägt das Ermittlungsverfahren den tatsächlichen Verhältnissen Rechnung und schaltet von vornherein Einflüsse aus, die eventuell der Probenform zugesprochen werden könnten.

1.6. Gefügeänderungen beim Walzen

In jüngster Zeit versuchten F. ERDMANN-JESNITZER und F. GÜNTHER [50], mit Hilfe der Mikroradiographie Einblick in die Veränderungen des Gefüges während des Walzvorganges zu erhalten.

Bereits zahlreiche andere Forscher hatten an Hand von Schlifffbildern diese Vorgänge studiert. So verwendeten E. SCHEIL und W. SIBERT [51] Aluminium-Eisen- und Aluminium-Silizium-Legierungen, um die Veränderung der in die Aluminiumgrundmasse eingebetteten, spröden, nadelförmigen Al_3Fe - bzw. Si-Kristalle beim Walzen zu untersuchen. Sie stellten fest, daß die im unverformten Ausgangszustand regellos verteilten Kristallnadeln sich während des Walzvorganges in Walzrichtung eindrehten.

Schliffbilder ermöglichen nur eine Beurteilung des Gefügebau an der Schliffbildoberfläche. Um die Struktur im Inneren der Probe zu erforschen, ist es notwendig, diese schichtenweise abzutragen. Das schließt aus, die Vorgänge im Gefüge an ein und derselben Probe bei fortlaufender Stichfolge zu untersuchen. Diese Möglichkeit bietet aber die mikroradiographische Methode, die daneben noch andere Vorteile, z. B. die einer dreidimensionalen Ansicht der Mikroröntgenaufnahmen aufweist.

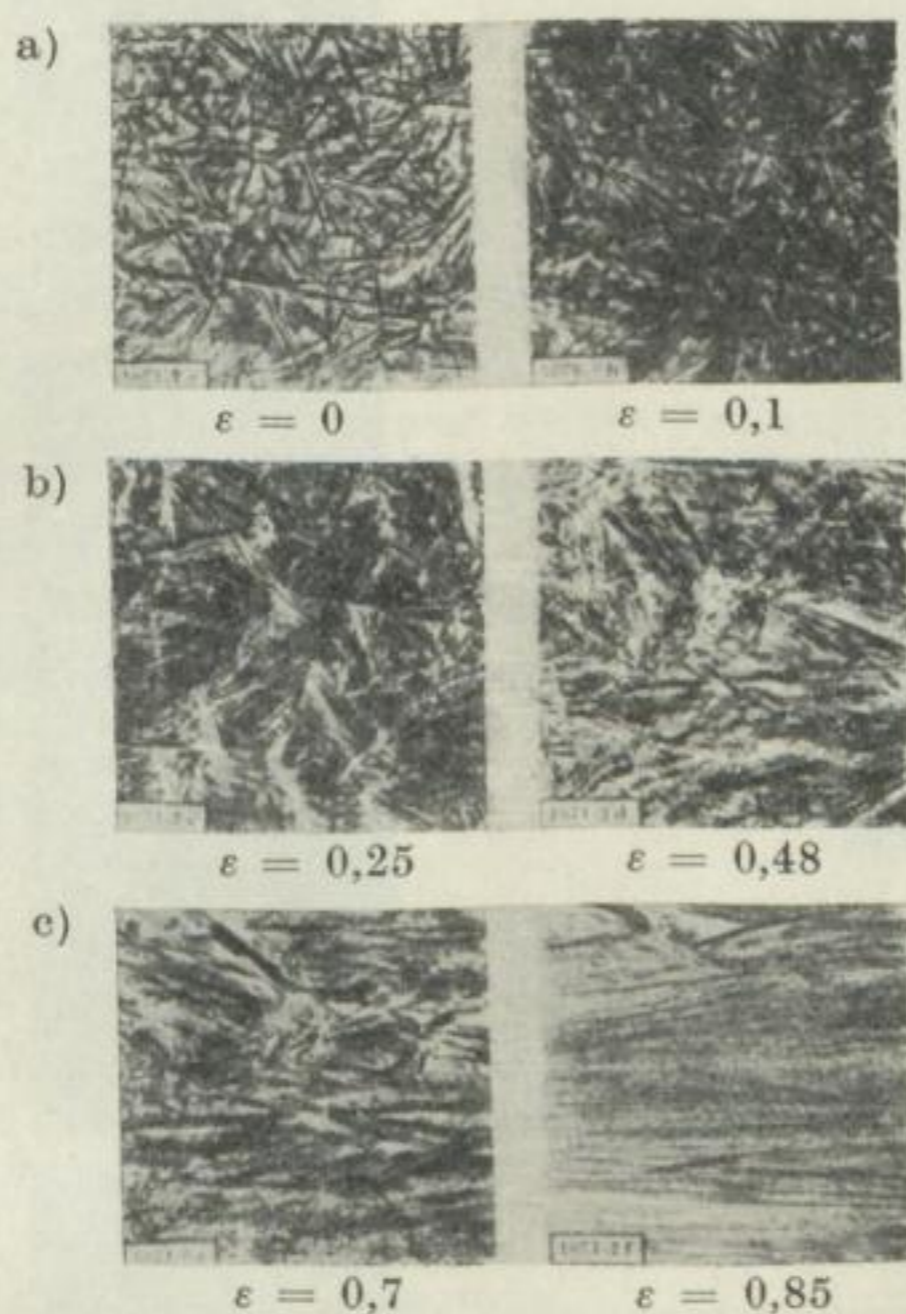


Abb. 5. Mikroradiogramme für verschiedene Formänderungen ϵ . Legierung: 70% Al, 30% Ni, Aluminium mit Al_3Ni (n. F. ERDMANN-JESNITZER u. F. GÜNTHER [50])

Um einen Werkstoff mit einer intermediären Phase in Nadel- oder Plattenform zu bekommen, wurden die radiographischen Untersuchungen von F. ERDMANN-JESNITZER und F. GÜNTHER an Walzproben aus einer Aluminium-Eisen- bzw. Aluminium-Nickel-Vorlegierung durchgeführt. Bereits nach dem ersten Stich wurde festgestellt, daß sich die Al_3Fe -Kristalle parallel zur Walzrichtung eindrehten. Diese Gefügeregelung trat um so stärker in Erscheinung, je größer die Formänderung war (Abb. 5).

Die Verteilungsfunktion, d. h. die Lagenhäufigkeit der Kristallite in Abhängigkeit vom Azimutwinkel (Winkel zwischen Walzrichtung und Kristalllängsrichtung), ergab für verschiedene Kaltverformungsgrade, daß im verformten Ausgangs-(Guß-) Zustand mit einer fast gleichmäßigen Kristallverteilung in allen Richtungen zu rechnen ist. Mit steigender Verformung tritt dann eine zunehmende Ausrichtung der Kristalle in Walzrichtung ein.

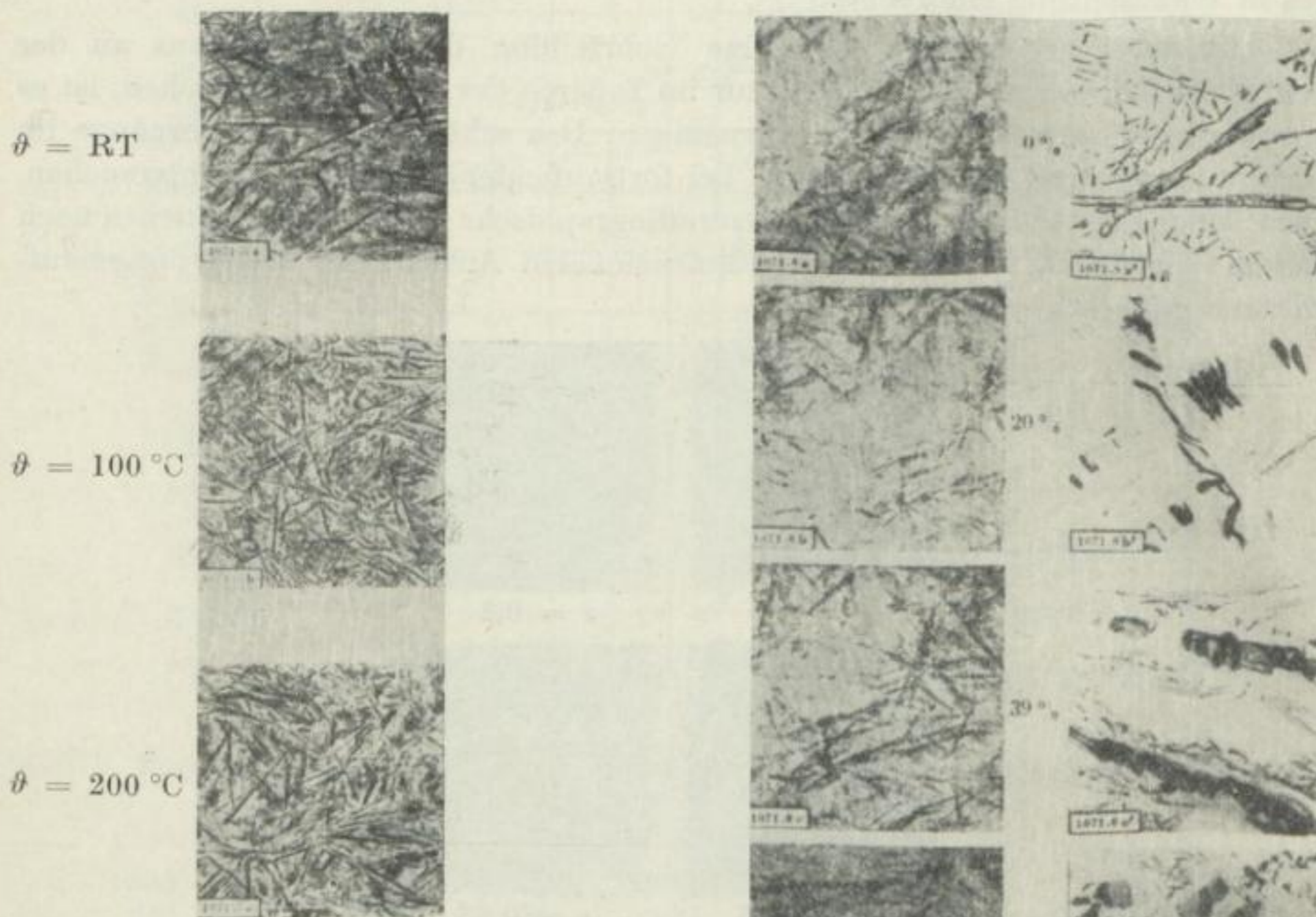
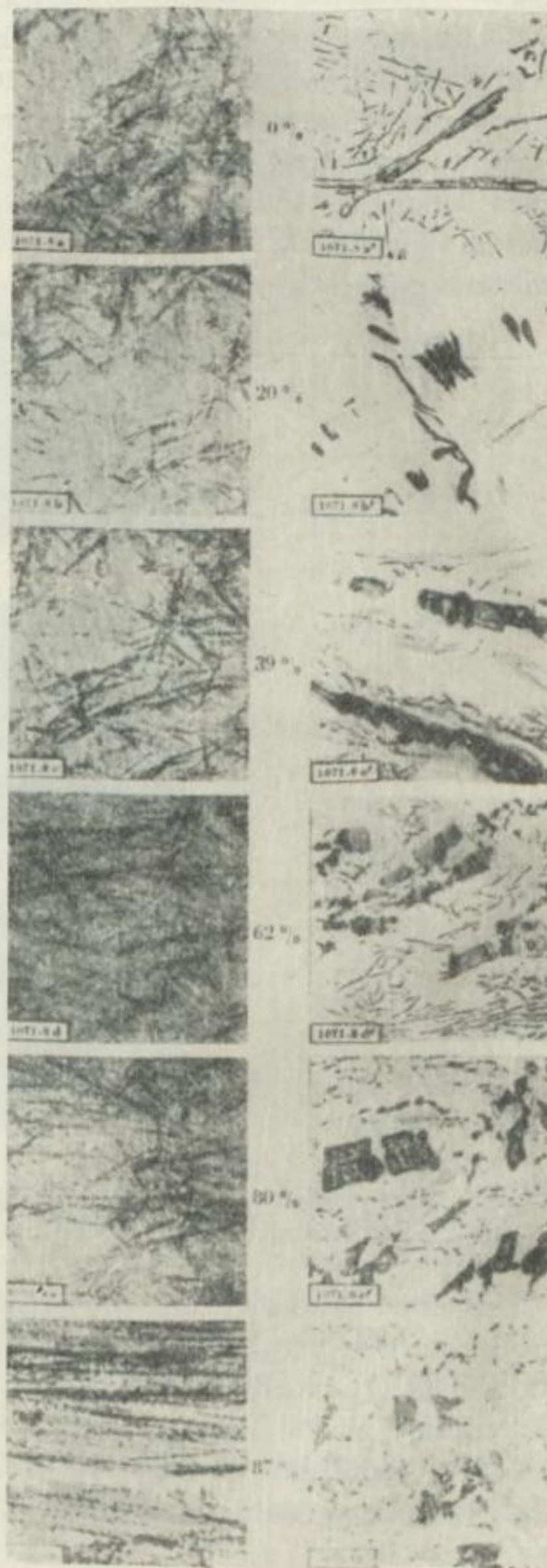


Abb. 6. Mikroradiogramme nach einer Gesamtverformung $\varepsilon \approx 0,45$ bei verschiedenen Walztemperaturen. Legierung: 70% Al, 30% Ni, Aluminium mit Al_3Ni (n. F. ERDMANN-JESNITZER und F. GÜNTHER [50])

Abb. 7. Vergleich mikroradiographischer Aufnahmen (links, Nachvergrößerung $7,5\times$) mit entsprechenden Gefügaufnahmen (Vergrößerung $150\times$) nach verschiedener Kaltverformung. Legierung: 51,5% Al, 48,5% Fe, Aluminium mit Al_3Fe (n. F. ERDMANN-JESNITZER u. F. GÜNTHER [50])



Beim Warmwalzen ist unter den gleichen Walzbedingungen wie beim Kaltwalzen bei zunehmender Temperatur mit einer geringen Abnahme der kristallinen Ausrichtung zu rechnen (Abb. 6).

Allgemein besteht bereits nach dem ersten Stich die Tendenz der Kristalle, sich parallel zur Walzrichtung einzudrehen. Je stärker die Formänderung ist, um so stärker treten die Orientierungsänderungen auf.

Die Kristallite senkrecht oder annähernd senkrecht zur Walzrichtung erfuhren so gut wie keine Drehung. Daher sind in den Werkstoffen mit ausgesprochenen stengel- oder tafelförmigen Kristallen zwei Texturen — in Walzrichtung und senkrecht zur Walzrichtung — zu erwarten.

Die Streckung der Kristalle beim Walzen hängt von der Differenz zwischen Walz- und Kristallängsrichtung ab. Je geringer diese ist, um so größer ist die Streckung.

Bei den spröden intermetallischen Verbindungen ist eine wesentliche Formänderung beim Kaltwalzen durch Translation nicht möglich. Vielmehr zerbrechen die Kristalle während des Walzens. Diese Zertrümmerungen sind aus Schlifffildern bereits nach dem ersten Stich sichtbar, während sie auf den Mikroröntgenaufnahmen erst später zu erkennen sind. Abbildung 7 zeigt eine Gegenüberstellung der Mikroradiogramme und Schlifffilder von Aluminium-Eisen-Vorlegierungs-Proben, die bei verschiedenen Formänderungen unter denselben Bedingungen gewalzt wurden. Die in Reihe angeordneten Bruchstücke eines Kristalls werden auf Grund der Streckung des Grundwerkstoffes immer weiter voneinander getrennt. Sie unterliegen aber auch dann noch der Ausrichtung in Walzrichtung. Je kleiner die Bruchteile eines Kristalls werden, desto mehr muß der Werkstoff einem isotropen Medium ähneln, da dann auch die gegenseitige Kristallbehinderung geringer wird. Diese Beobachtungen decken sich mit denen von E. SCHEIL und W. SIBERT, wonach von einer bestimmten Verformung ab die Kristallzertrümmerung nicht mehr fortschreitet. Sie kommt zum Stillstand, wenn sich der Werkstoff wie ein isotroper Körper verformen läßt.

Außer der Richtungsänderung findet beim Walzen eine Längung der Kristalle statt. Die senkrecht zur Walzrichtung liegenden Kristallnadeln der intermediären Phase nehmen weniger als die feinkristalline Grundmasse an der Gesamtlängung des Walzgutes teil. Dieses unterschiedliche Verformungsvermögen zweier nebeneinander liegender Werkstoffkomponenten bietet die Möglichkeit zur Werkstofftrennung bzw. Reißbildung, so daß die beim Walzen der Proben auftretenden Anrisse tatsächlich entlang der stark gegen die Walzrichtung geneigten Kristallnadeln verliefen.

Auf Grund der Ergebnisse folgern die Verfasser, daß sich für die Beschreibung des Verformungsablaufes Analogien zur hydrodynamischen Walztheorie [4] auffinden lassen.

2. Ermittlung der walztechnischen Kenngrößen

Um die hydrodynamische Walztheorie der Praxis zugänglich und Aussagen über ihren eigentlichen Inhalt machen zu können, ist es notwendig, die statische Fließspannung k_0 und die dynamische Zähigkeit η des Walzgutes zu kennen. Bisherige Aussagen über diese Theorie dürfen als sehr gewagt angesehen werden, da diese beiden Kenngrößen bis heute unbekannt blieben.

An anderer Stelle wurde bereits darauf hingewiesen, daß die aus der Literatur bekannte Formänderungsfestigkeit oder Fließspannung k_f des Walzgutes neben Zugversuchen vorwiegend durch einachsige Stauchversuche bestimmt wird. Durch entsprechende Maßnahmen wird bewirkt, daß die Formänderung einachsig erfolgt. Nach den Vorstellungen der Schubspannungshypothese entspricht dann der zur Einleitung der bildsamen Verformung notwendige Hauptspannungsunterschied — der auch Formänderungsfestigkeit k_f genannt wird — der Drucklängsspannung.

Wenn auch die Prüfverfahren immer mehr verfeinert und auf den entsprechenden Umformungsvorgang abgestimmt werden, so wird doch immer wieder mit Recht im Schrifttum darauf hingewiesen, daß beim Walzen andere Beanspruchungsverhältnisse auf Grund der wirklichen Spannungsverteilung vorliegen.

Vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie [4] wird ausdrücklich darauf aufmerksam gemacht, daß diese aus der Literatur bekannte Fließspannung nicht mit dem von ihm gebrauchten Begriff identisch ist. Wie bereits erwähnt, wird daher an Stelle von k_f die Bezeichnung k_0 eingeführt. Nach seiner Meinung ist k_0 vielmehr eine im Walzspalt allein den Zustand des Materials beschreibende Größe. Dieser Wert ist unter Walzbedingungen und nicht nach den bisher üblichen Stauchversuchen zu ermitteln.

Für die Bestimmung der beiden Kennwerte — k_0 und η — ist es zunächst naheliegend, die Beziehungen für Walzkraft und Drehmoment gemäß Gleichung (45) und (51) heranzuziehen, da vom mathematischen Standpunkt die Lösung zweier Gleichungen mit zwei Unbekannten keinerlei Schwierigkeiten bereitet. Dieser Lösungsweg fordert, daß Walzkraft und Drehmoment für die jeweiligen Walzbedingungen bekannt sind. Dazu ist es notwendig, beide Größen im Versuch zu messen.

Es ist bekannt, wie schwierig es ist, insbesondere das Umformungsmoment im Walzversuch exakt zu bestimmen. Beide Meßgrößen — Walzkraft und Drehmoment — sind mit Meßfehlern behaftet, die sich gemeinsam auf das Ergebnis auswirken. Aus diesem Grunde war ein solcher Weg zum Scheitern verurteilt. Es mußte nach einer anderen Lösung gesucht werden.

Es wurde deshalb versucht, die statischen und dynamischen Anteile der Gesamtwalzkraft zu bestimmen. Ganz abgesehen davon, daß eine Walzkraftmessung im allgemeinen genauer als eine Drehmomentmessung durchführbar ist, konnten beide Größen ohne nennenswerte Schwierigkeiten gleichzeitig innerhalb eines jeden Versuches erfaßt werden.

Die versuchsmäßige Erfassung dieser Anteile wurde dadurch erreicht, daß die Kräfte an einem Walzstab bei normal verlaufendem Walzvorgang und kurzzeitiger Unterbrechung gemessen wurden. Mit Hilfe der so ermittelten Kräfte und der vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie aufgestellten Formeln war es möglich, die statische Fließspannung und die dynamische Zähigkeit des Walzgutes zu berechnen.

2.1. Versuchsdurchführung und Auswertung

Für die Durchführung der Kaltwalzversuche standen zwei langsam laufende Einweg-Duo-Gerüste älterer Bauart mit folgenden technischen Kenndaten zur Verfügung:

	Gerüst I	Gerüst II
Walzendurchmesser [mm]	174,0	150,6 156,3 159,8
Walzendrehzahl [min^{-1}]	29,5	62,0
Motorleistung [kW]	11	14
Motordrehzahl [min^{-1}]	960	1400
Walzenwerkstoff	100 Cr 6	100 Cr 6

Die zwischen Motor und Kammwalzgerüst befindliche Kupplung ermöglichte eine schlagartige Aus- und Inbetriebsetzung der Walzwerke. Bei Unterbrechung des Walzvorganges kamen die Walzen infolge der geringen umlaufenden Massen, der Lagerreibung im Kammwalzgerüst und Walzwerk sowie durch das zwischen ihnen befindliche Walzgut unmittelbar zum Stillstand. Dadurch konnte die Walzgeschwindigkeit in kürzester Zeit von ihrem Nennwert auf Null und umgekehrt verändert werden.

Der Anstich der Probe erfolgte bei Betriebsdrehzahl. Nachdem etwa die Hälfte der Probenlänge auf das gewünschte Maß gewalzt war, wurde der Walzvorgang durch Auskuppeln des Antriebes vom Kammwalzgerüst unterbrochen und nach kurzem Verweilen in der ursprünglichen Form bei Betriebsdrehzahl zu Ende geführt. Das Verhalten der Walzkraft während des gesamten Vorganges wurde im Oszillogramm festgehalten. Auf diese Weise war es möglich, den statischen Anteil und die Gesamtwalzkraft an jeder Probe innerhalb eines Versuches zu ermitteln.

Die Walzkräfte wurden mit piezoelektrischen Kraftmeßdosen [52] gemessen, die zwischen Einbaustück und Druckspindel eingebaut waren. Diese Quarzmeßdosen eignen sich besonders für rasch verlaufende Vorgänge, da ihre Eigenfrequenz hoch und die Federwege außerordentlich klein sind.

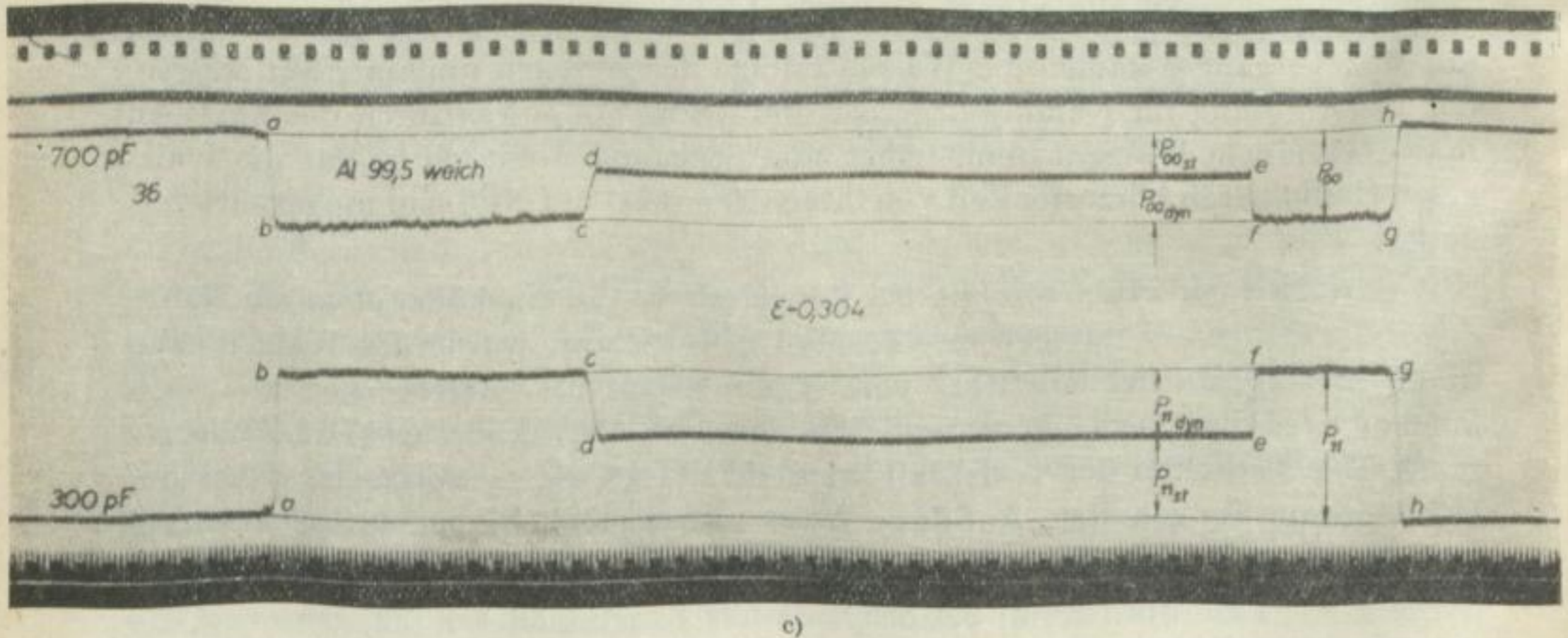
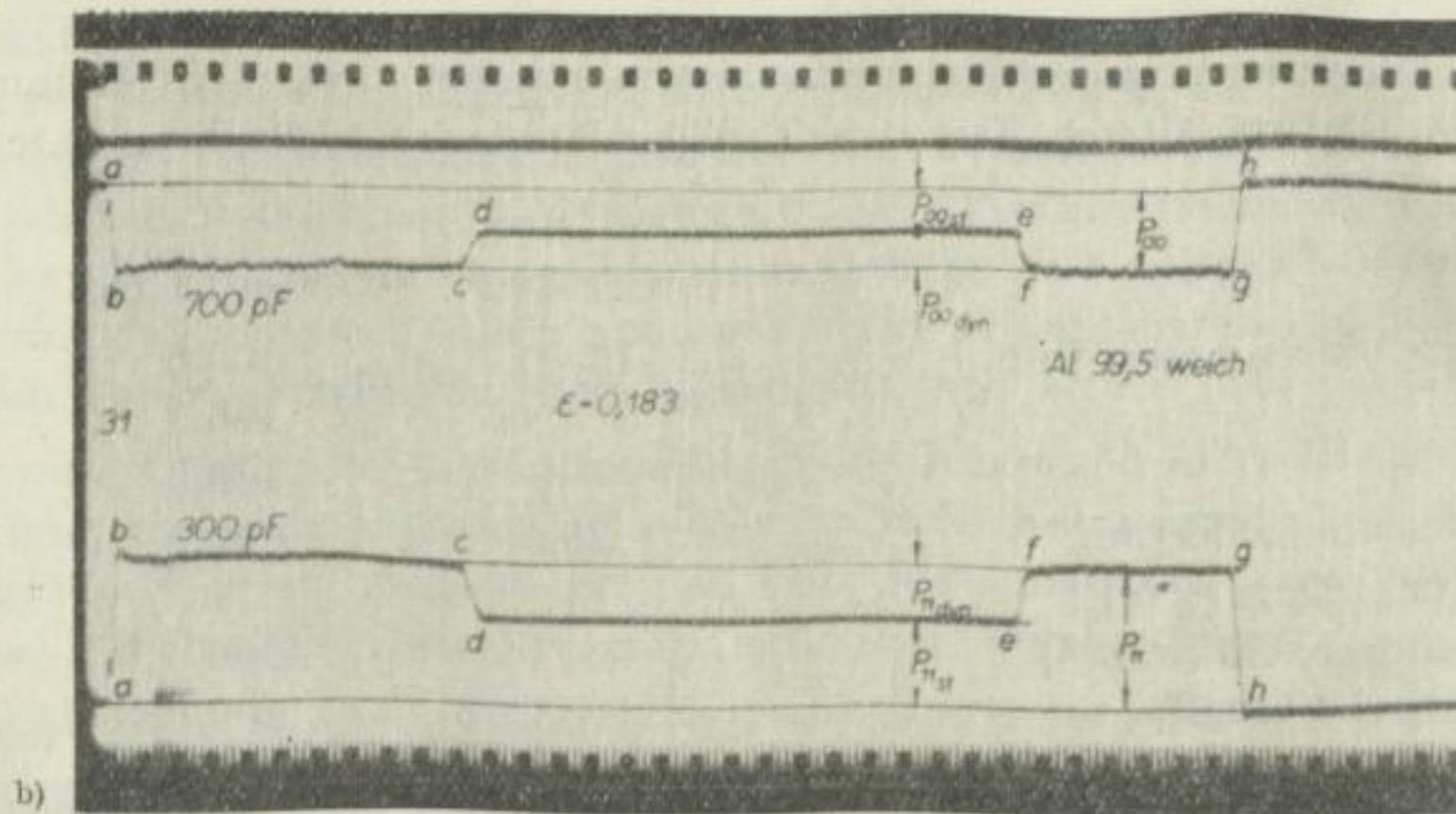
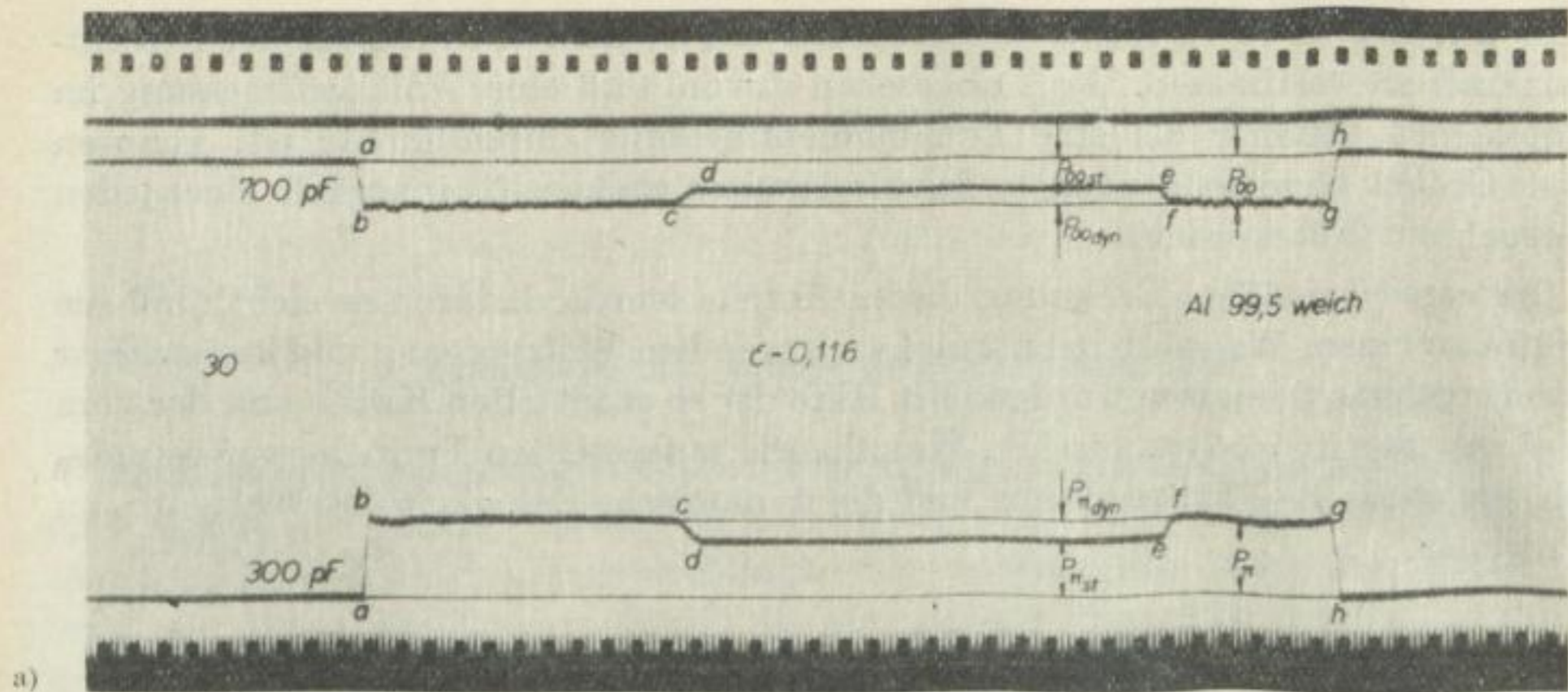


Abb. 8. Oszillogramme von Kaltwalzversuchen bei verschiedenen Formänderungen ϵ und unterbrochenem Walzvorgang.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 8,0 \text{ mm}$ $R = 75,3 \text{ mm}$ $v_u = 0,488 \text{ m/s}$

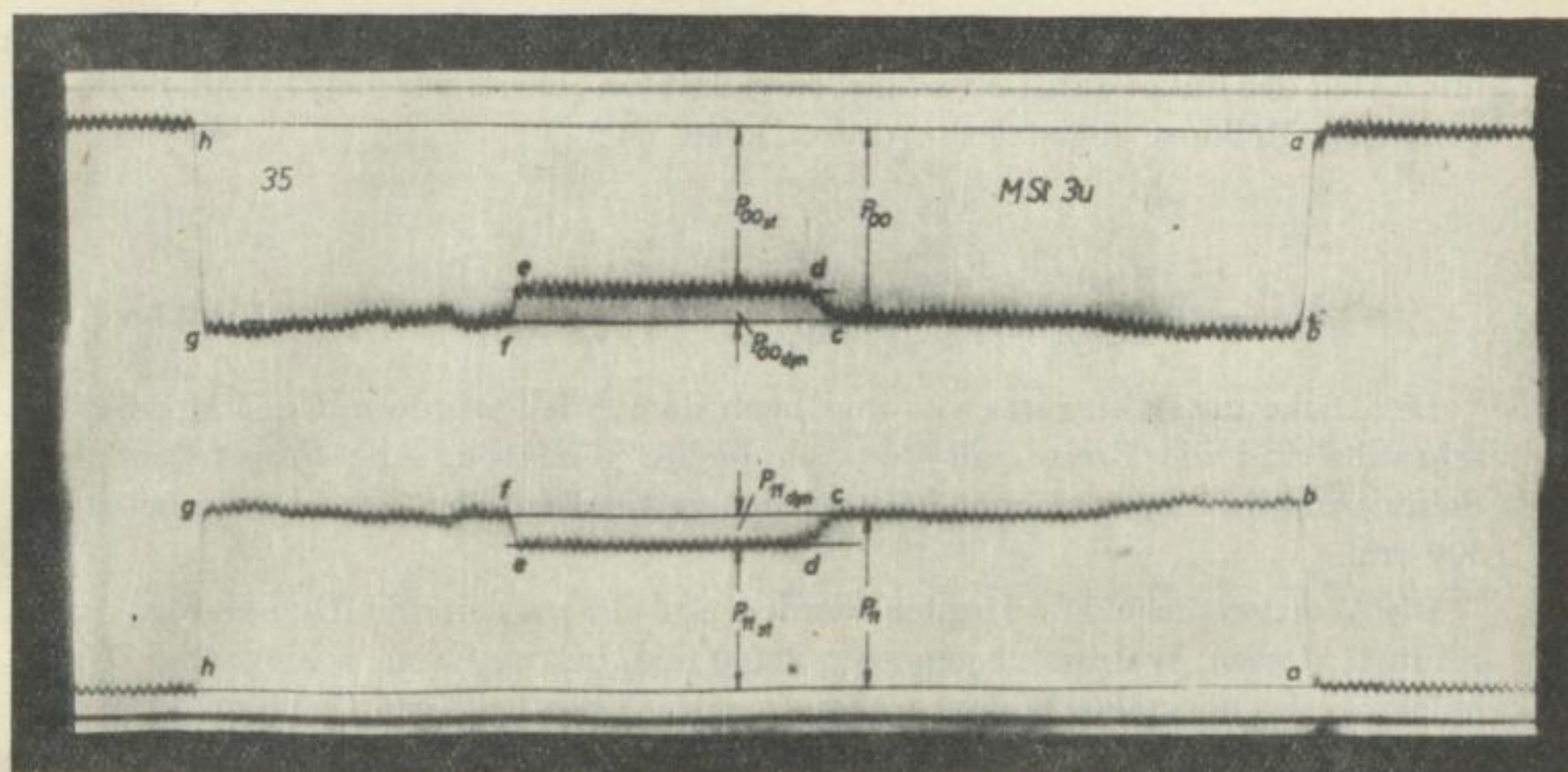


Abb. 9. Oszillogramm eines Kaltwalzversuches bei unterbrochenem Walzvorgang.

Werkstoff: MSt3u

$$\varepsilon = 0,139 \quad h_0 = 2,5 \text{ mm} \quad R = 78,15 \text{ mm} \quad v_u = 0,506 \text{ m/s}$$

Der Walzkraftverlauf wurde mit Hilfe eines Mehr-Schleifen-Oszillographen registriert. Die Abbildungen 8 und 9 zeigen einige dieser Oszillogramme.

Im Augenblick des Anstiches steigt die Walzkraft von Null auf den den Walzbedingungen entsprechenden Wert an und bleibt solange erhalten, bis der Walzprozeß unterbrochen wird. Während des Stillsetzens des Walzwerkes wird die Walzkraft um den dynamischen Anteil verringert, so daß bei Erreichen der Walzgeschwindigkeit Null nur noch der statische Anteil wirkt. Diese Restkraft bleibt während des Ruhezustandes wirksam. Beim Wiedereingangssetzen überlagert sich dem statischen Anteil der dynamische, und die Walzkraft P erreicht bei unveränderten Walzbedingungen ihren ursprünglichen Wert. Dieser gesamte Vorgang ist aus den Oszillogrammen (Abb. 8 und 9) zu entnehmen:

Linienzug a — b: Anstieg der Walzkraft im Augenblick des Anstiches (Beginn des Walzvorganges)

b — c: Verlauf der Walzkraft während des Walzvorganges

c — d: Verringerung der Walzkraft um den dynamischen Anteil während der Unterbrechung des Walzvorganges (Anhalten des Walzwerkes)

d — e: Verlauf des statischen Anteils im Ruhezustand

e — f: Anstieg der Walzkraft nach beendeter Unterbrechung (Wiedereingangssetzen des Walzwerkes)

f — g: Verlauf der Walzkraft während des Walzvorganges

g — h: Abfall der Walzkraft auf Null infolge Austritt des Walzgutes aus dem Walzspalt (Ende des Walzvorganges)

In den Oszillogrammen ist mit P_{11} bzw. P_{00} der Kraftverlauf gekennzeichnet, der mit der in der linken (antriebsseitig) bzw. rechten (antriebsfreien) Ständerseite eingebauten Meßdose registriert wurde. Daher ist:

$$P_{11} + P_{00} = P$$

$$P_{11st} + P_{00st} = P_{st}$$

$$P_{11dyn} + P_{00dyn} = P_{dyn}$$

Die Dicke des Walzgutes vor und nach dem Stich wurde mit der Mikrometerschraube und die Breite mit der Schublehre gemessen. Alle Proben sind ohne Schmierung in ein, zwei oder drei Stichen gewalzt worden. Ihre Länge betrug ca. 500 mm.

Die Walzversuche mit Kupfer wurden auf einem weiteren Duo-Gerüst durchgeführt, dessen Walzendurchmesser 260,0 mm betrug. Eine schlagartige Unterbrechung des normalen Walzvorganges war aus konstruktiven Gründen nicht möglich. Da es hierbei nur auf die Ermittlung der statischen Kräfte ankam, wurde das Walzwerk vor Anstich der Probe ausgeschaltet und die frei werdende kinetische Energie dazu benutzt, die Probe in den Walzspalt einzuziehen. Dadurch konnte in kürzester Zeit der Stillstand erreicht und der statische Walzkraftanteil gemessen werden.

Als Walzgut dienten vier verschiedene Qualitäten mit folgenden Abmessungen und Festigkeitswerten:

Tabelle 3. Festigkeitswerte und Abmessungen der Versuchswerkstoffe

Werkstoffbezeichnung	Ausgangsquerschnitt [mm]	σ_{zB} [kp/mm ²]	σ_s [kp/mm ²]	δ [%]	HB 10/2,5/30 [kp/mm ²]	Bemerkung
1. MSt 3u	50 × 2,5	37,3	24,9	31,4	99,5	(Vorversuche)
2. Al 99,5 weich	60 × 4,0	7,5		46,0	30,0	
	60 × 6,0	8,0			22,0	
	60 × 8,0	7,3		43,0	25,0	
3. Al 99,5 gepreßt	60 × 5,0	7,3		40,7	52,0	
4. Kupfer weich	45 × 5,0				52,0	
	45 × 8,0				52,0	

Die Festigkeitswerte wurden an Walzproben obiger Abmessung im Ausgangszustand gemessen.

Ausgangsmaterial für die Stahlproben war ein warmgewalztes Band von 250 mm Breite und 2,5 mm Dicke mit folgender chemischer Zusammensetzung:

0,15% C; < 0,01% Si; 0,35% Mn; 0,022% P; 0,032% S

Das unmittelbar nach dem Walzen mit der Walzhitze zu einem Bund gewickelte Warmband erfuhr außer der Luftabkühlung im Bund keine weitere Behandlung. Nach dem Beizen wurde das Band mit einer Kreismesserschere auf die gewünschte

Tabelle 4. Meß- und Auswertungsprotokoll

Lfd. Nr.	Probe Nr.	Osz. Nr.	Ver-suchs-Proto-koll Nr.	ϑ_m [°C]	h_0 [mm]	h_1 [mm]	$\Delta h = h_0 - h_1$ [mm]	$h_m = \frac{h_0 + h_1}{2}$ [mm]	b_0 [mm]	b_1 [mm]	$b_m = \frac{b_0 + 2b_1}{3}$ [mm]	$\epsilon = \frac{\Delta h}{h_0}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13

Kaltwalzversuch: Walzendurchmesser: 150,6 mm $c = 0,22 \text{ mm}^2/\text{Mp}$
 Walzenwerkstoff: 100 Cr 6
 Walzgutqualität: Al 99,5 weich

2	2	31	3		8,08	6,60	1,48	7,34	59,6	59,9	59,8	0,183
---	---	----	---	--	------	------	------	------	------	------	------	-------

Warmwalzversuch: Walzendurchmesser: 357,0 mm
 Walzenwerkstoff: Mildhartguß
 Walzgutqualität: Stahl mit 0,34 % C

12	12	204	2	1130	31,7	28,1	3,6	29,9	93,8	94,1	94,0	0,113
----	----	-----	---	------	------	------	-----	------	------	------	------	-------

h_a [mm]	$\Delta h_v = h_a - h_0$ [mm]	$\epsilon_v = \frac{\Delta h_v}{h_a}$	$\Delta h_{ges} = h_a - h_1$ [mm]	$\epsilon_{ges} = \frac{\Delta h_{ges}}{h_a}$	P [Mp]	P_{st} [Mp]	$P_{dyn} = P - P_{st}$ [Mp]	$R' = R \left(1 + c \frac{P}{b_m \cdot \Delta h}\right)$ [mm]	$I'_d = \frac{I_d}{R' \Delta h}$ [mm]
14	15	16	17	18	19	20	21	22	23

Kaltwalzversuch:

					7,23	4,00	3,23	76,6	10,65
--	--	--	--	--	------	------	------	------	-------

Warmwalzversuch:

					17,2	12,1	5,1		25,3
--	--	--	--	--	------	------	-----	--	------

$R'_{st} = R \left(1 + c \frac{P_{st}}{b_m \cdot \Delta h}\right)$ [mm]	$I'_{dst} = \frac{I'_{dst}}{R'_{st} \cdot \Delta h}$ [mm]	$K_{wm} = \frac{P}{I'_d \cdot b_m}$ [kp/mm ²]	$\bar{k}_0 = \frac{P_{st}}{I'_{dst} \cdot b_m}$ [kp/mm ²]	$\bar{k}_{dyn} = \frac{P - P_{st}}{I'_{dst} \cdot b_m}$ [kp/mm ²]	$\varphi = \ln \frac{h_0}{h_1}$	$v_u = \frac{D \pi n}{60}$ [mm/s]	$\dot{\varphi}_m = \frac{v_u}{l_d} \cdot \varphi$ [sec ⁻¹]	$\frac{I'_d}{h_m}$
24	25	26	27	28	29	30	31	32

Kaltwalzversuch:

76,0	10,61	11,35	6,30	5,05	0,20	488	9,16	1,45
------	-------	-------	------	------	------	-----	------	------

Warmwalzversuch:

		7,23	5,09	2,14	0,12	529	2,51	0,845
--	--	------	------	------	------	-----	------	-------

Tabelle 4 Fortsetzung

$\frac{R'}{h_1}$	$\frac{R'}{h_0}$	$\frac{2}{1-\varepsilon}$	$a = \frac{R'}{h_0} \cdot \frac{2}{1-\varepsilon}$	$\psi(\varepsilon)$ n. Tab. 2	$\eta = \frac{P_{dyn}}{3 \cdot b_m \cdot v_u \cdot a \cdot \psi}$ [kps/mm ²]	$\frac{P_{st}}{P}$	$\frac{P_{dyn}}{P}$	$\frac{P}{P_{st}}$	$\frac{P}{P_{dyn}}$
33	34	35	36	37	38	39	40	41	42
Kaltwalzversuch:									
11,6	9,47	2,45	24,2	0,0061	0,249	0,553	0,447	1,81	2,24
Warmwalzversuch:									
6,35	5,63	2,25	13,7	0,0022	1,135	0,703	0,297	1,42	3,37

Breite gespalten und aus diesen Streifen die Proben geschnitten. Zur Erzielung zunderfreier Oberflächen erfolgte nach dem Beizen und Schneiden eine nochmalige Reinigung der Proben mit Drahtbürste und ölfreiem Putzlappen.

Das Aluminium wurde in der genannten Abmessung und Qualität ebenfalls aus dem Handel bezogen. Die Auslieferung des weichen Werkstoffes erfolgte in Form von Streifen, die aus Blechen geschnitten waren, und die des stranggepreßten als Stangenmaterial. Die Bleche unterlagen nach dem Fertigwalzen im Lieferwerk einer Glühbehandlung von drei Stunden bei 450 °C und zwei Stunden bei 380 °C mit anschließender Luftabkühlung.

Das für die Walzversuche verwendete Kupfer war in Form von stärkeren Platten vorhanden, die auf die gewünschten Dicken von 5 und 8 mm vorgewalzt und danach eine halbe Stunde bei 500 °C mit anschließender Ofenabkühlung gegläht wurden. Die Härte aller Proben war einheitlich.

Der Gang der analytischen Versuchsauswertung ist aus der Tabelle 4 an Hand zweier Beispiele zu entnehmen.

Es erscheint an dieser Stelle angebracht, noch auf folgendes hinzuweisen: Damit der Werkstoff unter der ruhenden Last bei unterbrochenem Walzvorgang nicht wegfließt und dadurch die Meßergebnisse verfälscht, hat die Unterbrechung nur kurzzeitig zu erfolgen, bzw. bei längerer Unterbrechung sind aus den Oszillogrammen für die statische Kraft die Werte zu nehmen, die unmittelbar nach Erreichen der Walzgeschwindigkeit Null gemessen werden. Das Wegfließen des Werkstoffes unter der statischen Last ist eine Frage der Zeit und des Werkstoffes. Bei Aluminium ist die Tendenz größer als bei Stahl.

2.2. Statischer und dynamischer Walzkraftanteil

Die während des Walzvorganges auftretende Walzkraft P wird nach der hydrodynamischen Walztheorie in einen statischen und einen dynamischen Anteil zerlegt:

$$P = P_{st} + P_{dyn} \quad (61)$$

Der statische Anteil ist die Summe der Spannungen über der gedrückten Fläche, unter denen sich das Walzgut bei unterbrochenem Walzvorgang, d. h. bei der Walzgeschwindigkeit Null, befindet. Diesem Anteil überlagert sich im Augenblick der Bewegung ein dynamischer, der zur Überwindung der inneren und äußeren Widerstände während des Walzvorganges notwendig ist.

Die Walzkraft P und der statische Anteil P_{st} sind meßtechnisch erfaßbar. Wie bereits erwähnt, wird das dadurch erreicht, daß die Walzkräfte bei normal verlaufendem und kurzzeitig unterbrochenem Walzvorgang gemessen werden. Die bei der Walzgeschwindigkeit Null zurückbleibende Restkraft entspricht dem statischen Anteil, während die Gesamtwalzkraft P aus dem vor und nach der Unterbrechung normal ablaufenden Walzvorgang ermittelt wird. Der dynamische Anteil wird aus der Differenz dieser beiden Kräfte bestimmt.

Für den statischen Walzkraftanteil können außer dem Werkstoff nur geometrische Größen des Walzspaltes maßgebend sein, da die Geschwindigkeit erst im dynamischen Anteil zur Auswirkung kommt. Beide Anteile bestimmen den Verlauf und die Größe der Gesamtwalzkraft, in der dann die Summe aller Einflüsse enthalten sein muß.

Gemäß Formel (42) gilt für den statischen Walzkraftanteil

$$P_{st} = \bar{k}_0 \sqrt{R (h_0 - h_1)} b_m$$

bzw.

$$P_{st} = \bar{k}_0 \sqrt{R \varepsilon h_0} b_m . \quad (62)$$

Um Aussagen über die Abhängigkeiten dieser Kraft von den Walzparametern machen zu können, ist es notwendig, auf die in einem späteren Abschnitt behandelten Ergebnisse über die statische Fließspannung einzugehen. Danach ist die statische Fließspannung \bar{k}_0 neben der Walzgutqualität von der Formänderung ε und der Walzgutdicke h_0 abhängig. Die statische Fließspannung ist um so größer, je dünner das Walzgut und je größer die Formänderung ist.

Da die mittlere Walzgutbreite b_m zwar die Größe, nicht aber das Verhalten der Walzkraft im allgemeinen beeinflußt, ist es für den beabsichtigten Zweck nützlich, den statischen Walzkraftanteil auf die Einheitsbreite zu beziehen:

$$\frac{P_{st}}{b_m} = \bar{k}_0 \sqrt{R \varepsilon h_0} . \quad (63)$$

Dieser Formulierung ist zu entnehmen, daß der statische Walzkraftanteil vom Walzenradius R , der Formänderung ε , der Walzgutdicke h_0 und von der statischen Fließspannung abhängig ist. Die statische Fließspannung hängt aber ihrerseits vom Werkstoff, der Formänderung ε und der Walzgutdicke h_0 ab, so daß der statische Walzkraftanteil schließlich eine Funktion des Werkstoffes, der Formänderung ε , der Walzgutdicke h_0 und des Walzenradius ist:

$$\frac{P_{st}}{b_m} (\text{Werkstoff}, \varepsilon, h_0, R) .$$

Der statische Anteil wird also nur von geometrischen Größen des Walzspaltes bestimmt. Diese Kraft wird um so größer, je größer die Fließspannung, der Walzenradius, die Formänderung und die Walzgutdicke sind. Es muß jedoch darauf aufmerksam gemacht werden, daß die statische Fließspannung mit abnehmender Walzgutdicke h_0 größer, der zweite Faktor in Formel (62) aber kleiner wird. Die statische Kraft wird damit von beiden Faktoren gegensätzlich beeinflusst.

Ganz analoge Betrachtungen wie für den statischen Walzkraftanteil lassen sich auch für den dynamischen Anteil anstellen. Nach Formel (45) gilt für den dynamischen Walzkraftanteil

$$P_{\text{dyn}} = 3 b_m \eta v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \cdot \Psi(\varepsilon) \quad (64)$$

und damit für die auf die Einheitsbreite bezogene Kraft:

$$\frac{P_{\text{dyn}}}{b_m} = 3 \eta v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \cdot \Psi(\varepsilon). \quad (65)$$

Auch hier sollen spätere Erkenntnisse vorangestellt werden. Die dynamische Zähigkeit des Walzgutes beim Kaltwalzen ist außer vom Werkstoff noch von der Formänderung ε abhängig. Ist die Formänderung groß, so ist die Zähigkeit klein, und umgekehrt. Der dynamische Walzkraftanteil wird daher, entsprechend der obigen Beziehung, vom Werkstoff, der Formänderung, der Walzgutdicke h_0 , dem Walzenradius und der Walzenumfangsgeschwindigkeit v_u bestimmt:

$$\frac{P_{\text{dyn}}}{b_m} (\text{Werkstoff}, \varepsilon, h_0, R, v_u).$$

Diese Überlegungen über die Einflußgrößen des statischen und dynamischen Anteils werden durch die Versuchsergebnisse bestätigt.

Im folgenden sollen nun die Ergebnisse der Walzversuche betrachtet werden:

Die Walzversuche mit der Stahlqualität MSt3u wurden auf den beiden, bereits genannten Walzwerken mit verschiedenen Walzendurchmessern und Walzgeschwindigkeiten durchgeführt. Die Anfangsdicke der Proben betrug 2,5 mm. Gewalzt wurde in ein, zwei und drei Stichen ohne Zwischenglühung.

Die Meßwerte der Gesamtwalzkraft und des statischen Anteils sowie für den aus der Differenz beider Kräfte ermittelten dynamischen Anteil sind für den ersten Stich in den Abbildungen 10, 11 und 12 bzw. 13, 14 und 15 veranschaulicht. Da die Walzendurchmesser, die Walzgutdicken h_0 und auch die Walzgeschwindigkeiten jeweils gleichbleiben, kommt die Abhängigkeit dieser Größen von der Formänderung eindeutig zum Ausdruck. Für gleiche Formänderungen kann andererseits für die unterschiedlichen Walzbedingungen der Einfluß des Walzenradius auf den statischen Anteil und der der Geschwindigkeit sowie des Walzenradius auf den dynamischen Anteil aus einem Vergleich dieser Abbildungen entnommen werden.

Zunächst ist ersichtlich, daß der statische und dynamische Anteil und folglich auch die Gesamtwalzkraft mit zunehmender Formänderung ansteigen. Der Anstieg ist im Bereich kleiner Formänderungen am größten und flacht mit zunehmender Formänderung ab.

Abb. 10. Walzkraft P in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
Werkstoff: MSt3u
 $h_0 = 2,5 \text{ mm}$
 $R = 78,15 \text{ mm}$
 $v_u = 0,506 \text{ m/s}$

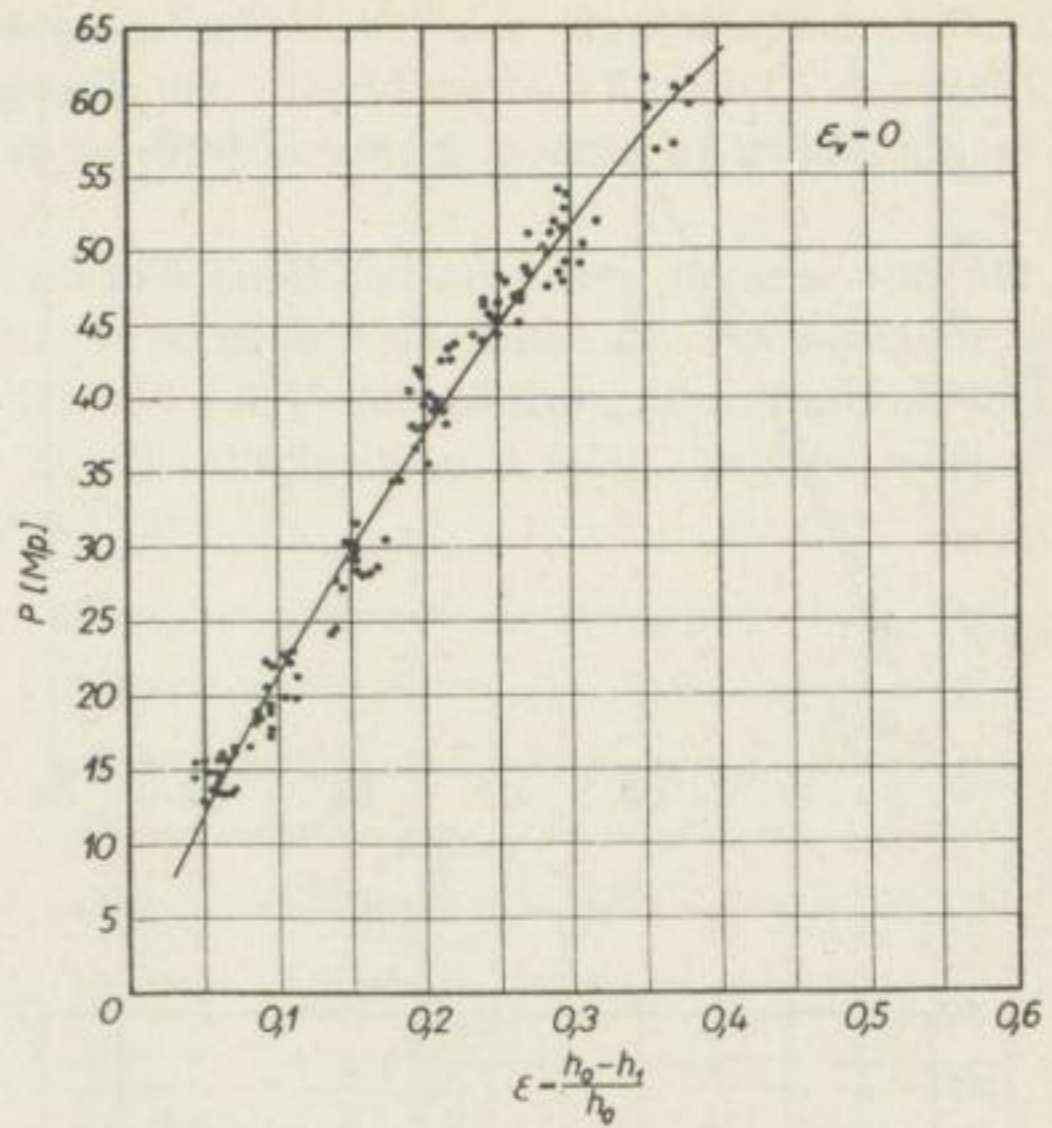


Abb. 11. Statischer Walzkraftanteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
Werkstoff: MSt3u
 $h_0 = 2,5 \text{ mm}$
 $R = 78,15 \text{ mm}$

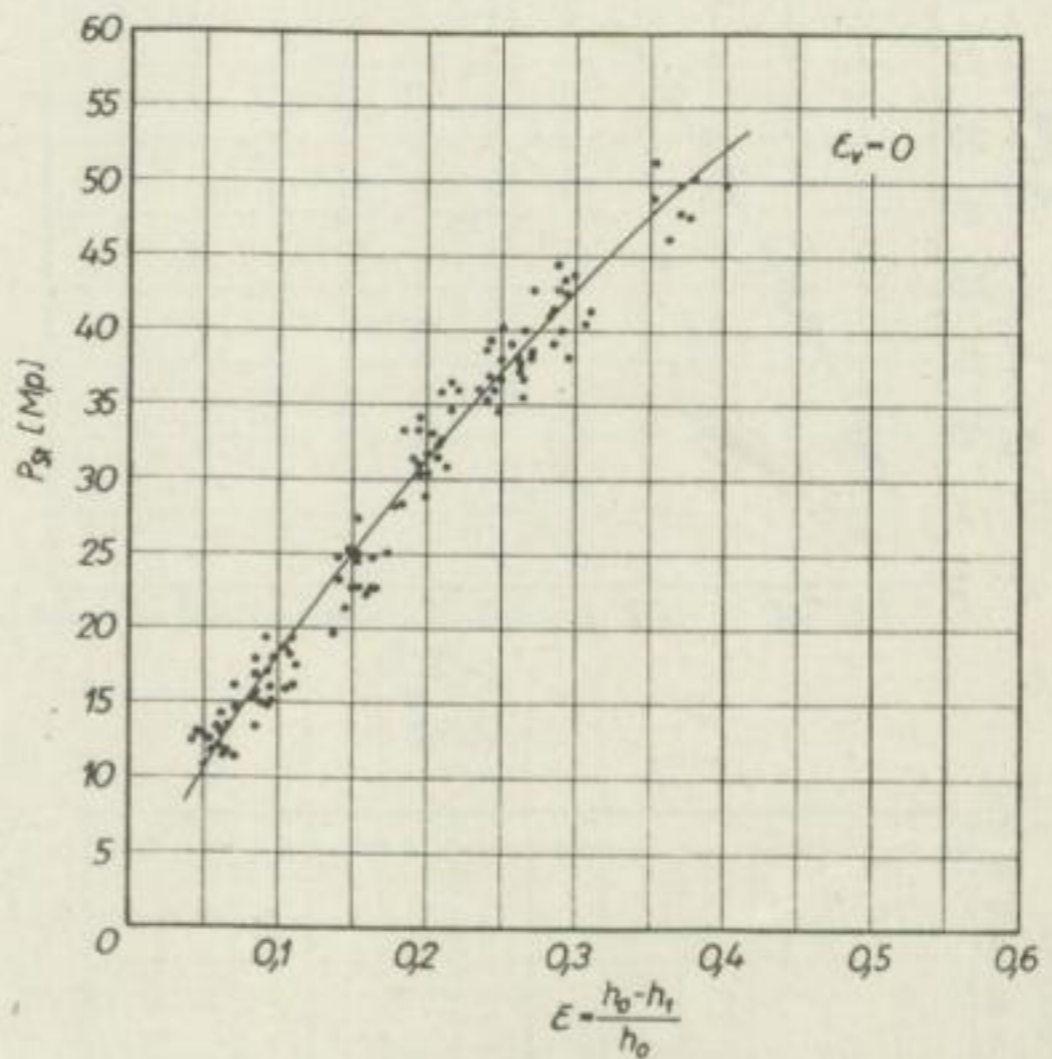
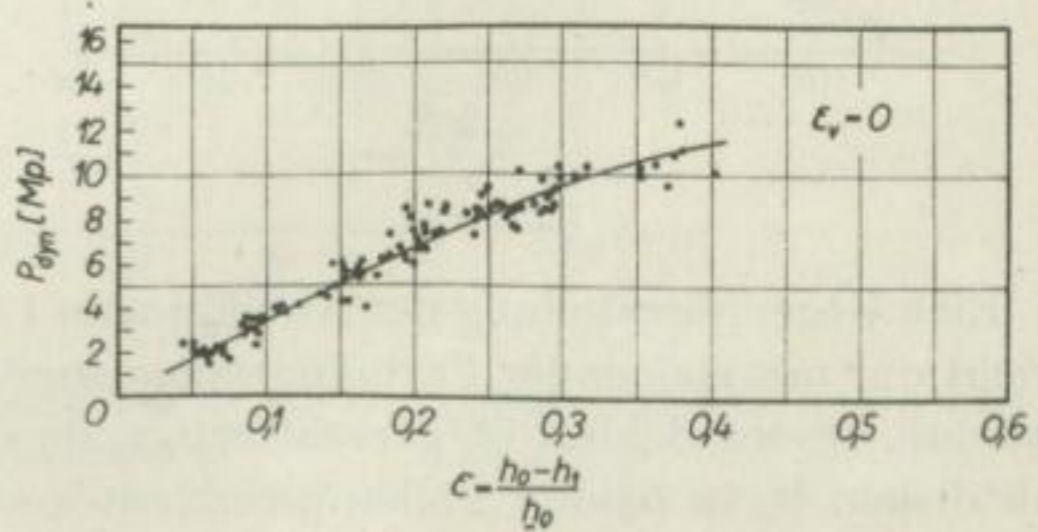
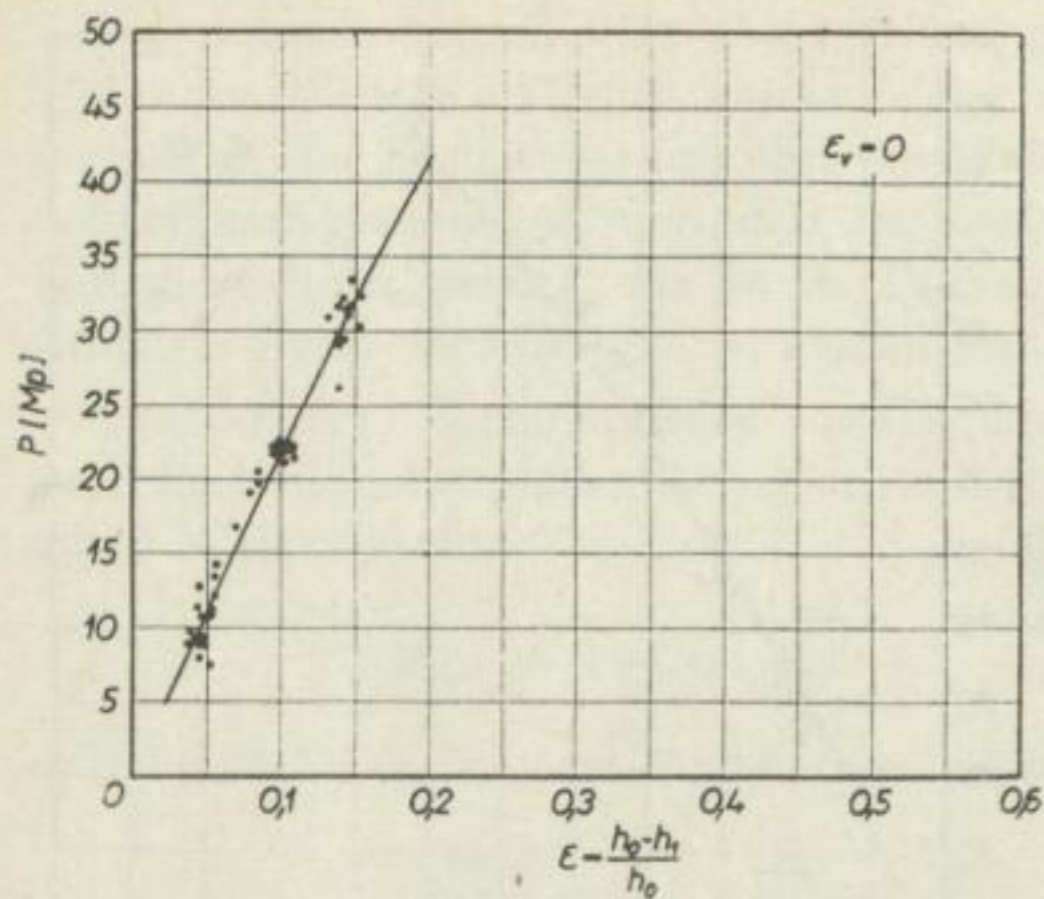
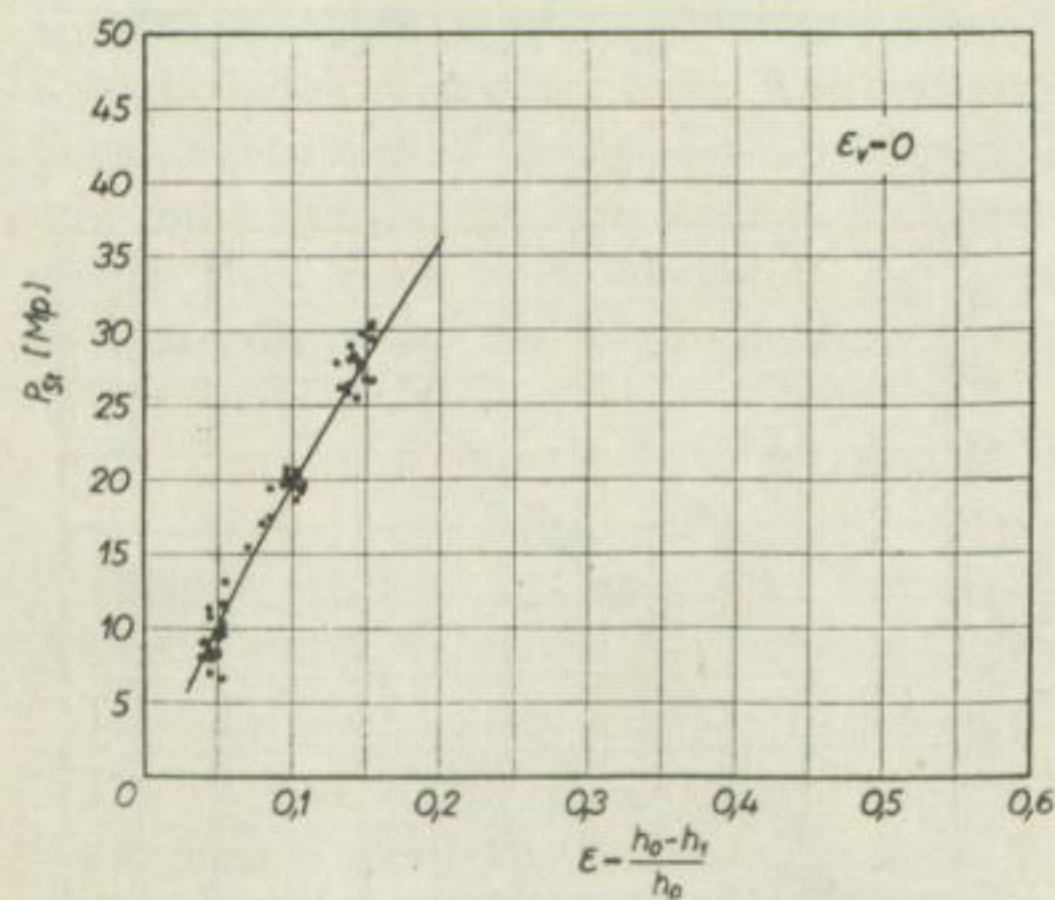


Abb. 12. Dynamischer Walzkraftanteil P_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
Werkstoff: MSt3u
 $h_0 = 2,5 \text{ mm}$
 $R = 78,15 \text{ mm}$
 $v_u = 0,506 \text{ m/s}$

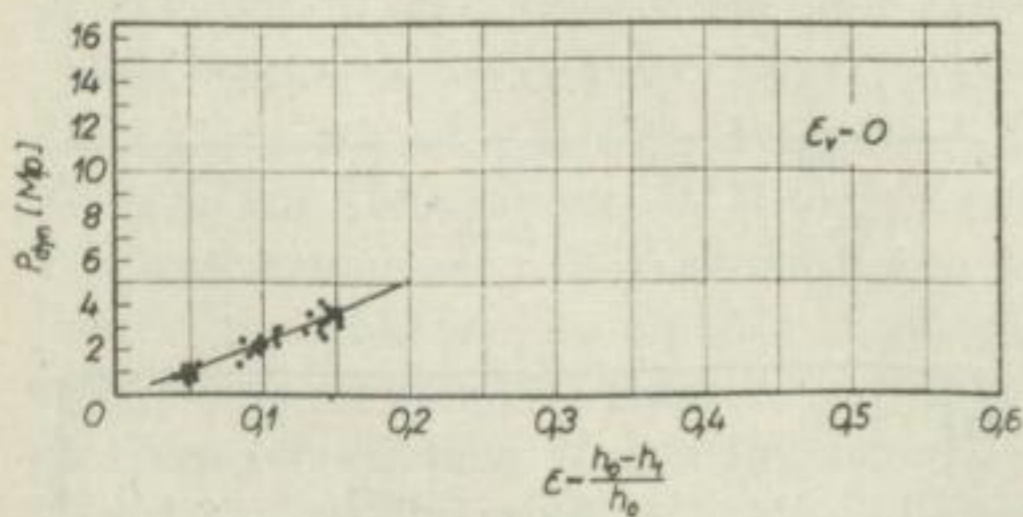


Abb. 13. Walzkraft P in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u

 $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$ $v_u = 0,268 \text{ m/s}$ Abb. 14. Statischer Walzkraftanteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u

 $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$ Abb. 15. Dynamischer Walzkraftanteil P_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u

 $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$ $v_u = 0,268 \text{ m/s}$

Eine Gegenüberstellung der Abbildungen 11 und 14 zeigt, daß die statische Kraft nicht nur mit steigender Formänderung, sondern auch mit größerem Walzenradius wächst. Dieser Schluß ist gerechtfertigt, da die Walzgutqualitäten und die Walzgutdicken h_0 in beiden Fällen gleich sind.

Der Einfluß der Walzenumfangsgeschwindigkeit auf den dynamischen Walzkraftanteil wird besonders durch Vergleich der Abbildungen 12 und 15 deutlich. Trotz des kleineren Walzendurchmessers ist diese Kraft im ersten Fall größer als im zweiten.

Sowohl der statische als auch der dynamische Walzkraftanteil hängen von der Formänderung ab. Beide Kräfte werden um so größer, je größer die Formänderungen sind. Die statische Kraft wird stärker von der Formänderung beeinflusst als die dynamische (vgl. Abb. 11 und 12). Die Einflußgrößen beider Anteile wirken sich entsprechend auf die Gesamtwalzkraft aus.

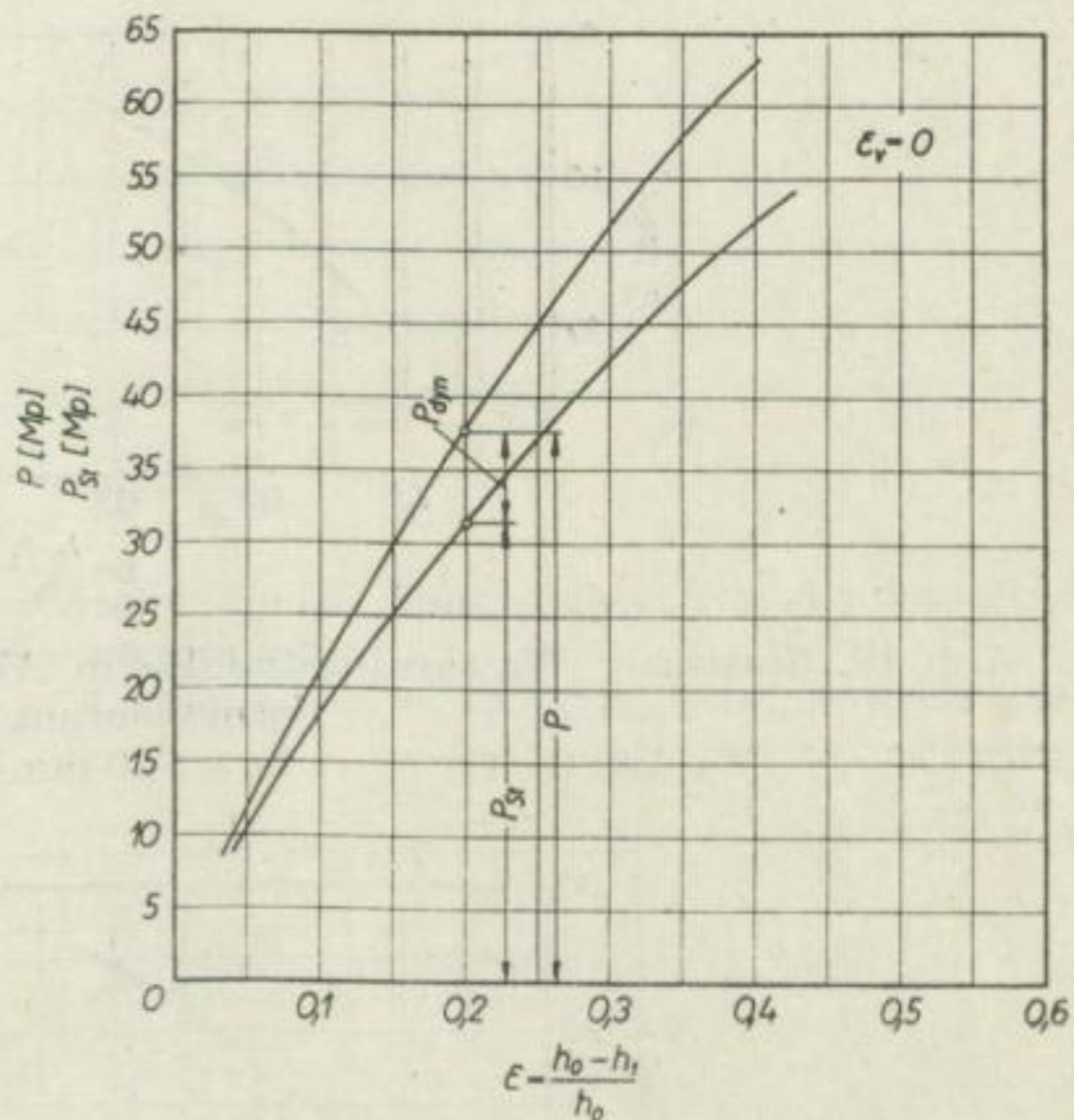


Abb. 16. Walzkraft P und statischer Anteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
 Werkstoff: MSt3u
 $h_0 = 2,5$ mm
 $R = 78,15$ mm
 $v_u = 0,506$ m/s

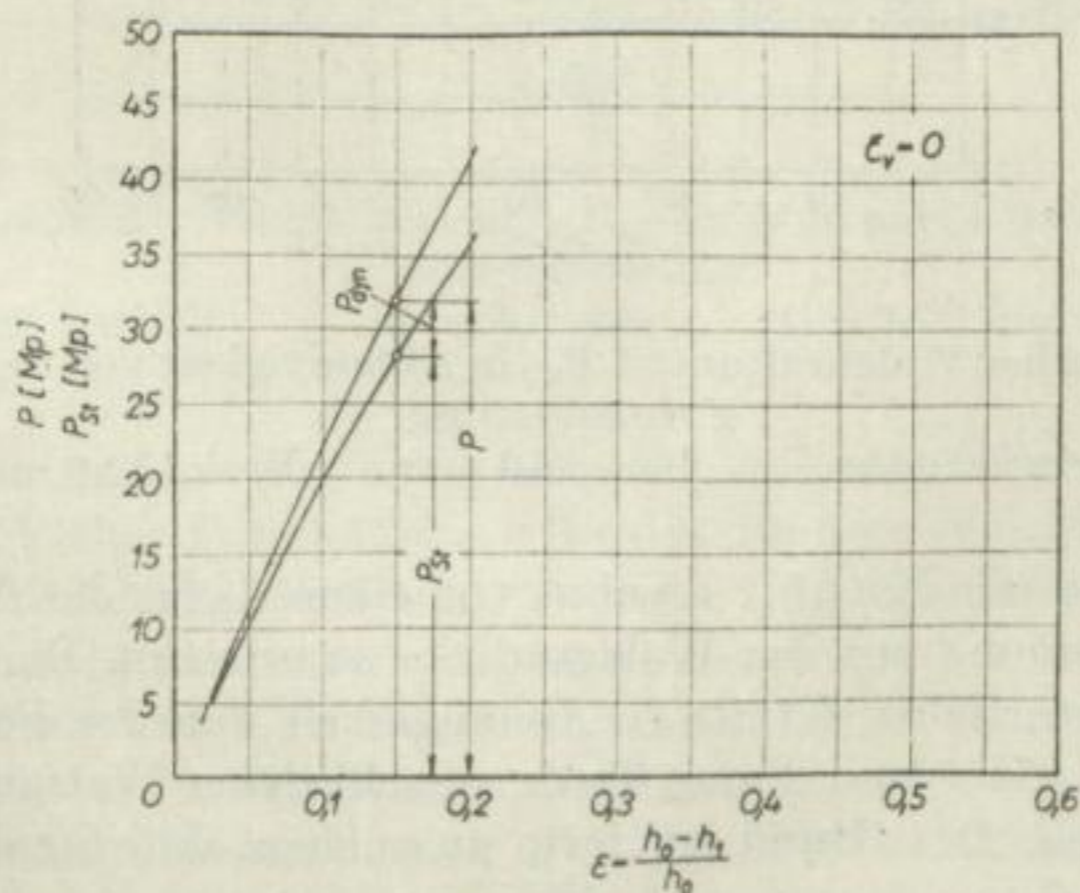


Abb. 17. Walzkraft P und statischer Anteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
 Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5$ mm $R = 87,0$ mm $v_u = 0,268$ m/s

In Abb. 16 bzw. 17 ist das Verhalten der Gesamtwalzkraft und des statischen Anteils in Abhängigkeit von der Formänderung zusammengefaßt. Die Kurven sind die Mittelwertlinien der in den vorhergehenden Abbildungen dargestellten Meßwerte.

Der Verlauf des dynamischen Anteils kann aus der Differenz beider Kurvenzüge entnommen werden. Auf diese Weise ist es möglich, die Kräfteverhältnisse in einem Bild darzustellen.

Für den zweiten und dritten Stich ergab sich ein analoges Verhalten.

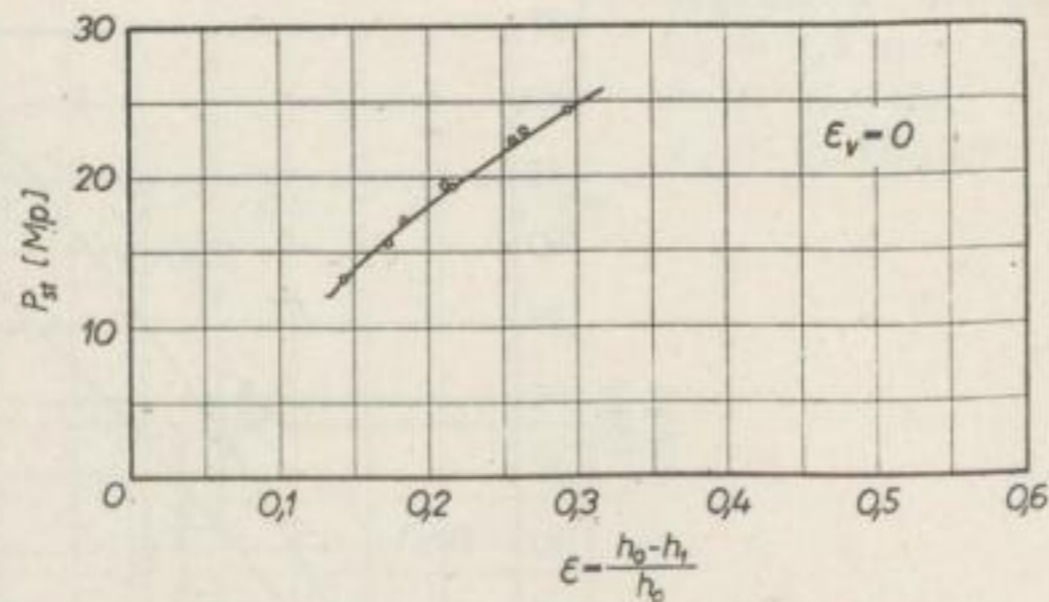


Abb. 18. Statischer Walzkraftanteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Cu $h_0 = 5,0$ mm $R = 130,0$ mm

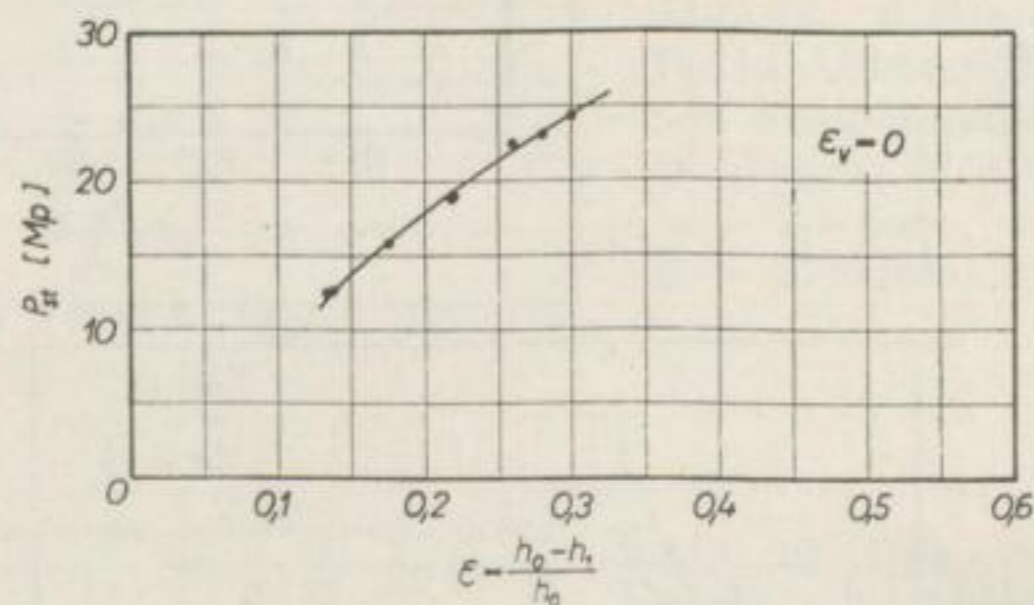


Abb. 19. Statischer Walzkraftanteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Cu $h_0 = 8,0$ mm $R = 130,0$ mm

Die Walzversuche mit Kupfer dienten vor allem dazu, die Abhängigkeit der statischen Fließspannung von der Walzgutdicke zu erfassen. Die Abbildungen 18 und 19 zeigen die statischen Kräfte in Abhängigkeit von der Formänderung für eine Walzgutdicke $h_0 = 5$ und 8 mm. Trotz verschiedener Walzgutdicken sind die Kräfte nahezu gleich. Der Grund ist darin zu suchen, daß für die 5 mm dicken Proben zwar die gedrückte Länge $l_d = \sqrt{R \epsilon h_0}$ kleiner, die statische Fließspannung aber größer sein muß. Die Walzbedingungen für gleiche Formänderungen unterscheiden sich nur in den Walzgutdicken h_0 .

Die Ergebnisse, die mit Al 99,5 weich erzielt wurden, sind in den Abbildungen 20 und 21 bzw. 22 und 23 getrennt für das 6 und 8 mm dicke Walzgut dargestellt. Walzendurchmesser und Walzgeschwindigkeit werden nicht verändert.

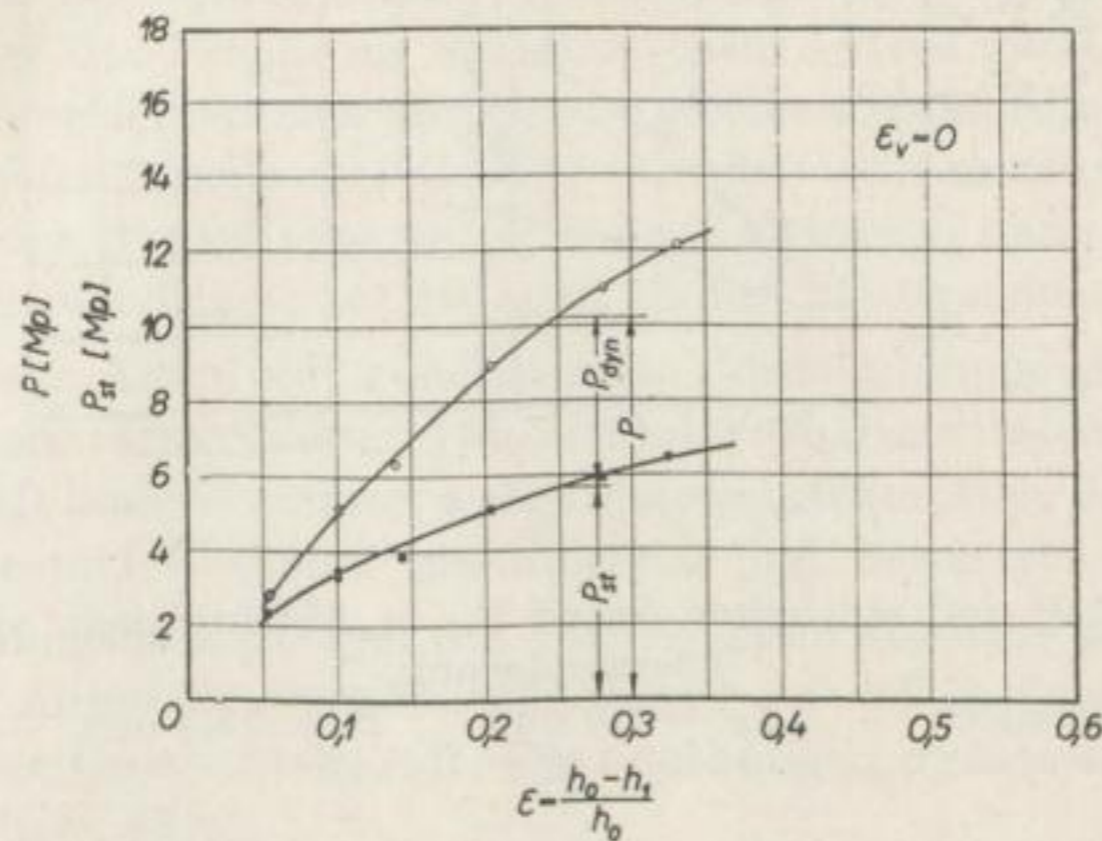


Abb. 20. Walzkraft P und statischer Anteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 6,0$ mm $R = 75,3$ mm $v_u = 0,488$ m/s

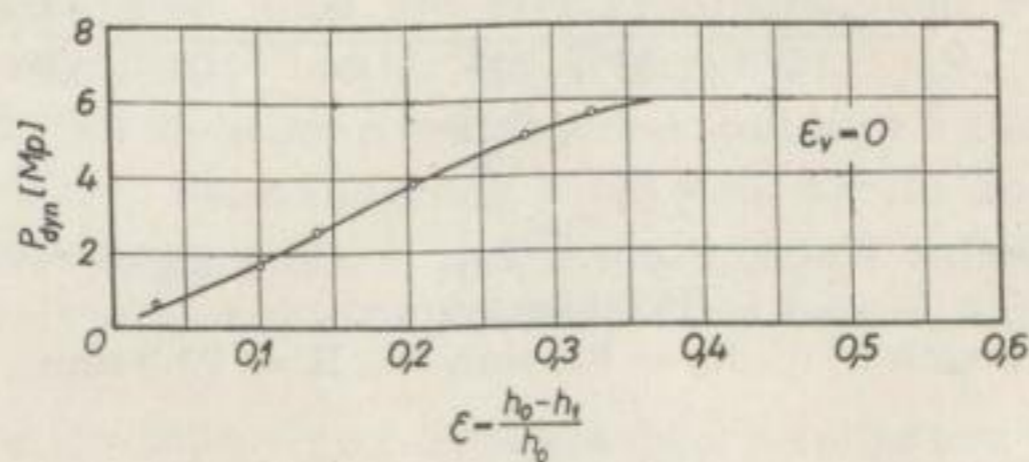


Abb. 21. Dynamischer Walzkraftanteil P_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 6,0$ mm $R = 75,3$ mm $v_u = 0,488$ m/s

Die statische Kraft nimmt auch hier mit steigender Formänderung zu. Die Kräfte sind bei gleicher Formänderung für das dünnere Walzgut größer als für das dickere. Da die Walzen dieselben sind, ist dieser Unterschied der Kräfte bei gleicher Formänderung nur in den verschiedenen Abmessungen der Walzgutdicke h_0 oder im Verhalten der statischen Fließspannungen zu suchen. Würde die statische Fließspannung nur von der Formänderung abhängen, so müßte für das dickere Walzgut die Kraft bei gleicher Formänderung, gleichem Walzendurchmesser und gleichem Werkstoff größer sein als umgekehrt. Da das nicht der Fall ist, wird wiederum deutlich, daß die statische Fließspannung nicht nur von der Formänderung, sondern auch von der Walzgutdicke abhängen muß.

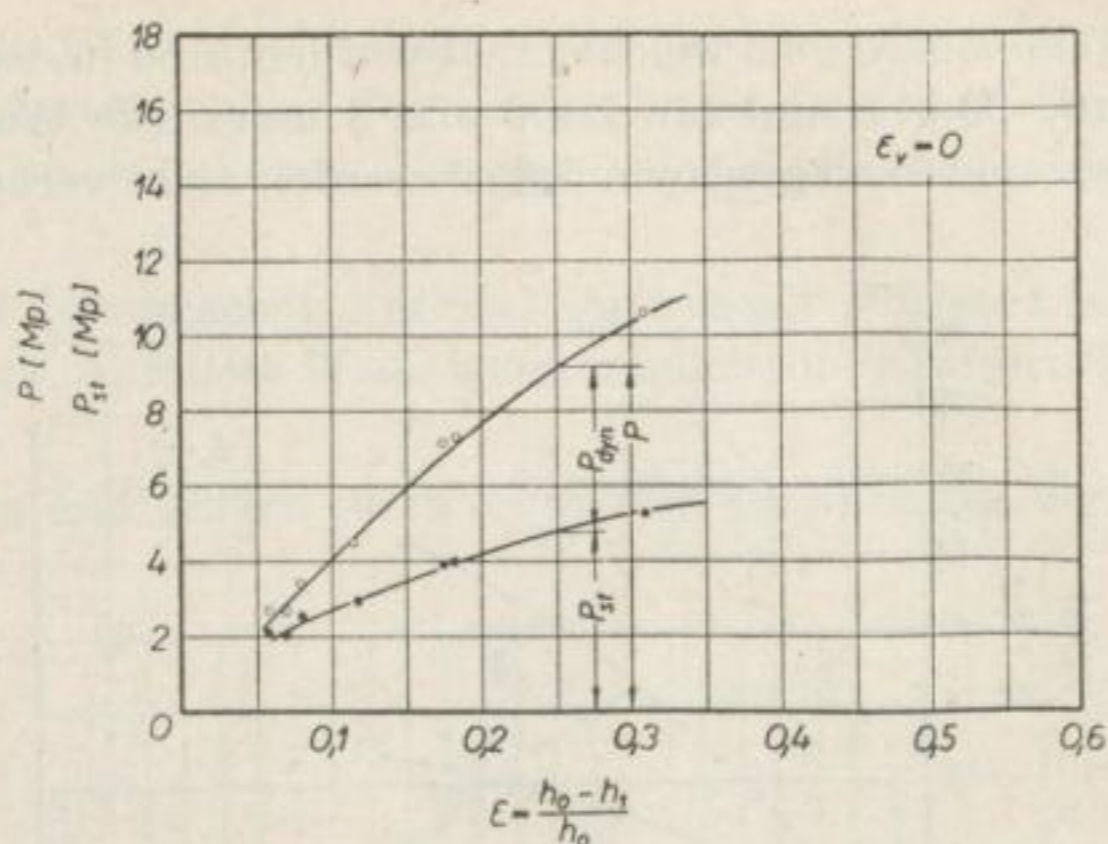


Abb. 22. Walzkraft P und statischer Anteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 8,0 \text{ mm}$ $R = 75,3 \text{ mm}$ $v_u = 0,488 \text{ m/s}$

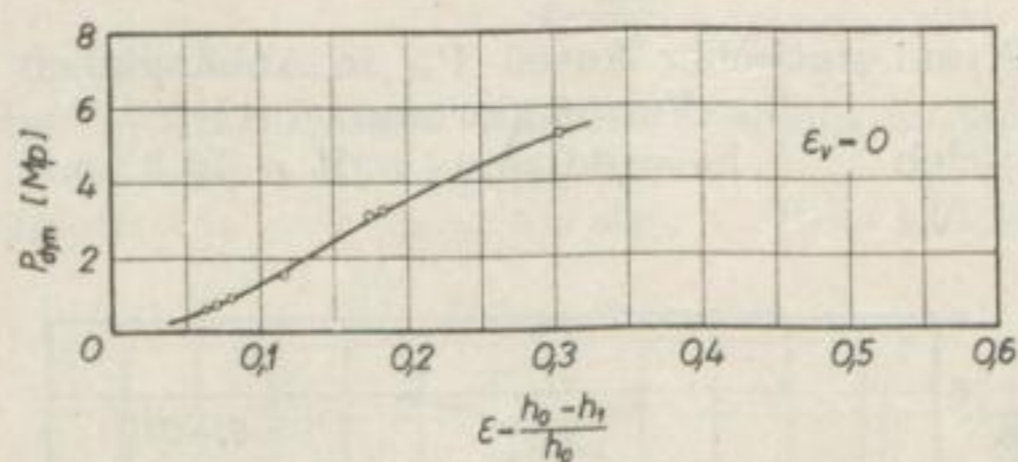


Abb. 23. Dynamischer Walzkraftanteil P_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 8,0 \text{ mm}$ $R = 75,3 \text{ mm}$ $v_u = 0,488 \text{ m/s}$

In welchem Umfang sich die Kräfte voneinander unterscheiden, hängt vom Dickenunterschied zueinander und von der Abmessung der Ausgangsdicken selbst ab.

Den Abbildungen 21 und 23 ist zu entnehmen, daß der dynamische Walzkraftanteil unter sonst gleichen Walzbedingungen um so größer ist, je dünner das Walzgut ist.

Wie bereits gesagt, wirken sich beide Walzkraftanteile auf das Verhalten und die Größe der Gesamtkraft aus. Dadurch, daß sich die dynamischen Kräfte im vorliegenden Fall wenig voneinander unterscheiden, tritt die größere Gesamtwalzkraft dort auf, wo die statische Kraft größer ist.

Abschließend soll noch auf die Beteiligung des statischen und dynamischen Anteils am Aufbau der Gesamtwalzkraft eingegangen werden.

Wie sich im allgemeinen die beiden Anteile an der Gesamtwalzkraft beteiligen, d. h., wie groß das Verhältnis des statischen und dynamischen Anteils zur Gesamt-

walzkraft (P_{st}/P und P_{dyn}/P) wird, hängt von den herrschenden Walzbedingungen ab. Diese Bedingungen werden im wesentlichen von der Formänderung, der Walzgutdicke, der Walzgeschwindigkeit und vom Walzendurchmesser bestimmt.

Beide Verhältnisse bedingen sich gegenseitig. Je größer der dynamische Anteil bei gleichbleibendem statischem Anteil wird, desto größer wird die Walzkraft und damit um so kleiner das Verhältnis des statischen Anteils zur Gesamtwalzkraft und umgekehrt. So verkleinert sich unter sonst gleichen Walzbedingungen das Verhältnis des statischen Anteils zur Gesamtwalzkraft mit zunehmender Walzgeschwindigkeit, da der dynamische Anteil beim Kaltwalzen ohne Schmierung mit steigender Walzgeschwindigkeit wächst und damit die Gesamtwalzkraft erhöht.

Da der dynamische Anteil mit zunehmender Formänderung größer wird, wird auch die Gesamtwalzkraft größer und damit das Verhältnis des statischen Anteils zur Gesamtwalzkraft laufend kleiner, wenn Walzendurchmesser, Walzgeschwindigkeit, Ausgangsdicke und Werkstoff gleichbleiben (vgl. besonders hierzu Abb. 20).

Für die Umformungsbedingungen der vorliegenden Versuche beträgt beispielsweise der statische Anteil bei einer Formänderung $\varepsilon = 0,2$ in einem Fall 84% und im anderen 55% der Gesamtwalzkraft. Die zugehörigen dynamischen Anteile betragen dann 16% bzw. 45%.

All diese Ergebnisse lassen sich kurz wie folgt zusammenfassen:

Die Walzkraft kann in einen statischen und dynamischen Anteil zerlegt werden.

Der statische Anteil ist vom Werkstoff, der Formänderung, der Ausgangsdicke h_0 und dem Walzendurchmesser abhängig. Für den dynamischen Walzkraftanteil ist außer diesen Einflußfaktoren noch die Walzgeschwindigkeit maßgebend. Beide Kräfte werden um so größer, je breiter das Walzgut ist.

Sowohl der statische als auch der dynamische Anteil sind Funktionen der Formänderung. Der Einfluß der Formänderung wirkt sich stärker auf die statische als auf die dynamische Kraft aus.

Die Gesamtwalzkraft wird von den Einflußgrößen beider Anteile entsprechend beeinflußt.

Das Verhältnis des statischen und dynamischen Anteils zur Gesamtwalzkraft, d. h., in welchem Umfange sich die beiden Anteile am Aufbau der Walzkraft beteiligen, ist von den Walzbedingungen abhängig.

2.3. Formänderungswiderstand, statische Fließspannung und dynamischer Widerstand

Um die gewünschte Verformung zu erzielen, ist es notwendig, den während des Walzens auftretenden Widerstand zu überwinden. Dieser sogenannte Formänderungswiderstand wird durch die auf die Flächeneinheit bezogene Walzkraft ausgedrückt:

$$K_{wm} = \frac{P}{l_d b_m} \quad (66)$$

Der Formänderungswiderstand setzt sich nach der hydrodynamischen Walztheorie aus einem statischen und einem dynamischen Anteil zusammen. Der statische Anteil ist der Widerstand, den das Walzgut bei der entsprechenden Ver-

formung im Zustand der Ruhe leistet. Dieser statischen Fließspannung k_0 überlagert sich während des Walzvorganges ein dynamischer Widerstand, der in der vorliegenden Arbeit mit k_{dyn} bezeichnet wird. Daher ist

$$K_w = k_0 + k_{\text{dyn}} \quad (67)$$

bzw.

$$K_{w_m} = \bar{k}_0 + \bar{k}_{\text{dyn}} \quad (68)$$

Die Walzkraft ist meßtechnisch relativ leicht zu ermitteln. Durch die dabei herrschenden Walzbedingungen ist die gedrückte Länge l_d und die mittlere Walzgutbreite b_m festgelegt. Die Bestimmung des mittleren Formänderungswiderstandes bereitet daher keine nennenswerten Schwierigkeiten.

Da es gelungen ist, den statischen Walzkraftanteil meßtechnisch zu erfassen, kann die in diesem Anteil enthaltene statische Fließspannung nach den Gesichtspunkten der hydrodynamischen Walztheorie gemäß Formel (42) bestimmt werden:

$$\bar{k}_0 = \frac{P_{\text{st}}}{l_{d_{\text{st}}} \cdot b_m} \quad (69)$$

Wird für das Kaltwalzen die Walzenabplattung nach HITCHOCK [12] berücksichtigt, so ist

$$\bar{k}_0 = \frac{P_{\text{st}}}{l'_{d_{\text{st}}} \cdot b_m} \quad (70)$$

Damit ist es möglich, die statische Fließspannung des Walzgutes auf Grund der durch die Formänderung, den Zustand des Werkstoffes sowie des Einflusses der außerhalb des Walzspaltes befindlichen Zonen im Walzspalt tatsächlich hervorgerufenen Beanspruchungsverhältnisse unter diesen Bedingungen zu bestimmen.

Unter dem Zustand des Werkstoffes versteht man das Ergebnis der Vorbehandlung des Walzgutes vor seiner Weiterverarbeitung sowie die zahlreichen metallogischen Erscheinungen, wie Gefügeausbildung, Korngrenze, Rekristallisation, Verunreinigungen usw.

Sind Formänderungswiderstand und statische Fließspannung bekannt, so kann nach Gleichung (68) der dynamische Widerstand ermittelt werden, der infolge der Bewegung während des Walzvorganges zu überwinden ist.

Entsprechend dem Zweck der Arbeit kommt es in erster Linie darauf an, das Verhalten des statischen Widerstandes zu klären.

Es erscheint angebracht, noch auf folgendes einzugehen.

Eine eindeutige Beschreibung der Kenngrößen des Walzvorganges ist nur möglich, wenn die wichtigsten verformungstechnischen Einflußgrößen, wie die Geometrie des Walzspaltes, die Formänderungsgeschwindigkeit und die Walztemperatur, bei der Beurteilung unterschieden werden. Der letztgenannte Faktor dürfte für die Kaltformgebung weniger bedeutungsvoll sein. Selbstverständlich ist die Art und die chemische Zusammensetzung des Walzgutes nicht zu vernachlässigen.

Der geometrische Einfluß der Walzspaltform wird im Schrifttum meist durch das Verhältnis R/h_1 bzw. R/h_0 und die Formänderung ε oder durch das Walzspaltverhältnis l_d/h_m ausgedrückt. Aus der folgenden mathematischen Formulierung ist ihr gegenseitiger Zusammenhang zu entnehmen:

$$\frac{l_d}{h_m} = 2 \sqrt{\frac{R}{h_1}} \cdot \frac{\sqrt{\varepsilon(1-\varepsilon)}}{(2-\varepsilon)} \quad (71)$$

bzw.

$$\frac{l_d}{h_m} = 2 \sqrt{\frac{R}{h_0}} \cdot \frac{\sqrt{\varepsilon}}{(2-\varepsilon)} \quad (72)$$

Ist R/h_1 bzw. R/h_0 und ε konstant, so ist es auch das Verhältnis l_d/h_m .

Die Beschreibung des geometrischen Einflusses mit den Größen $(R/h_1, \varepsilon)$ bzw. $(R/h_0, \varepsilon)$ ermöglicht getrennte Aussagen über die Einflüsse der Formänderung und des Verhältnisses R/h_1 bzw. R/h_0 . Das Walzspaltverhältnis l_d/h_m drückt diese Einflüsse summarisch aus.

Nach diesen einleitenden Ausführungen werden nun die Versuchsergebnisse in den Kreis der Betrachtungen gezogen.

Zunächst sollen die mit der Stahlqualität MSt3u erzielten Resultate erörtert werden. Wie bereits erwähnt, wurde bei all diesen Versuchen von 2,5 mm dicken Proben ausgegangen. In den Abbildungen 24 bis 26 und 28 bis 31 sind diese Ergebnisse den Walzbedingungen entsprechend veranschaulicht.

Im allgemeinen ist bekannt, daß der Formänderungswiderstand beim Kaltwalzen von der Geometrie des Walzspaltes, der Walzgeschwindigkeit und der Walzgutqualität beeinflußt wird [53, 54]. Er wird beim Kaltwalzen ohne Schmierung um so größer, je dünner die Walzgutdicke h_0 , je größer die Formänderung, der Walzenradius R und die Walzgeschwindigkeit sind. Diese Erkenntnisse werden durch die hier durchgeführten Versuche bestätigt.

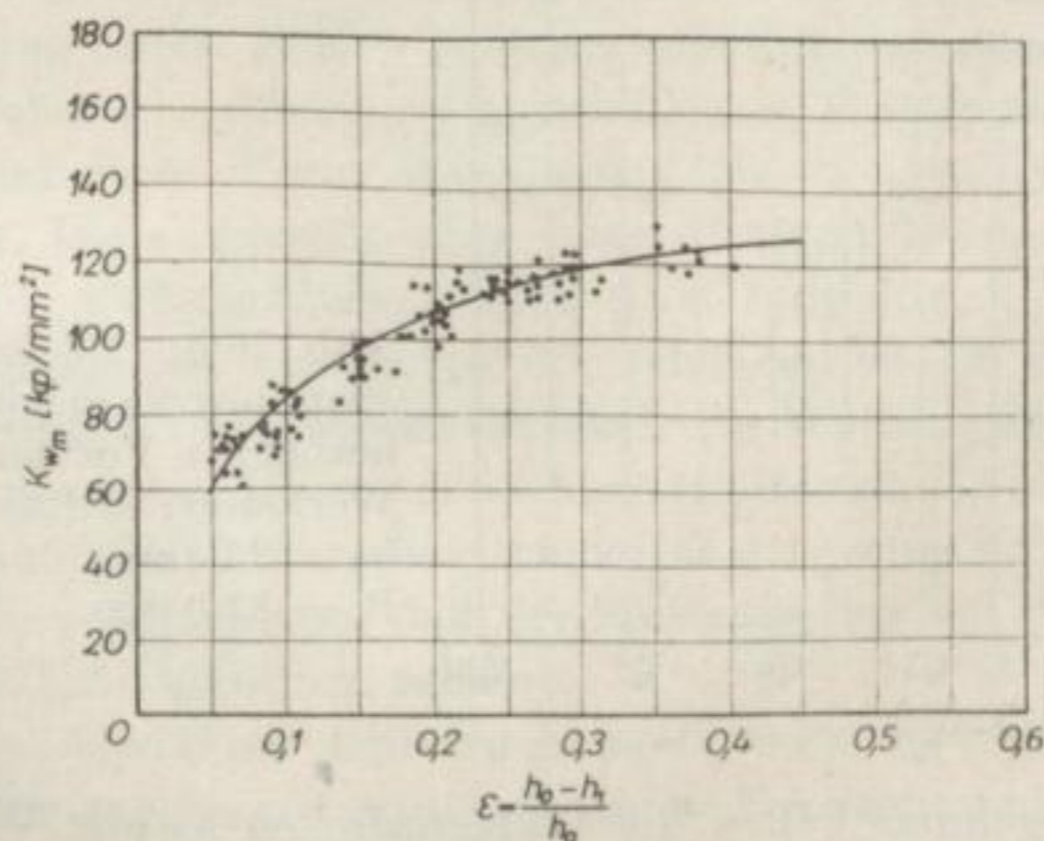


Abb. 24. Mittlerer Formänderungswiderstand K_{wm} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 78,15 \text{ mm}$ $v_u = 0,506 \text{ m/s}$

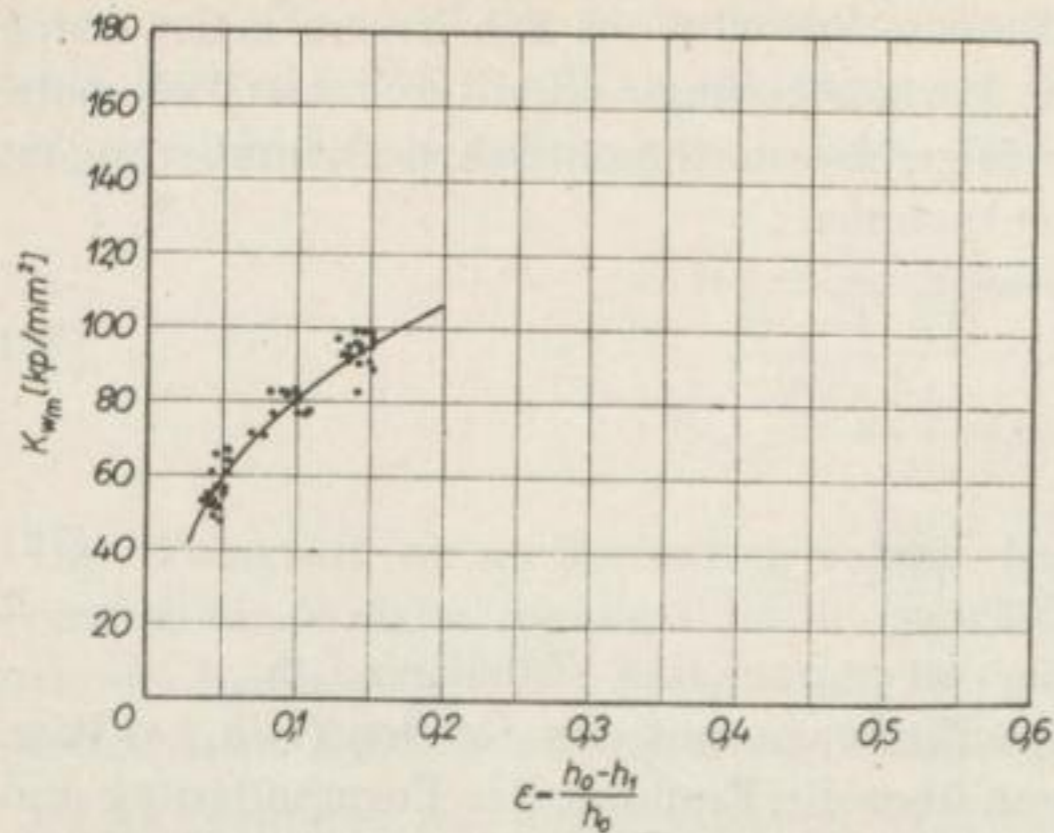


Abb. 25. Mittlerer Formänderungswiderstand K_{wm} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u

$h_0 = 2,5 \text{ mm}$

$R = 87,0 \text{ mm}$

$v_u = 0,268 \text{ m/s}$

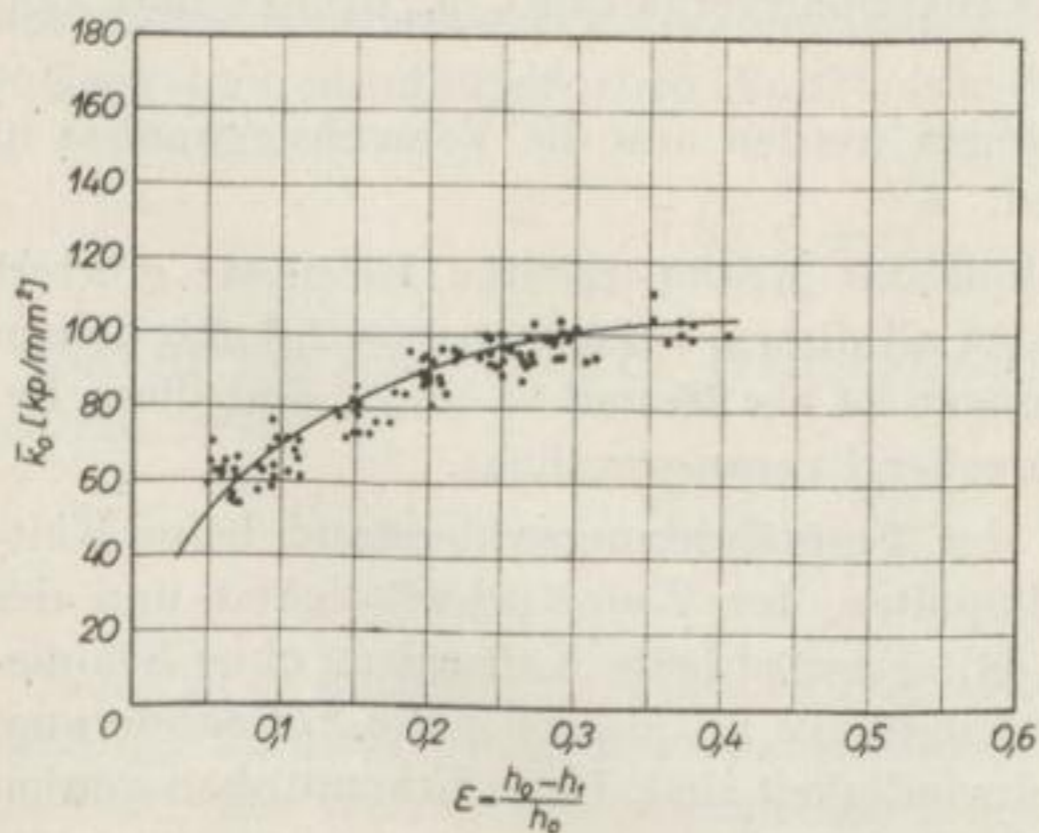


Abb. 26 a. Mittlere statische Fließspannung k_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u

$h_0 = 2,5 \text{ mm}$

$R = 78,15 \text{ mm}$

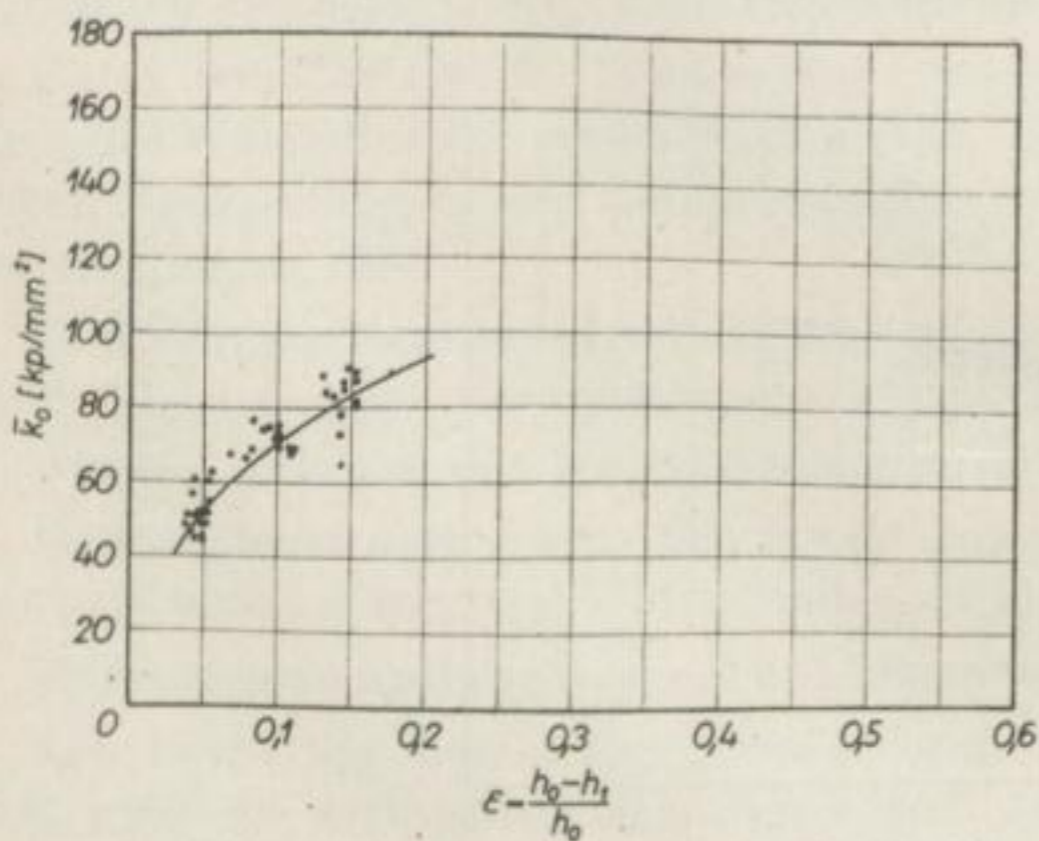


Abb. 26 b. Mittlere statische Fließspannung k_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u

$h_0 = 2,5 \text{ mm}$

$R = 87,0 \text{ mm}$

Da in den vorliegenden Fällen die Walzgutdicken h_0 , die Walzendurchmesser und die Walzgeschwindigkeiten jeweils gleich bleiben, kommt in den Abbildungen die Abhängigkeit von der Formänderung ohne Nebeneinflüsse richtig zum Ausdruck.

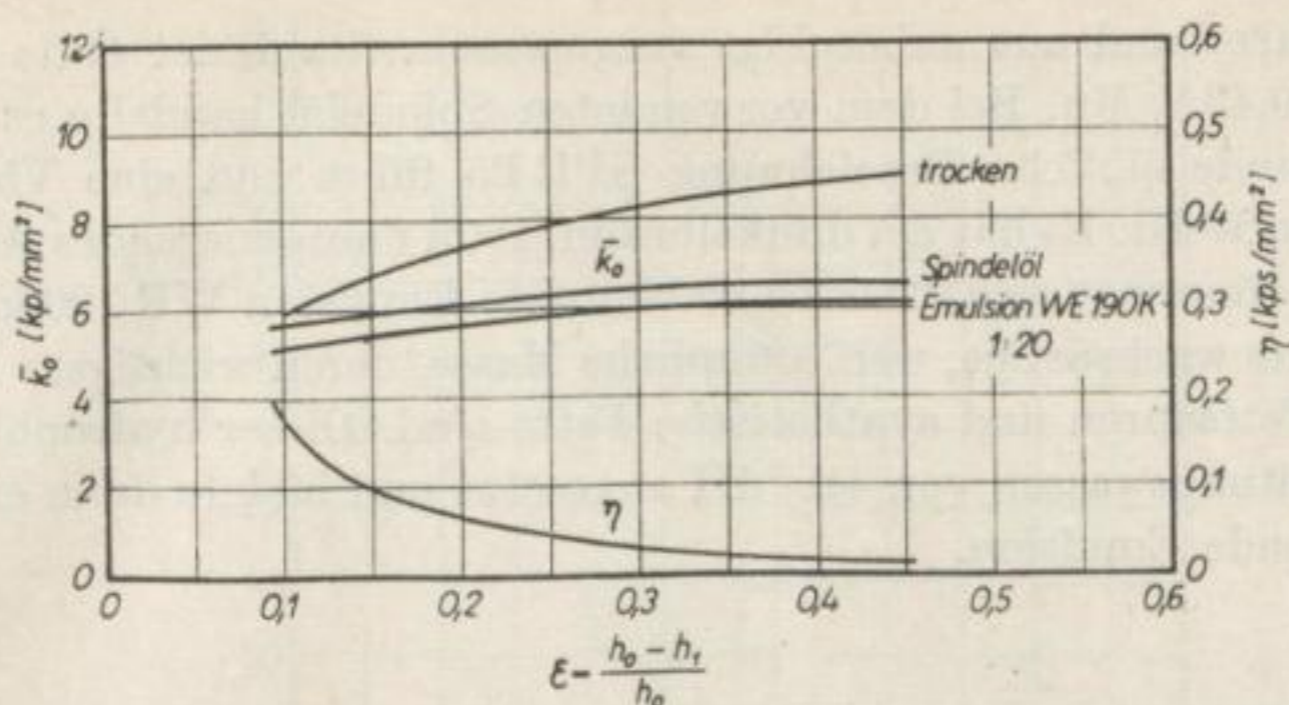


Abb. 27. Mittlere statische Fließspannung k_0 und dynamische Zähigkeit des Walzgutes η beim Kaltwalzen mit und ohne Schmierung in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt1u (Warmband)

$$h_0 = 2,0 \text{ mm} \quad R = 81,5 \text{ mm} \quad v_u = 0,555 \text{ m/s}$$

Der geringe Unterschied der Formänderungswiderstände (Abb. 24 und 25) trotz verschiedener Umformungsbedingungen ist darauf zurückzuführen, daß dort, wo die Walzgeschwindigkeit größer, der Walzenradius kleiner ist und umgekehrt.

Die Meßergebnisse des statischen Widerstandes sind aus den Abbildungen 26 a und 26 b ersichtlich. Danach wird der Anstieg der statischen Fließspannung mit zunehmender Formänderung flacher.

Werden die Ergebnisse der statischen Fließspannung beider Versuchsreihen miteinander verglichen, so kann trotz unterschiedlicher Walzenradien eine relativ gute Übereinstimmung festgestellt werden. Das besagt also, daß die statische Fließspannung unabhängig vom Walzendurchmesser ist und zunächst nur von der Formänderung abhängt.

Um ferner festzustellen, ob bei dem genannten Ermittlungsverfahren die statische Fließspannung durch äußere Reibungseinflüsse beeinträchtigt wird, wurden zusätzlich Versuche mit einem grobgeschliffenen Walzenpaar durchgeführt. In Abbildung 32 sind diese Werte denen eines normal geschliffenen Walzenpaares gegenübergestellt. Die vollausgezogene Linie dient als Bezugsbasis. Sie ist die gemittelte Kurve der Meßergebnisse gemäß Abbildung 26 a.

Wie aus der Lage der Meßpunkte zu schließen ist, ist die Übereinstimmung trotz unterschiedlicher Oberflächenrauigkeit der Walzen gut. Daß keine Veränderung des Spannungszustandes zu verzeichnen ist, kann auch darauf zurückzuführen sein, daß der Rauigkeitsunterschied vielleicht zu gering war. Ferner ist dem Ergebnis wiederum zu entnehmen, daß der Walzenradius auf den statischen Widerstand keinen Einfluß auszuüben scheint.

Ergänzend durchgeführte Untersuchungen beim Kaltwalzen mit und ohne Schmierung haben ergeben, daß die statische Fließspannung k_0 beim trockenen Walzen größer ist als wenn geschmiert wird (Abb. 27). Demgegenüber wird die dynamische Zähigkeit des Walzgutes von einer Veränderung der Verhältnisse zwischen Walze und Walzgut durch Schmierstoffe nicht beeinflusst. Als Walz-

gut diente Warmband aus unberuhigt vergossenem Stahl der Güte MSt1u mit 0,11% C und 0,43% Mn. Bei dem verwendeten Spindelöl handelte es sich um ein Öl, das die handelsübliche Bezeichnung SPR 25 führt und eine Viskosität von 2,5 °E/50 °C aufweist. Es hat ein dunkelbraun, grün fluoreszierendes Aussehen. Die mit einem Verdünnungsverhältnis 1 : 20 benutzte Emulsion WE 190 k ist im Handelszustand eine wachsartige, weißbräunliche Masse, deren wichtigste Bestandteile synthetische Fettsäuren und synthetische Fette sind. Dieser hydrophile Hilfsstoff wurde mit Leitungswasser von 4,1 °dH angesetzt und bildete dann eine weißlich, leicht schäumende Emulsion.

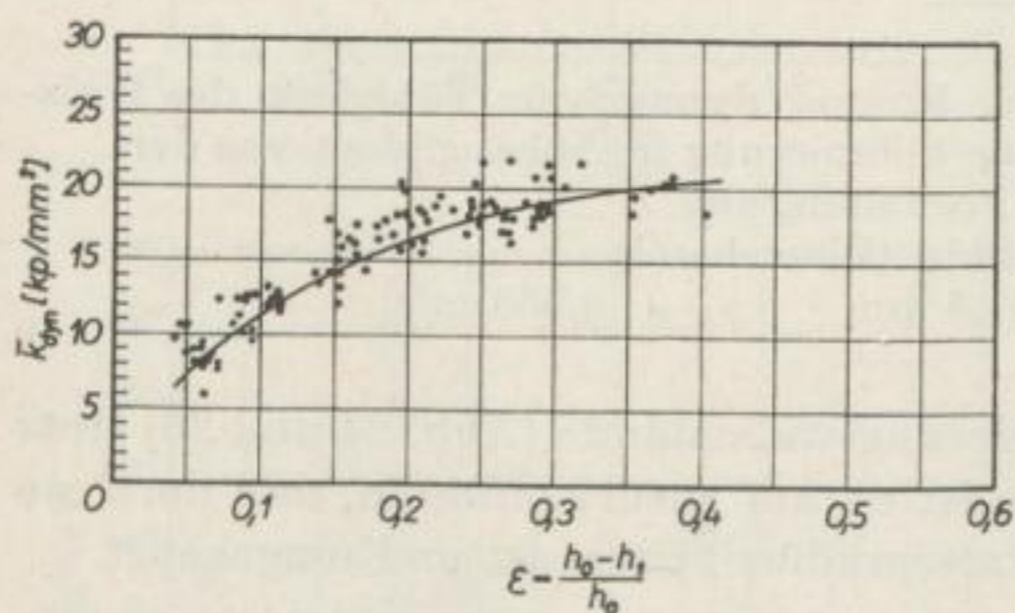


Abb. 28. Mittlerer dynamischer Widerstand k_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung
Werkstoff: MSt3u
 $h_0 = 2,5$ mm
 $R = 78,15$ mm
 $v_u = 0,506$ m/s

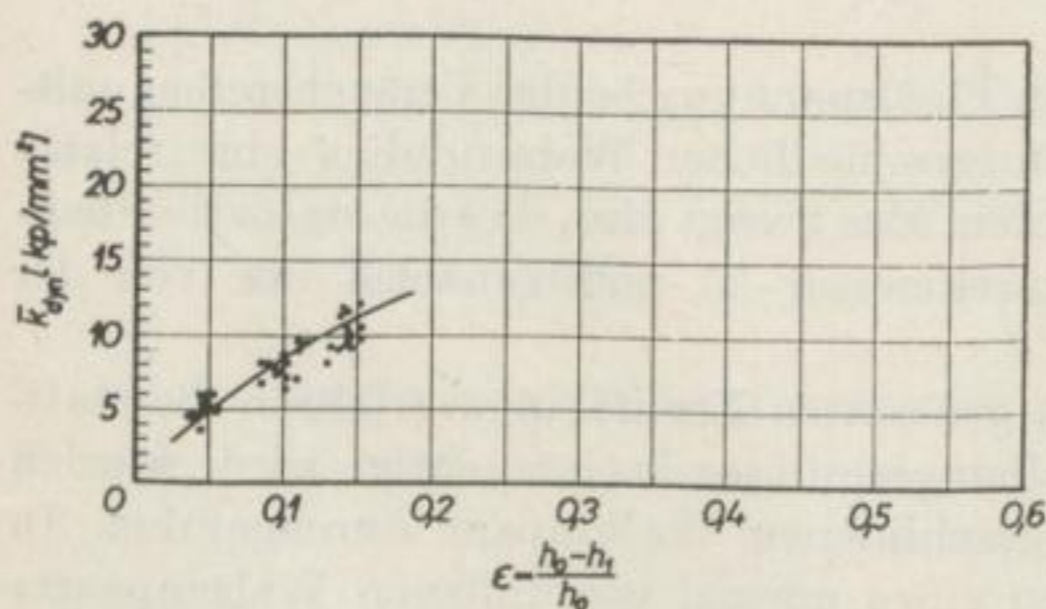


Abb. 29. Mittlerer dynamischer Widerstand k_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
Werkstoff: MSt3u
 $h_0 = 2,5$ mm
 $R = 87,0$ mm
 $v_u = 0,268$ m/s

Die Abbildungen 28 und 29 zeigen das Verhalten des dynamischen Widerstandes in Abhängigkeit von der Formänderung. Die Walzbedingungen unterscheiden sich in den Walzendurchmessern und den Walzgeschwindigkeiten. Da der Unterschied in den Geschwindigkeiten wesentlich größer als in den Walzendurchmessern ist, kommt vor allem der Geschwindigkeitseinfluß hierbei zum Ausdruck. Dieser Geschwindigkeitseinfluß äußert sich dahingehend, daß der dynamische Widerstand mit zunehmender Walzgeschwindigkeit ansteigt.

Der in den Abbildungen 24 bis 26 aus den Meßwerten ermittelte Verlauf des Formänderungswiderstandes und der statischen Fließspannung läßt sich an Abhängigkeit von der Formänderung zu einem Bild vereinigen (Abb. 30 und 31). Aus der Differenz dieser Mittelwertlinien kann der infolge der Dynamik auf-

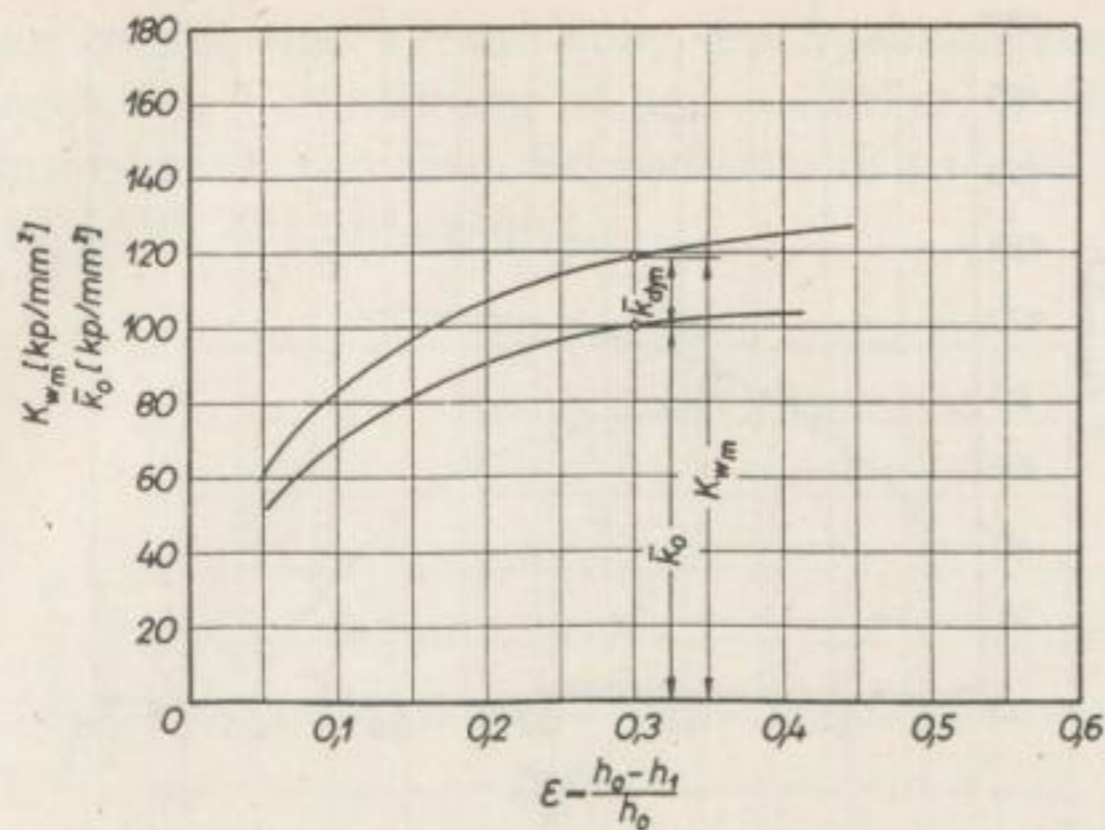


Abb. 30. Mittlerer Formänderungswiderstand K_{wm} und mittlere statische Fließspannung k_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 78,15 \text{ mm}$ $v_u = 0,506 \text{ m/s}$

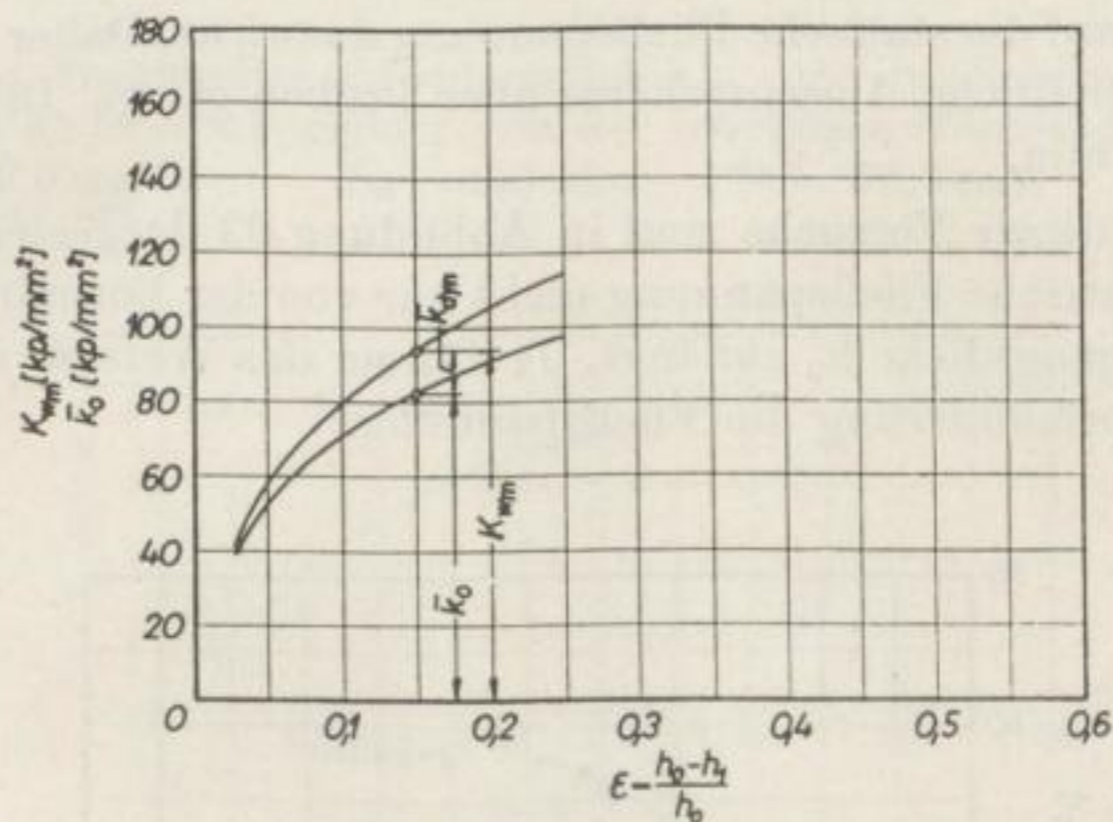


Abb. 31. Mittlerer Formänderungswiderstand K_{wm} und mittlere statische Fließspannung k_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$ $v_u = 0,268 \text{ m/s}$

tretende Widerstand abgelesen werden. Andere Einflüsse verfälschen diese Abhängigkeiten von der Formänderung nicht, da die Walzgutdicke h_0 , der Walzendurchmesser und die Walzgeschwindigkeit für die einzelnen Versuchsreihen gleichbleiben.

Sowohl der Formänderungswiderstand als auch die statische Fließspannung sind unter Walzbedingungen bestimmt worden, so daß diese Darstellungen die Vorgänge und Beanspruchungsverhältnisse im Walzspalt richtig widerspiegeln.

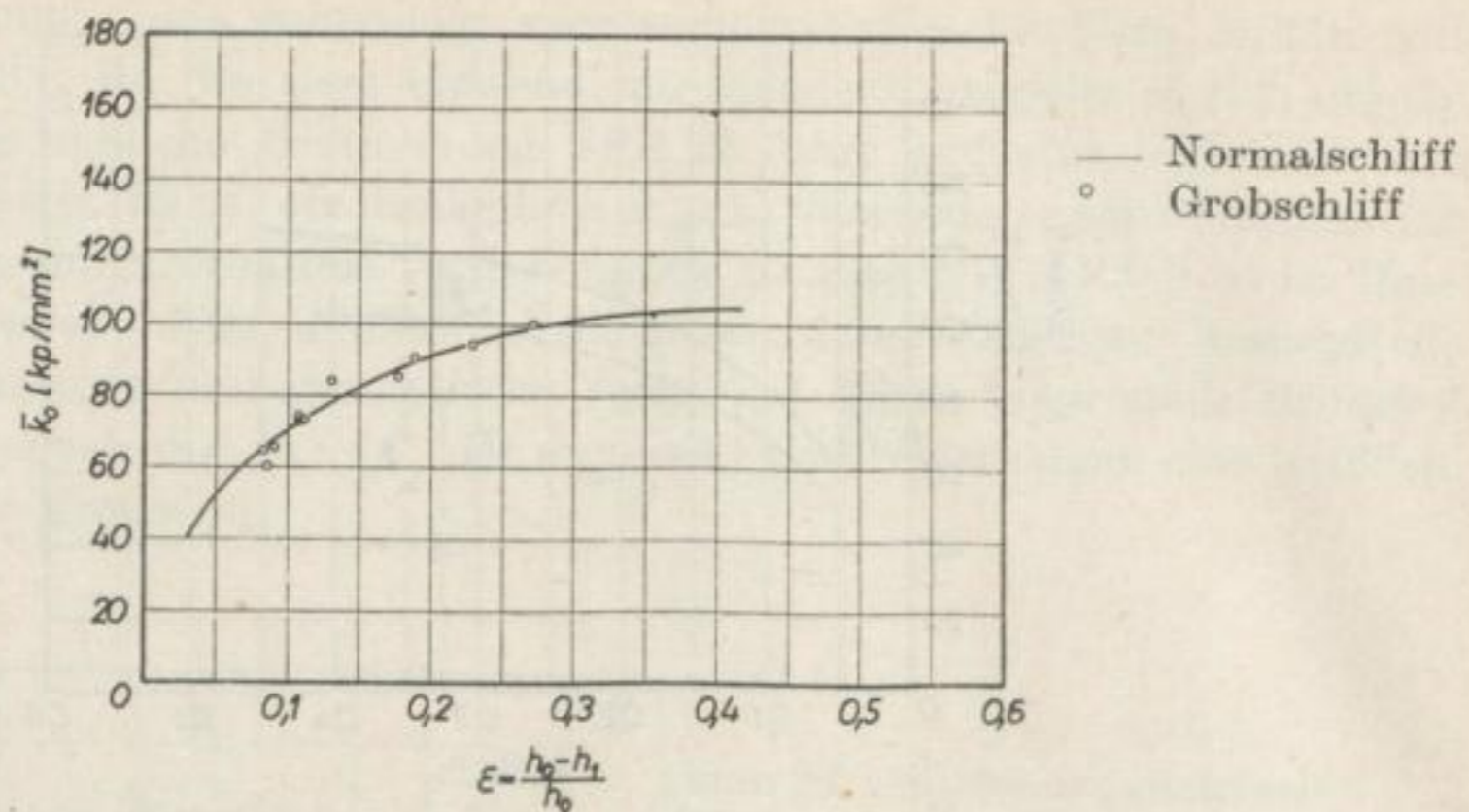


Abb. 32. Vergleich der mit normal- und grobgeschliffenem Walzenpaar ermittelten statischen Fließspannungswerte.

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 79,9 \text{ mm}$

Die Walzversuche mit Kupfer dienten vor allem dazu, festzustellen, wie sich die Walzgutdicke auf die statische Fließspannung auswirkt. Daher wurde besonders Wert auf eine einheitliche Ausgangshärte aller Proben gelegt. Die Walzgutdicken betragen 5 und 8 mm.

Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 33 dargestellt. Hieraus geht hervor, daß die statische Fließspannung nicht nur von der Formänderung, sondern auch von der Ausgangsdicke h_0 abhängt. Je dünner das Walzgut ist, um so größer ist bei gleicher Formänderung die Fließspannung.

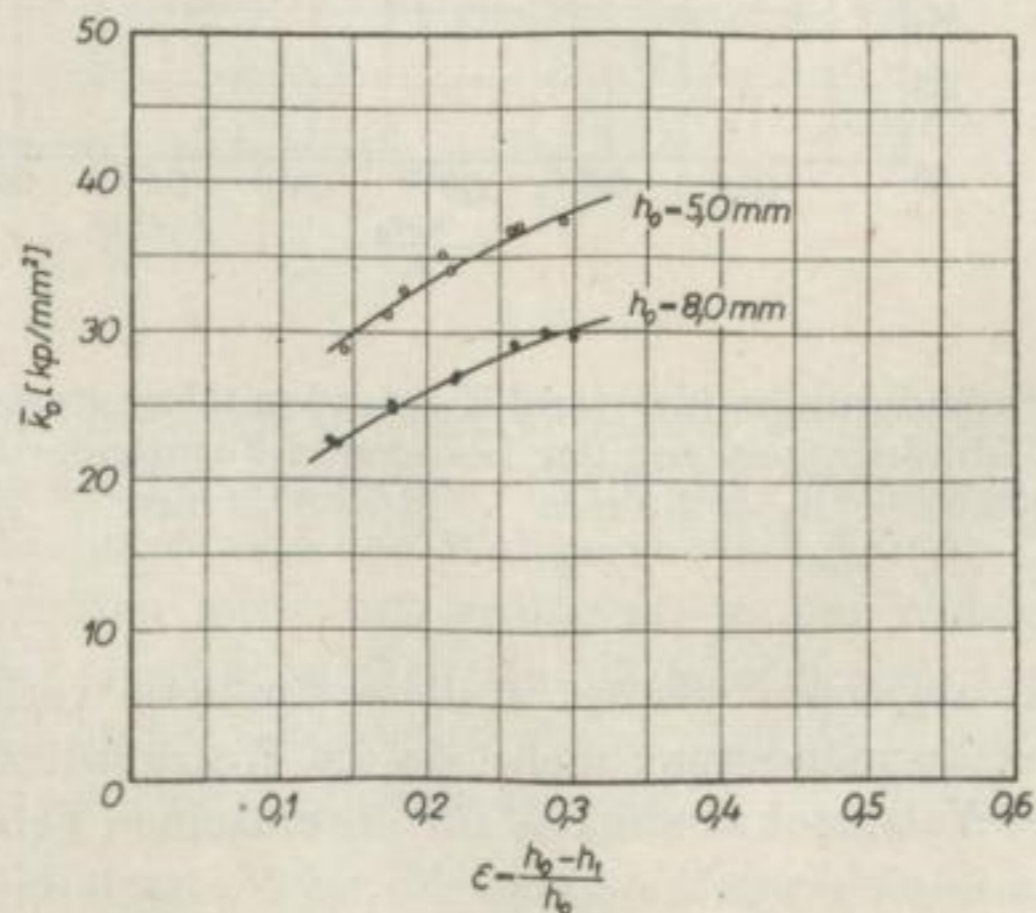


Abb. 33. Mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung ϵ und der Ausgangsdicke h_0 .

Werkstoff: Cu $R = 130,0 \text{ mm}$

Dieses Verhalten ist auf eine Veränderung des Spannungszustandes im Walzspalt zurückzuführen. Die Veränderung ist um so stärker, je dünner das Walzgut ist. Diese Erkenntnis wird von den Ergebnissen der später zu behandelnden Warmwalzversuche (Abb. 52) unterstützt.

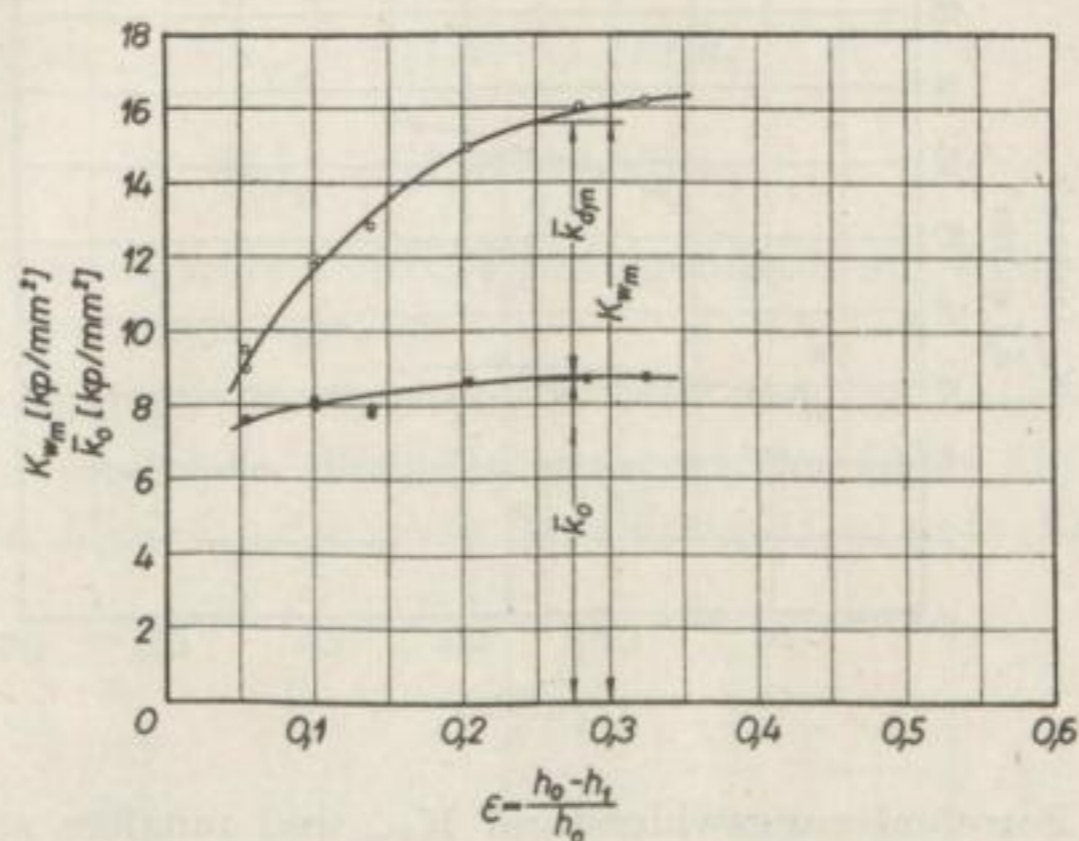


Abb. 34. Mittlerer Formänderungswiderstand \bar{K}_{wm} und mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 6,0 \text{ mm}$ $R = 75,3 \text{ mm}$ $v_u = 0,488 \text{ m/s}$

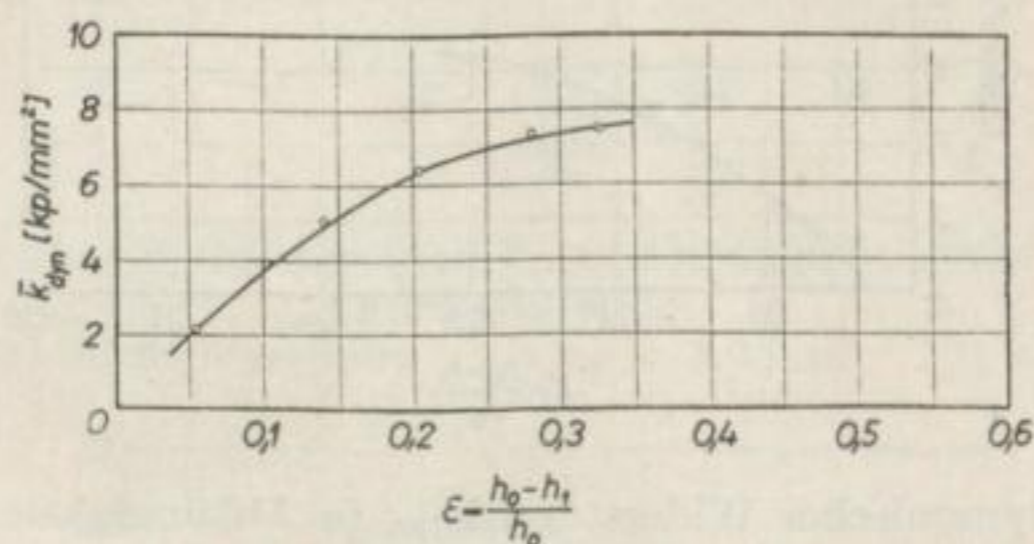


Abb. 35. Mittlerer dynamischer Widerstand \bar{k}_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 6,0 \text{ mm}$ $R = 75,3 \text{ mm}$ $v_u = 0,488 \text{ m/s}$

Die mit dem Versuchswerkstoff Al 99,5 weich erzielten Resultate sind in den Abbildungen 34 und 35 bzw. 36 und 37 getrennt für das 6 und 8 mm dicke Walzgut zusammengefaßt. Wie bei den Walzkräften, so kann auch hier der Formänderungswiderstand und die statische Fließspannung von vornherein in einem gemeinsamen Schaubild dargestellt werden.

Den Abbildungen ist zunächst zu entnehmen, daß alle Kennwerte mit steigender Formänderung wachsen. Die Walzbedingungen unterscheiden sich nur in den Walzgutdicken.

Abbildung 34 zeigt gegenüber Abbildung 36, daß der Formänderungswiderstand unter sonst gleichen Walzbedingungen für das dünnere Walzgut größer ist.

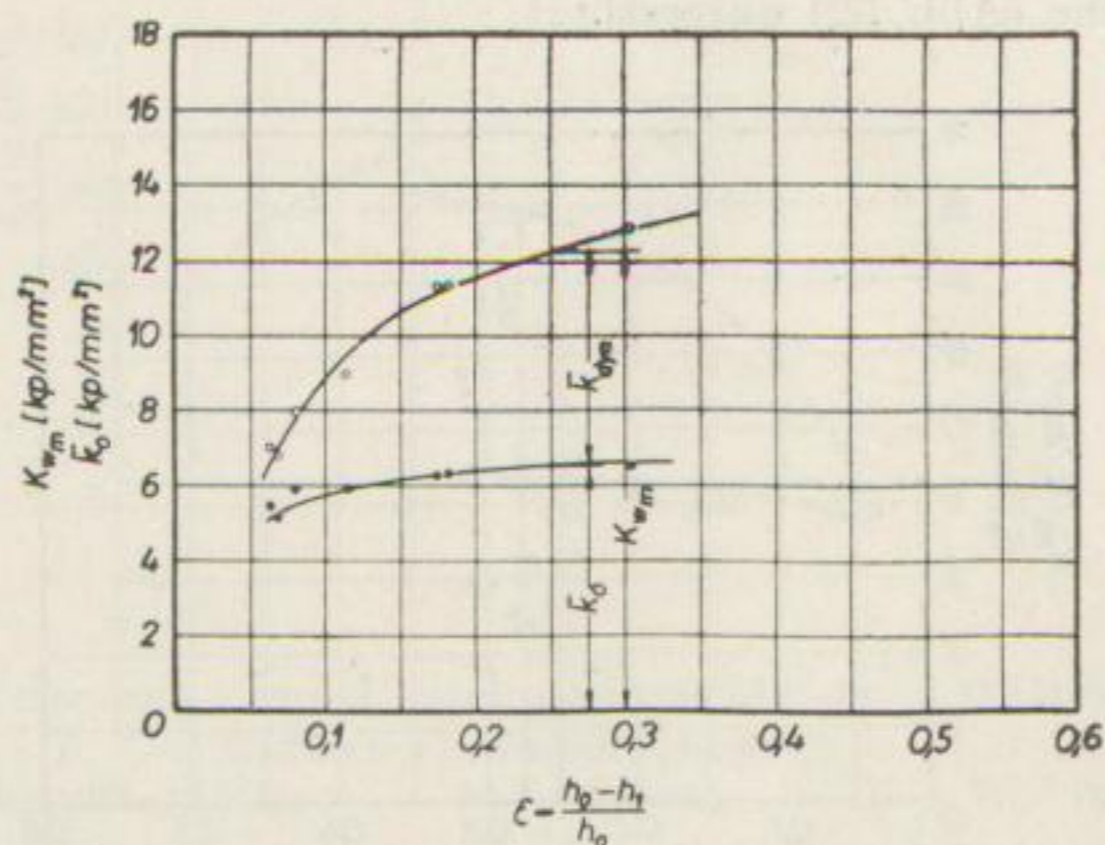


Abb. 36. Mittlerer Formänderungswiderstand K_{wm} und mittlere statische Fließspannung k_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 8,0$ mm $R = 75,3$ mm $v_u = 0,488$ m/s

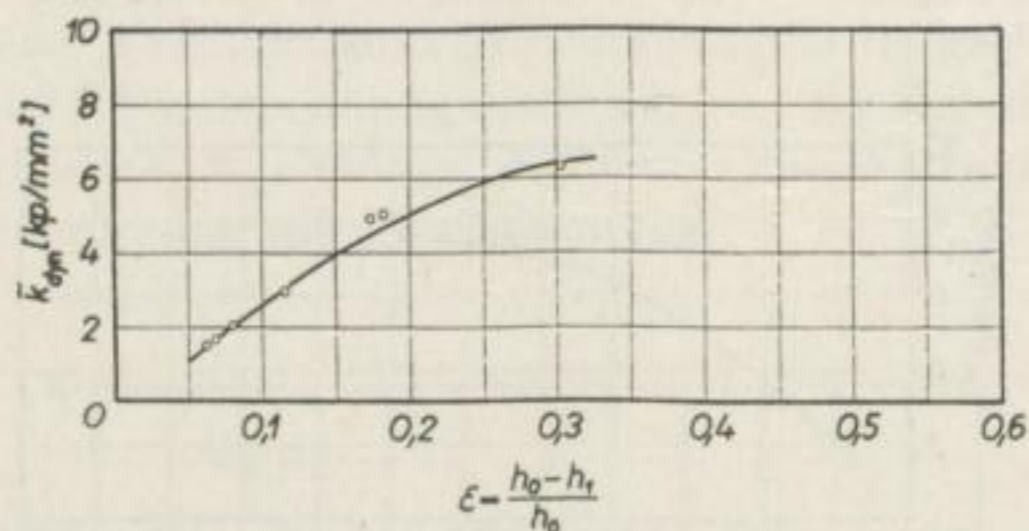


Abb. 37. Mittlerer dynamischer Widerstand \bar{k}_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $h_0 = 8,0$ mm $R = 75,3$ mm $v_u = 0,488$ m/s

Die bisherigen Feststellungen, daß die statische Fließspannung eine Funktion der Formänderung und der Walzgutdicke ist, wird durch die hier vorliegenden Ergebnisse nochmals bestätigt (vgl. Abb. 34 und 36). Bereits aus den Vorversuchen ($h_0 = 4$ mm) ging hervor, daß die statische Fließspannung bei gleicher Formänderung um so größer wird, je dünner das Walzgut ist.

Der Einfluß der Walzgutdicke h_0 auf den durch die Bewegung hervorgerufenen dynamischen Widerstand wird durch die Abbildungen 35 und 37 veranschaulicht. Dieser Widerstand nimmt mit steigender Formänderung zu und ist um so größer, je dünner das Walzgut ist. Über die Auswirkung der Geschwindigkeit sind hier keine Aussagen möglich, da die Walzgeschwindigkeit in beiden Fällen dieselbe ist.

Der Formänderungswiderstand ist stets größer als der statische Widerstand. Anhand der eben beschriebenen Versuchsreihen beträgt er für die vorliegenden Walzbedingungen im Formänderungsbereich $\varepsilon = 0,05$ bis $0,3$:

$$\text{für Stahl MSt3u: } K_{w_m} = (1,13—1,17) \bar{k}_0 \quad (h_0 = 2,5 \text{ mm})$$

$$\text{für Al 99,5 weich: } K_{w_m} = (1,44—1,85) \bar{k}_0 \quad (h_0 = 6,0 \text{ mm})$$

$$K_{w_m} = (1,52—2,00) \bar{k}_0 \quad (h_0 = 8,0 \text{ mm})$$

Zum Schluß soll noch kurz auf die Meßergebnisse mit dem Versuchswerkstoff Al 99,5 gepreßt eingegangen werden.

Entgegen den bisherigen Feststellungen wird hier die Zunahme der statischen Fließspannung mit steigender Formänderung größer (Abb. 39). Dieser vom normalen abweichende Verlauf ist bereits Abbildung 38 zu entnehmen.

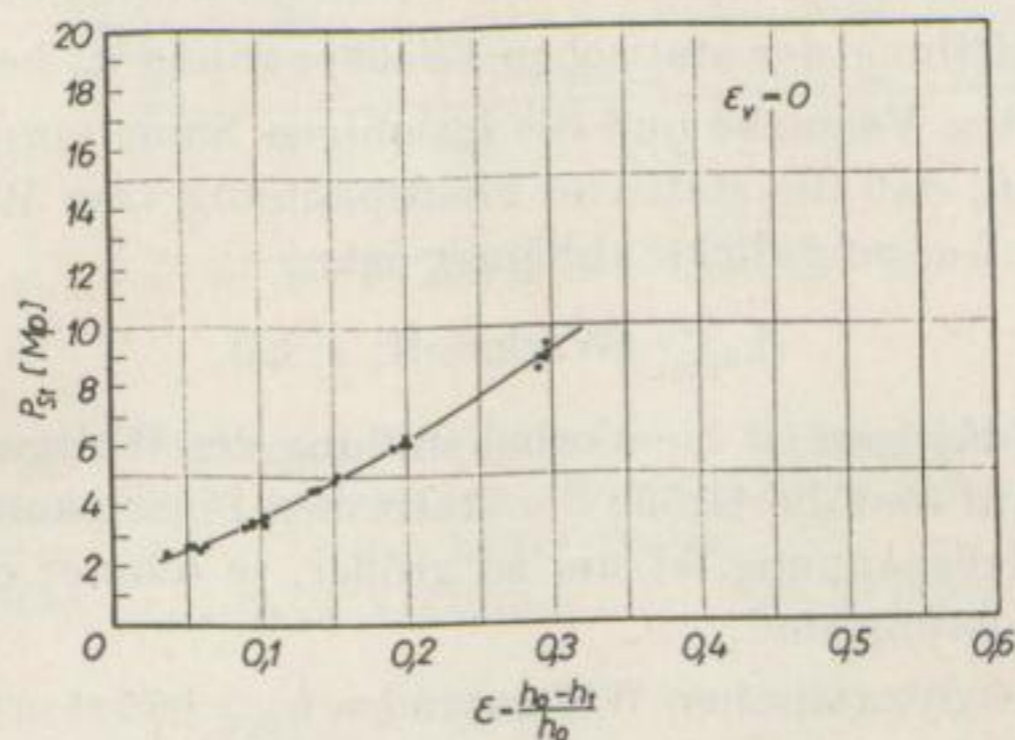


Abb. 38. Statischer Walzkraftanteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 gepreßt $h_0 = 5,0 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$

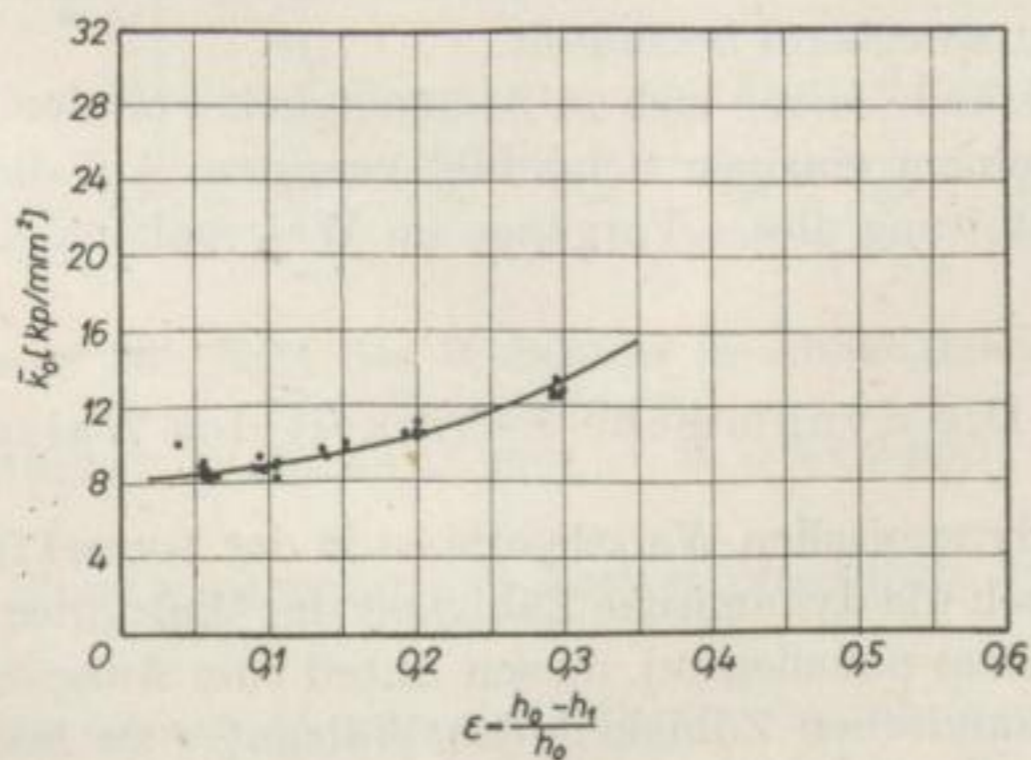


Abb. 39. Mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 gepreßt $h_0 = 5,0 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$

Wie die Werkstoffbezeichnung erkennen läßt, handelt es sich um ein stranggepreßtes Material. Hieraus wird klar, wie wichtig es ist, die Vorbehandlung des Walzgutes in die Betrachtungen über den Walzvorgang mit einzubeziehen.

Die aus den einzelnen Versuchsreihen gewonnenen Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Der Formänderungswiderstand K_w kann in einen statischen und dynamischen Anteil zerlegt werden:

$$K_w = k_0 + k_{\text{dyn}} \quad (67)$$

Der Formänderungswiderstand beim Kaltwalzen ohne Schmierung ist um so größer, je härter der zu verformende Werkstoff, je dünner das Walzgut und je größer die Formänderung, der Walzenradius und die Walzgeschwindigkeit sind.

Wie die Walzkraft zur Bestimmung des Formänderungswiderstandes dient, kann analog nach der hydrodynamischen Walztheorie der statische Walzkraftanteil P_{st} zur Ermittlung der statischen Fließspannung \bar{k}_0 herangezogen werden.

Die durchgeführten Versuche und die im obigen Sinne vorgenommene Auswertung haben ergeben, daß die statische Fließspannung vom Werkstoff, der Formänderung und der Ausgangsdicke abhängig ist:

$$k_{0\text{kalt}} (\text{Werkstoff}, \varepsilon, h_0)$$

Nicht zu vernachlässigen ist die Vorbehandlung des Walzgutes, da sie entscheidend auf den Verlauf und die Größe der statischen Fließspannung einwirkt.

Die statische Fließspannung ist um so größer, je dünner das Walzgut und je größer die Formänderung sind.

Das Verhalten des dynamischen Widerstandes k_{dyn} hängt erwartungsgemäß von der Walzgeschwindigkeit und der geometrischen Form des Walzspaltes ab.

Der statischen Fließspannung überlagert sich während des Walzvorganges der dynamische Widerstand. Beide zusammen ergeben den während der Verformung wirksamen Formänderungswiderstand. Dieser wird von den Einflußgrößen beider Teilwiderstände entsprechend beeinflußt.

Alle drei Widerstände lassen sich in Abhängigkeit von der Formänderung darstellen und so in einem einzigen Schaubild vereinen. Auf diese Weise wird eine übersichtliche Gestaltung dieser Vorgänge im Walzspalt möglich.

2.4. Die dynamische Zähigkeit des Walzgutes

Nach der hydrodynamischen Walztheorie ist in der Formel für den dynamischen Walzkraftanteil auch die dynamische Zähigkeit des Walzgutes als Funktionsgröße enthalten. Daher ist es naheliegend, diesen Anteil zum Ausgangspunkt für die Bestimmung der dynamischen Zähigkeit des Walzgutes zu machen. Gemäß Gleichung (64) ist

$$P_{\text{dyn}} = 3 b_m \eta v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \Psi(\varepsilon).$$

Der dynamische Walzkraftanteil ist in der vorher beschriebenen Weise bestimmt worden. Alle anderen Größen, mit Ausnahme der Zähigkeit, sind aus den Versuchsbedingungen bekannt. Die dynamische Zähigkeit kann daher aus obiger Formel berechnet werden:

$$\eta = \frac{P_{\text{dyn}}}{3 b_m v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \Psi(\varepsilon)} \quad (73)$$

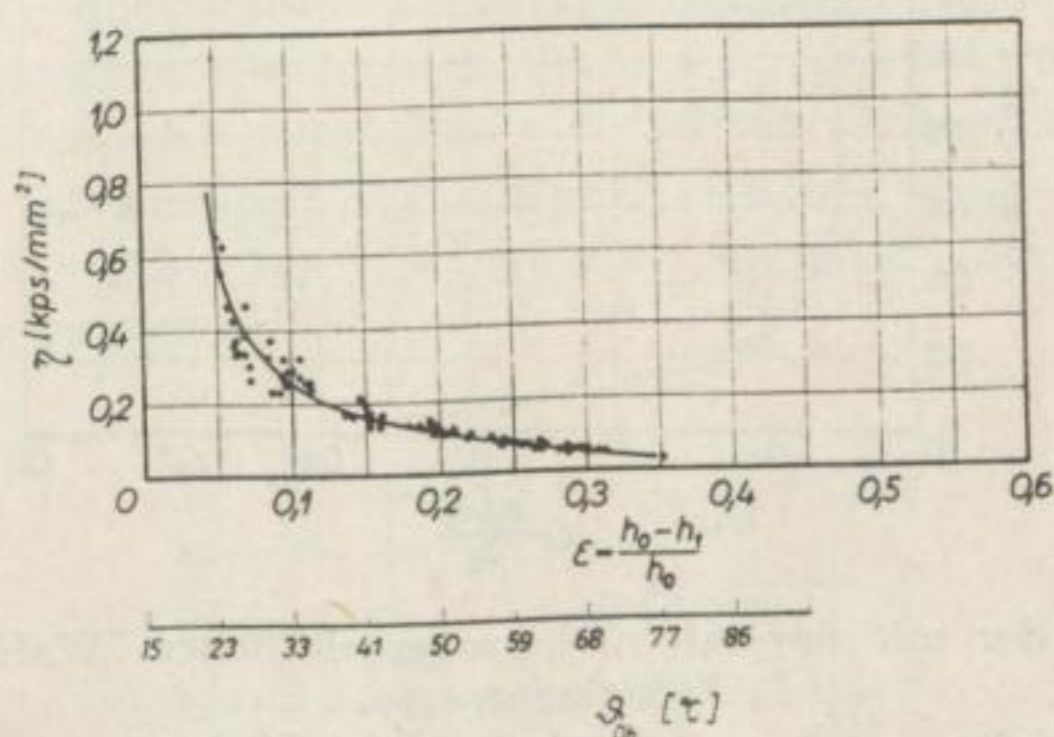


Abb. 40. Dynamische Zähigkeit des Walzgutes in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung und der gemessenen Oberflächentemperatur des Walzgutes (bei kalter Walze).

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 78,15 \text{ mm}$ $v_u = 0,506 \text{ m/s}$

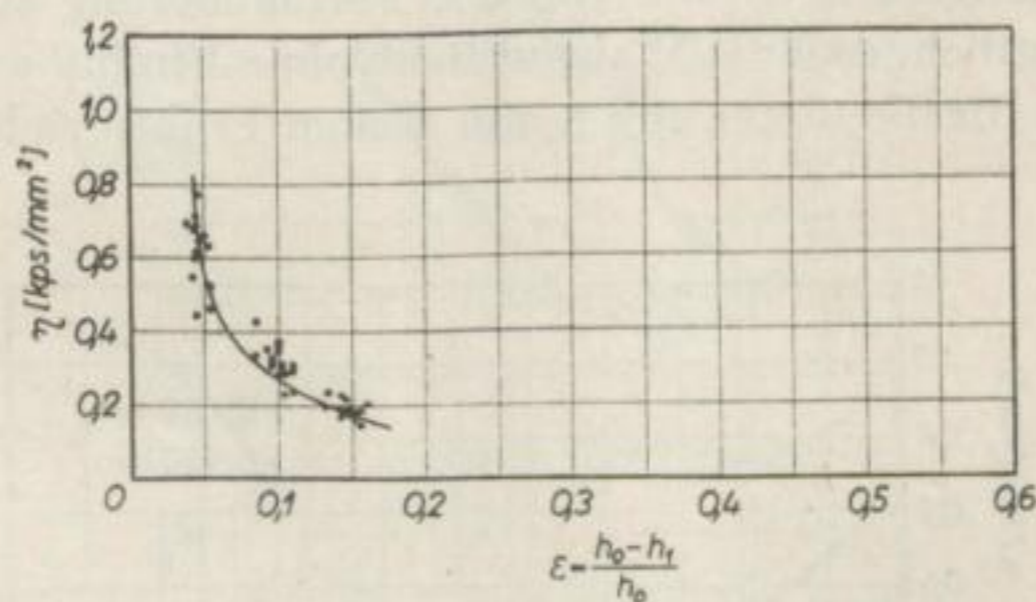


Abb. 41. Dynamische Zähigkeit des Walzgutes in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5 \text{ mm}$ $R = 87,0 \text{ mm}$ $v_u = 0,268 \text{ m/s}$

Die in diesem Sinne vorgenommene Auswertung führte zu folgenden Erkenntnissen:

Die Abbildungen 40 und 41 zeigen die Versuchsergebnisse mit Stahl (MSt3u). Trotz unterschiedlicher Walzbedingungen (verschiedene Walzendurchmesser und Walzgeschwindigkeiten) liegt eine relativ gute Übereinstimmung zwischen den Zähigkeitswerten beider Abbildungen vor. Daraus folgt, daß die dynamische

Zähigkeit zunächst nur von der Formänderung und nicht von anderen Größen abhängig ist. Die Verformung erfolgte in beiden Fällen bei Raumtemperatur ohne größere Temperaturunterschiede.

Der Einsatz grob- an Stelle feingeschliffener Walzen ergab keine Veränderung der dynamischen Zähigkeit (Abb. 42). Die Vollinie dieser Abbildung ist die Ausgleichsline der Versuchsergebnisse mit feingeschliffenen Walzen gemäß Abbildung 40.

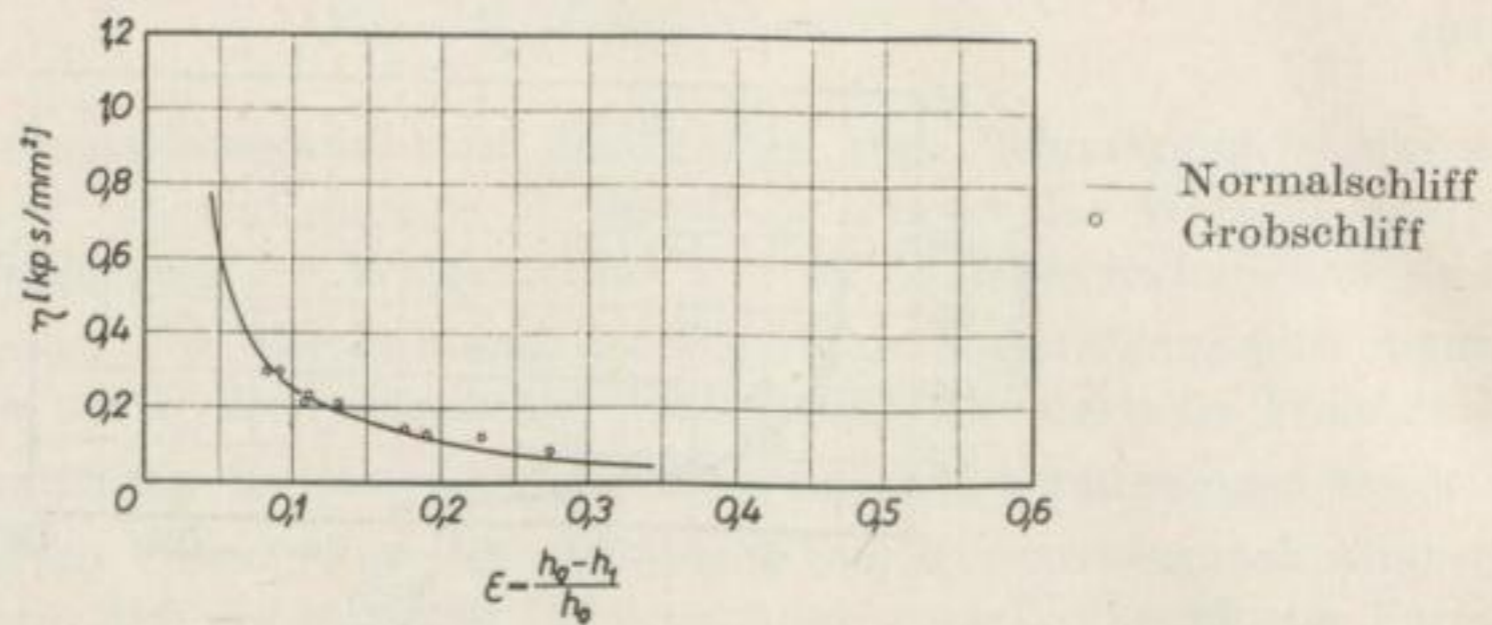


Abb. 42. Vergleich der mit normal- und grobgeschliffenem Walzenpaar ermittelten Zähigkeitswerte.

Werkstoff: MSt3u $h_0 = 2,5$ mm $R = 79,9$ mm $v_u = 0,518$ m/s

Die Ergebnisse mit Al 99,5 weich, deren Verformungsbedingungen sich nur in der Walzgutdicke unterscheiden, sind Abbildung 43 zu entnehmen. Es ist ebenfalls keine weitere Abhängigkeit als die von der Formänderung zu verzeichnen. Hier wird besonders deutlich, daß die Walzgutdicke ohne Einfluß auf die Zähigkeit ist, da die Meßpunkte für die 6 mm und 8 mm dicken Proben sich nicht voneinander unterscheiden.

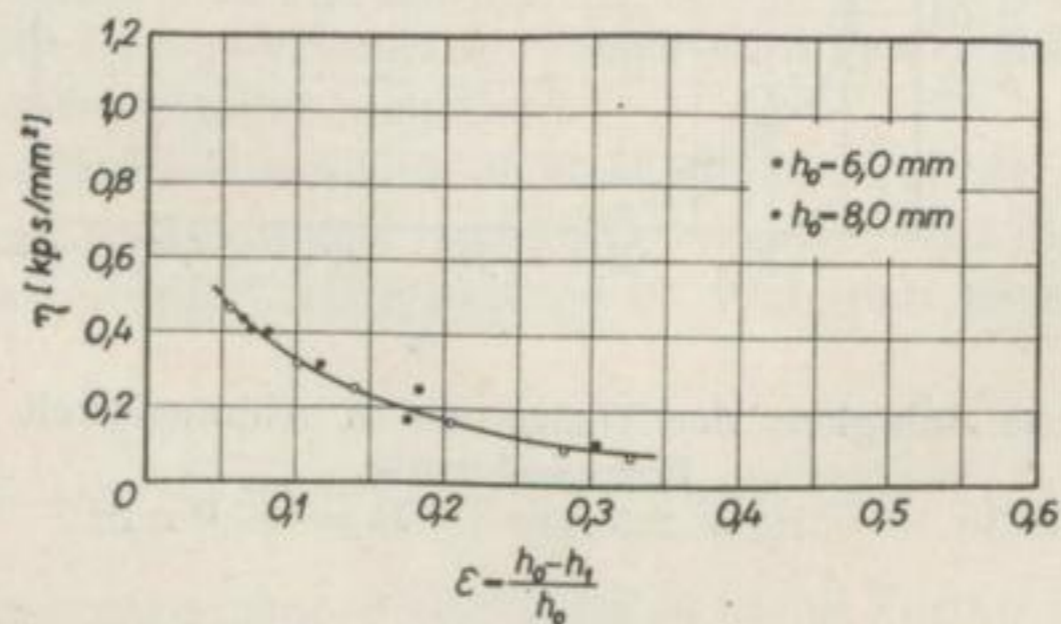


Abb. 43. Dynamische Zähigkeit des Walzgutes in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: Al 99,5 weich $R = 75,3$ mm $v_u = 0,488$ m/s

Im untersuchten Formänderungsbereich liegen die Zähigkeitswerte für Aluminium etwas höher als die für Stahl.

Insgesamt ist aus den Ergebnissen zu folgern, daß die dynamische Zähigkeit des Walzgutes beim Kaltwalzen vom Werkstoff und der Formänderung abhängt:

$$\eta_{\text{kalt}}(\text{Werkstoff}, \varepsilon)$$

Die dynamische Zähigkeit ist um so kleiner, je größer die Formänderung ist und umgekehrt.

Diese Abhängigkeit widerspricht zunächst dem uns bekannten Verhalten zäher Medien, bei dem die Temperatur neben der Art des Mediums den Zähigkeitswert bestimmt. Es muß jedoch darauf aufmerksam gemacht werden, daß es sich im vorliegenden Fall um einen Stoff handelt, der sich von den bekannten zähen Medien unterscheidet. Daher ist von vornherein mit anderen Einflußfaktoren zu rechnen.

An dieser Stelle soll kurz auf das Zähigkeitsverhalten einiger Metallschmelzen [55] verwiesen werden (Abb. 44). Wie man sieht, nimmt die dynamische Zähigkeit mit steigender Temperatur ab.

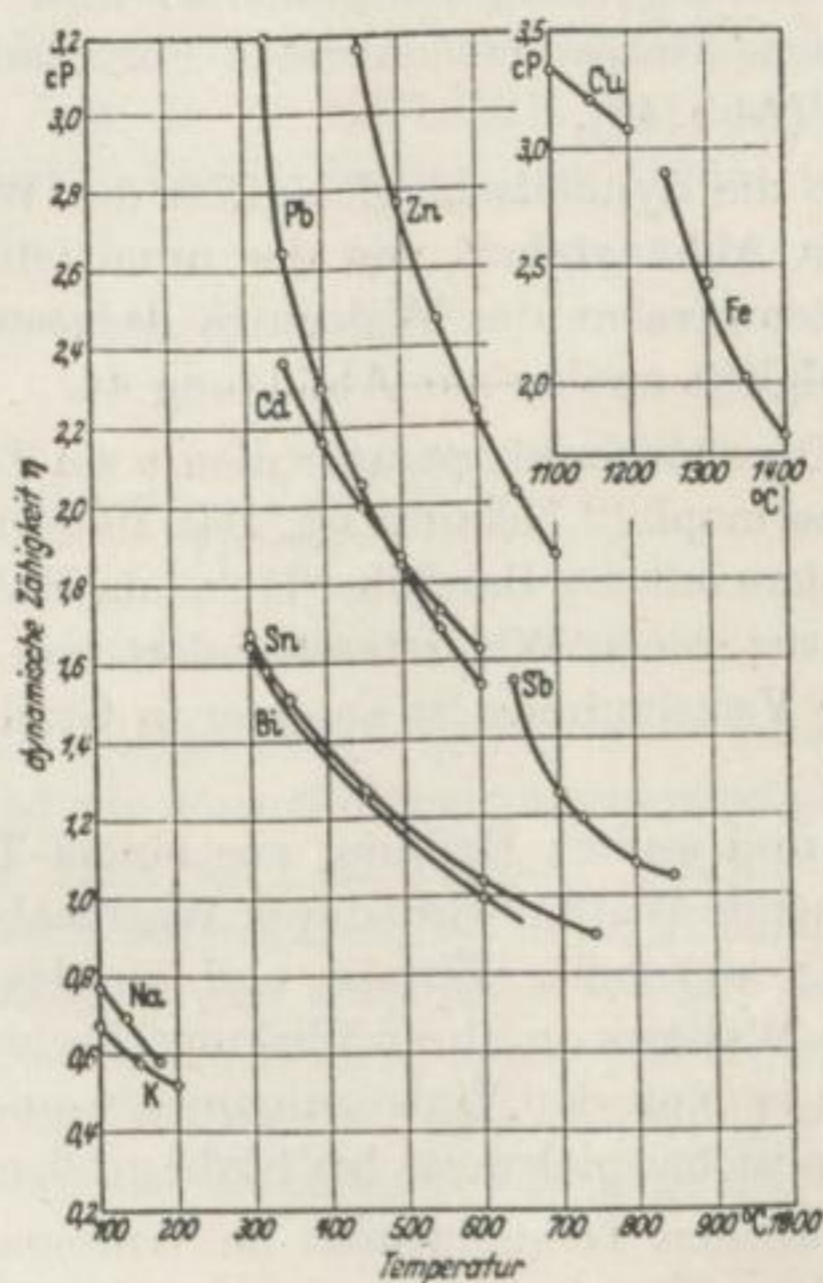


Abb. 44. Dynamische Zähigkeit einiger Metallschmelzen: Bi, Cd, Cu, Fe (Gußeisen mit 3,6% C), K, Na, Pb, Sb, Sn und Zn (n. J. D'ANS u. E. LAX [55])

Um zu ergründen, welche Ursachen für das Verhalten der dynamischen Zähigkeit bei der Kalt- und Warmformgebung verantwortlich sein könnten, soll vom NEWTONschen Ansatz ausgegangen werden:

$$\tau = \eta \frac{dv}{da} \quad (74)$$

Die dynamische Zähigkeit (auch mitunter als innere Reibung bezeichnet)

$$\eta = \tau \frac{da}{dv} \quad (75)$$

ist danach von der Schubspannung τ und dem Geschwindigkeitsgefälle dv/da senkrecht zur Strömungs-(Walz-)Richtung abhängig. Dieser Ansatz besagt ferner, daß die Zähigkeit η gleich der Schubspannung ist, die auftritt, wenn die Geschwindigkeit im Abstand von 1 mm um 1 mm/s zunimmt [56]. Die absolute oder dynamische Zähigkeit wird also ausgedrückt durch die Kraft, die nötig ist, um eine Schicht von 1 mm² Fläche mit der Geschwindigkeit 1 mm/s im Abstand 1 mm von einer Schicht gleicher Größe zu verschieben.

Die Abhängigkeit der dynamischen Zähigkeit von der Formänderung beim Kaltwalzen sagt zunächst wenig aus, da die Formänderung auf den ersten Blick doch mehr oder weniger nur als eine geometrische Größe des Walzspaltes erscheint. Wenn man aber bedenkt, daß mit steigender Formänderung die Erwärmung des Walzgutes während der Verformung zunimmt, so wird verständlich, daß in der zunächst als geometrische Größe erscheinenden Formänderung eine Temperaturfunktion verborgen ist (Abb. 40).

In Abbildung 40 ist die dynamische Zähigkeit des Walzgutes außer von der Formänderung auch in Abhängigkeit von der unmittelbar nach dem Stich gemessenen Oberflächentemperatur des Walzgutes dargestellt. Wie man sieht, ist das Verhalten der Zähigkeit analog zur Abbildung 44.

Zur Ermittlung der Oberflächentemperatur diene ein Temperaturmeßgerät, das unter dem Namen „Thermophil“ bekannt ist. Das Meßprinzip beruht darauf, daß bei Berührung des Fühlers mit der Bandoberfläche ein Halbleiter entsprechend der herrschenden Temperatur seinen Widerstand ändert und die vorher abgeglichene Brücke verstimmt. Die Verstimmung ist an einer in Grad Celsius geeichten Skala ablesbar.

Diese durch innere und äußere Reibung aus einem Teil der geleisteten Umformungsarbeit entstehende Wärme wird durch Wärmeableitung an die mit dem Walzgut in Berührung stehenden Walzen und an das außerhalb der Verformungszone befindliche Walzgut in ihrer Wirkung beeinträchtigt. Das Ausmaß der Wärmeentwicklung ist von den Walzbedingungen und vom zu verformenden Werkstoff abhängig. Sie ist beispielsweise bei Stahl größer als bei Aluminium.

Wie hoch die tatsächlichen Temperaturen im Walzspalt sind, ist nicht genau bekannt, da die örtlichen Höchsttemperaturen meßtechnisch kaum zu erfassen sind. Als sicher darf angenommen werden, daß die Temperaturen im Walzspalt höher sind als die gemessenen Temperaturen an der Bandoberfläche unmittelbar nach dem Stich.

Durch die Erwärmung des Walzgutes wird der Abgleitvorgang begünstigt, da das Wandern der Versetzungen durch die infolge der Erwärmung größere Atombeweglichkeit erleichtert wird. Eine Verbesserung des Gleitens heißt, daß die für das Abgleiten notwendige Schubspannung kleiner wird und nach dem NEWTONschen Ansatz damit die Zähigkeit sinkt.

Andererseits tritt mit größer werdender Formänderung eine Einregelung und Streckung der Kristalle in Walzrichtung ein [50]. Infolge dieser Veränderungen wird die Gleitblockierung zwischen den einzelnen Kristalliten vermindert, wodurch der Gleitwiderstand abnimmt. Scheinbar ist das ein weiterer Grund für die Verringerung der Zähigkeit mit steigender Formänderung trotz zunehmender Verfestigung.

Mit wachsender Kaltverformung gleicht die Textur des verformten Werkstoffes mehr und mehr dem eines laminar strömenden Mediums.

Das Verhalten der Zähigkeit beim Kalt- und Warmwalzen unterscheidet sich dadurch, daß die dynamische Zähigkeit beim Kaltwalzen im wesentlichen von der Formänderung und beim Warmwalzen von der Formänderungsgeschwindigkeit abhängt (vgl. Abb. 40 und 53).

Unter der Formänderungsgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ versteht man die Formänderung pro Zeiteinheit. Die Erfassung der Formänderungsgeschwindigkeit im Walzspalt ist nur unter größerem Rechenaufwand möglich [31]. Für die Berechnung der Formänderungsgeschwindigkeit werden daher Näherungsformeln verwendet, die den Mittelwert angeben. Von H. G. MÜLLER [31] wurde festgestellt, daß die Formel von R. B. SIMS [15], H. HOFF und TH. DAHL [42]

$$\dot{\varphi}_m = \frac{v_u}{l_d} \varphi \quad (76)$$

bzw.

$$\dot{\varphi}_m = \frac{v_u}{\sqrt{R \varepsilon h_0}} \cdot \ln \frac{1}{(1-\varepsilon)} \quad (77)$$

sowie die von EKELUND [6] die besten Werte ergeben.

Bei gleicher Walzenumfangsgeschwindigkeit, konstantem Walzenradius und gleicher Ausgangsdicke ist die Formänderungsgeschwindigkeit nur noch von der Formänderung abhängig. Hier wird ein gewisser Wärmeeffekt durch die Formänderung bewirkt. Die Wärmeentwicklung ist unter gleichen Walzbedingungen geringer als beim Kaltwalzen, da die spezifische Wärme mit steigender Walzguttemperatur ansteigt und die Temperaturzunahme (Wärmeentwicklung) umgekehrt proportional der spezifischen Wärme ist. Die Erwärmung wird sich in der gleichen Weise wie beim Kaltwalzen auf die inneren Vorgänge im Walzgut und damit auf die Zähigkeit auswirken.

Die Formänderungsgeschwindigkeit und die Verformungsdauer sind eng miteinander verbunden. Je größer die Formänderungsgeschwindigkeit ist, um so mehr nimmt die für die Verformung zur Verfügung stehende Zeit ab. Dieser Zeitfaktor beeinflusst seinerseits wieder die Rückbildung der Verformung (Kristallerholung, Rekristallisation usw.). Ist die zur Verfügung stehende Zeit sehr gering, so wird auch das der Verformung im Walzspalt unterliegende Walzgut nicht oder nur unvollständig eine Kristallrückbildung erfahren. Nach Austritt des Walzgutes aus dem Walzspalt ist Zeit zum vollständigen Ablauf des Rückbildungsprozesses vorhanden, so daß nach Beendigung des Walzvorganges bei genügend hoher Walz-

guttemperatur dennoch ein rekristallisiertes Gefüge vorliegen kann. Dies braucht aber keineswegs während der Verformung im Walzspalt der Fall zu sein. Bei großen Formänderungsgeschwindigkeiten ist deshalb anzunehmen, daß im Augenblick der Verformung keine vollständige Rückbildung des verformten Gefüges stattfindet. Es liegen dann im Walzspalt Verhältnisse vor, die der Kaltformgebung ähneln (Einregelung und Längsstreckung der Kristallite).

Es ist also nicht nur eine Frage der Temperatur, sondern auch der Formänderungsgeschwindigkeit, ob der Warmformgebungsbereich erreicht wird oder nicht.

Auf der anderen Seite muß bei steigender Formänderung und damit verbundener Kornlängsstreckung einer Verformung senkrecht zur Walzrichtung ein größerer Widerstand entgegengesetzt werden als bei einem Kristallhaufwerk globularen Kornes.

Besonders aus den Abbildungen 45 und 46 wird diese Gegenläufigkeit von dynamischer Zähigkeit und statischer Fließspannung ersichtlich. In dem Maße, wie die Zähigkeit abnimmt, nimmt die Verfestigung zu.

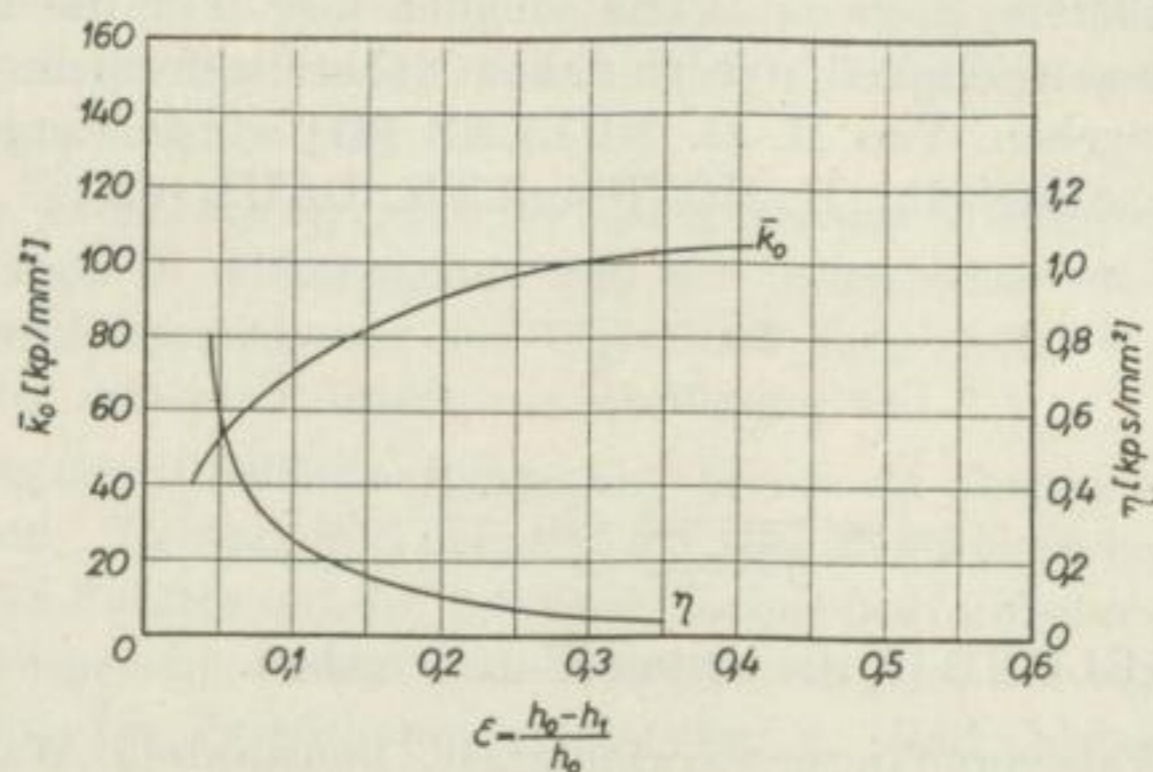


Abb. 45. Mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 und dynamische Zähigkeit des Walzgutes in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.
Werkstoff: MSt3u

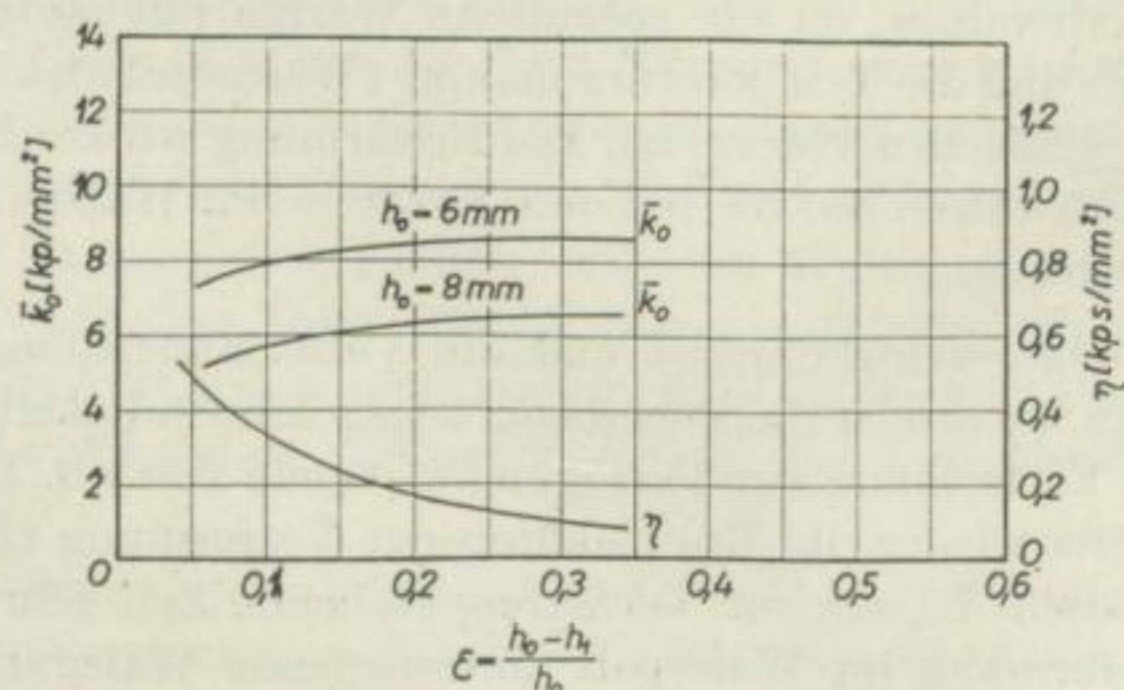


Abb. 46. Mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 und dynamische Zähigkeit des Walzgutes in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung bei verschiedenen Walzgutdicken
Werkstoff: Al 99,5 weich

2.5. Die statischen und dynamischen Kenngrößen beim Warmwalzen

Um einen Vergleich zwischen den statischen und dynamischen Kenngrößen beim Kalt- und Warmwalzen durchführen zu können, wird auf die von R. HEINIG [57] im Rahmen seiner Diplomarbeit über die hydrodynamische Walztheorie am Metallformungsinstitut der Bergakademie Freiberg durchgeführten Abbremsversuche beim Warmwalzen zurückgegriffen. Die von diesen Versuchen vorhandenen Oszillogramme werden zu diesem Zweck nach den hier in dieser Arbeit beim Kaltwalzen bereits genannten Gesichtspunkten neu ausgewertet.

Als Walzgut war ein Kohlenstoffstahl verwendet worden mit einer Brinellhärte $HB = 171,3 \text{ kp/mm}^2$, einer Zugfestigkeit $\sigma_{zB} = 60 \text{ kp/mm}^2$ und folgender chemischer Zusammensetzung:

0,34% C; 0,28% Si; 0,56% Mn; 0,055% P; 0,031% S; 0,14% Cr; 0,03% Ni.

Die für diese Versuche zur Verfügung stehenden 80er Knüppel wurden spanabhebend bearbeitet und anschließend zu Proben mit verschiedenen Ausgangsdicken h_0 im Abmessungsbereich von 23,8 bis 73,7 mm vorgewalzt. Die Erwärmung des Walzgutes geschah in einem elektrisch beheizten Muffelofen.

Auf dem Versuchswalzwerk des Metallformungsinstituts der Bergakademie Freiberg (s. Stahl und Eisen (1930) S. 475—77) erfolgte die Durchführung der Walzversuche bei einer mittleren Walztemperatur $\vartheta_m = 1130 \text{ }^\circ\text{C}$ und einer Walzenumfangsgeschwindigkeit von 0,529 m/s. In das als Duo eingerichtete Walzgerüst waren Walzen von 357,0 mm Durchmesser mit glatten Bahnen eingebaut.

Die Höhen und Breiten der Proben vor und nach dem Stich wurden mit der Schublehre und die Temperatur des Walzgutes mit einem Strahlungspyrometer gemessen. Zur Druckmessung dienten piezoelektrische Kraftmeßdosen, während das Drehmoment auf induktivem Wege [58] ermittelt wurde. Für die Drehzahlmessung wurde die in einem Gleichstromgenerator induzierte Spannung benutzt, der an die Welle des Antriebsmotors gekuppelt und mit konstanter Spannung erregt war. Für das damalige Vorhaben wurden darüber hinaus noch die Leistung und der abgewinkelte Walzenumfang registriert. Zur Aufzeichnung dieser Meßwerte diente ein Sechs- und ein Vierschleifenoszillograph.

Von all diesen Größen werden nur die Walzkräfte (Gesamtwalzkraft und statischer Anteil) und die Drehzahl ausgewertet. Für die Gesamtwalzkraft werden dabei die Werte zugrunde gelegt, die vor der Unterbrechung des Walzvorganges registriert worden sind, da das Walzgut während der kurzzeitigen Unterbrechung etwas abkühlt und die Größe der Walzkraft beeinflußt.

Bei der Versuchsdurchführung ging man so vor, daß die mit der entsprechenden Drehzahl umlaufenden Walzen während des Walzvorganges rasch auf Null verzögert und unmittelbar danach wieder auf Versuchsdrehzahl beschleunigt wurden, um den Walzvorgang zu vollenden. Entsprechende Maßnahmen, die in der Kürze der Zeit die Walzendrehzahl Null garantierten, waren vorgesehen.

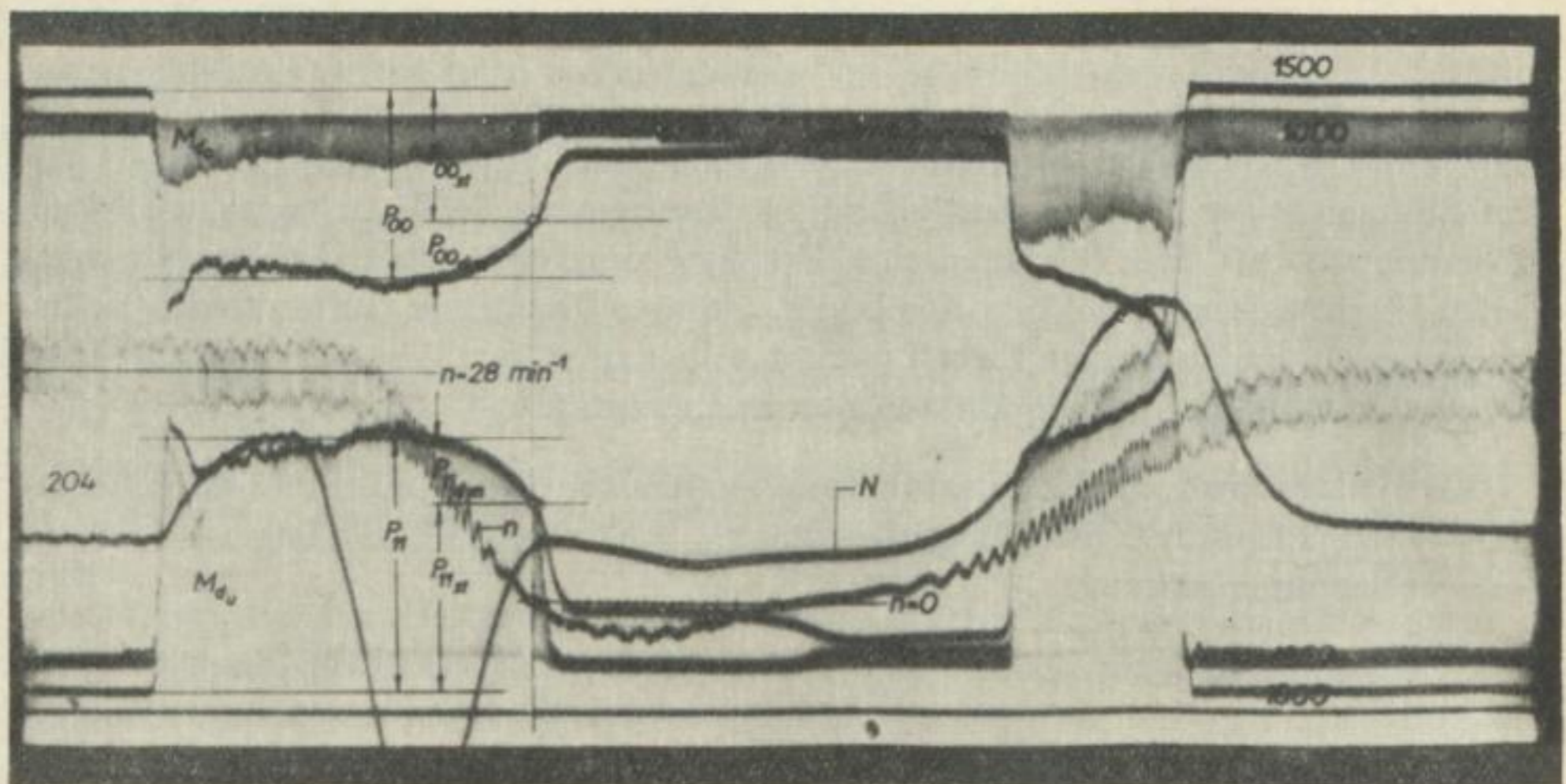


Abb. 47. Oszillogramm eines Warmwalzversuches bei kurzzeitig unterbrochenem Walzvorgang ($n = 0$).

Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34 % C
 Walztemperatur: 1130 °C Formänderung ϵ : 0,11
 Walzenumfangsgeschwindigkeit v_u : 0,529 m/s

R. HEINIG [57] versuchte auf verschiedenen Wegen, die Kennwerte — k_0 und η — der hydrodynamischen Walztheorie zu ermitteln; sie führten jedoch zu keiner allgemein befriedigenden Lösung.

Abb. 47 zeigt das Oszillogramm eines Warmwalzversuches und die Art der jetzigen Auswertung. Die bei der Walzendrehzahl Null verbleibende Kraft entspricht wiederum dem statischen Anteil, während die Gesamtwalkraft die Kraft bei normal verlaufendem Walzvorgang, d. h. bei der entsprechenden Versuchsdrehzahl, ist. Aus der Differenz dieser beiden Kräfte läßt sich wie beim Kaltwalzen der dynamische Anteil berechnen.

Die Auswertung erfolgte in der gleichen Weise wie beim Kaltwalzen und auch die hierfür verwendeten Formeln sind grundsätzlich dieselben (vgl. Tab. 4). Im Bereich der Warmformgebung kann die Walzenabplattung unberücksichtigt bleiben. Daher ist $R' = R$. Als zusätzliche Einflußgröße tritt beim Warmwalzen die Walztemperatur auf.

Für die Beurteilung der Walkräfte, des Formänderungswiderstandes und des dynamischen Widerstandes werden nur die mit den Walzgutdicken $h_0 = 31,7 \text{ mm}$ erzielten Ergebnisse benutzt, um von gleichen geometrischen Verhältnissen ausgehen zu können.

In Abb. 48 ist die Gesamtwalkraft und der statische Walkraftanteil in Abhängigkeit von der Formänderung dargestellt. Der Walzenradius, die Walzgutdicke h_0 , die Walzenumfangsgeschwindigkeit und die mittlere Walzguttemperatur blieben während dieser Versuchsserie gleich. Das Verhalten des dynamischen Anteiles wird besonders in Abb. 49 zum Ausdruck gebracht.

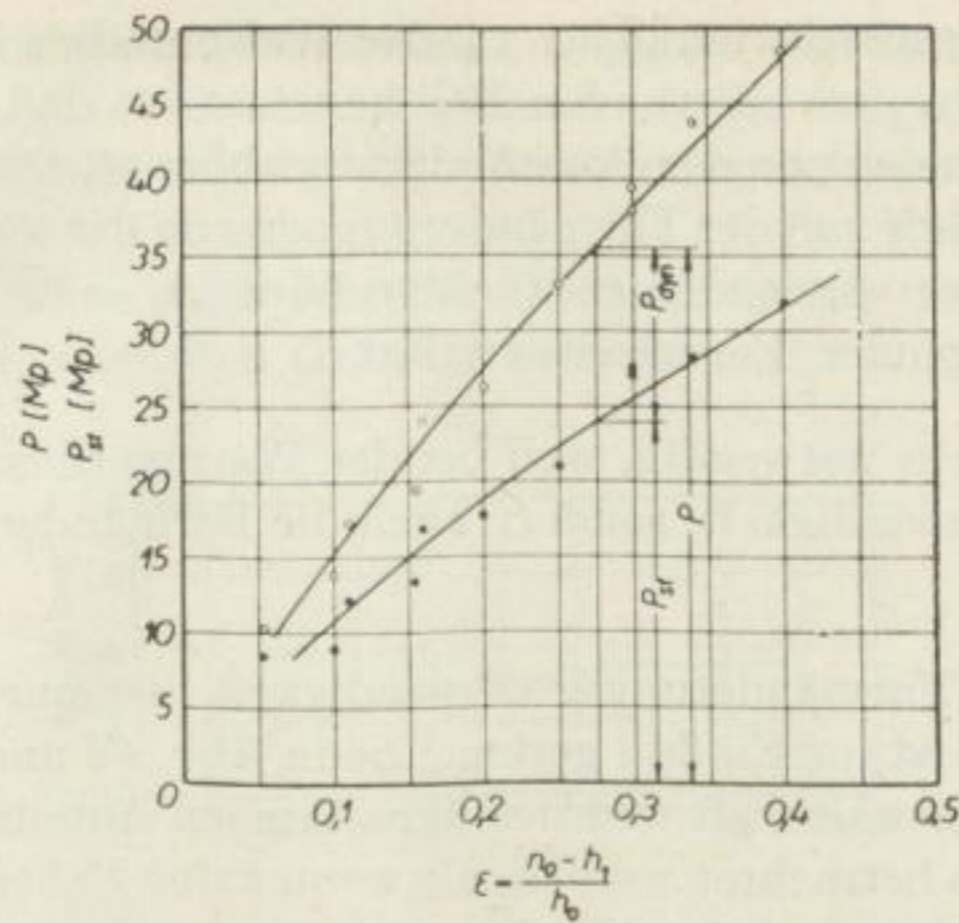


Abb. 48. Walzkraft P und statischer Anteil P_{st} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34% C

$h_0 = 31,7 \text{ mm}$ $R = 178,5 \text{ mm}$ $v_u = 0,529 \text{ m/s}$ $\vartheta_m = 1130 \text{ }^\circ\text{C}$

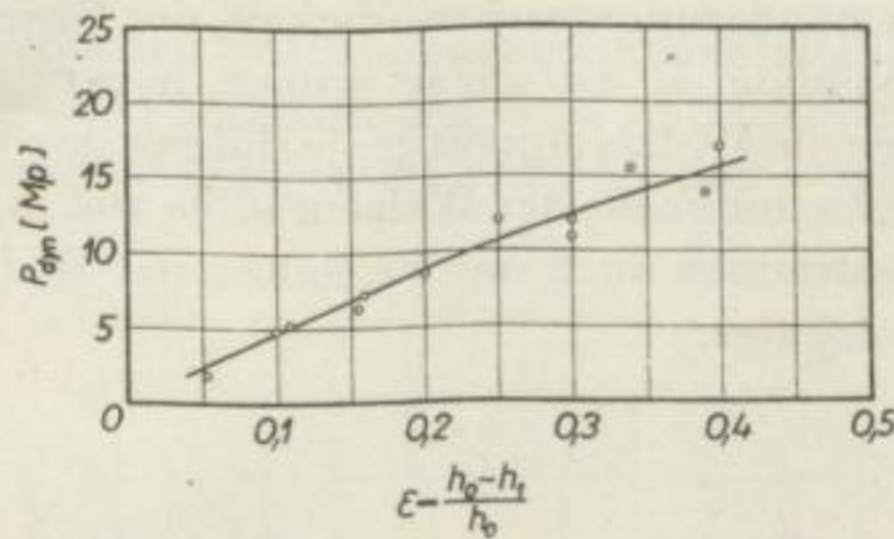


Abb. 49. Dynamischer Walzkraftanteil P_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34% C

$h_0 = 31,7 \text{ mm}$ $R = 178,5 \text{ mm}$ $v_u = 0,529 \text{ m/s}$ $\vartheta_m = 1130 \text{ }^\circ\text{C}$

Die Gesamtwalzkraft, der statische und dynamische Anteil nehmen mit steigender Formänderung zu. Bei der Gesamtwalzkraft und dem dynamischen Anteil ist jedoch noch zu berücksichtigen, daß gleichzeitig auch die Formänderungsgeschwindigkeit trotz gleichbleibender Walzenumfangsgeschwindigkeit wächst, da die mittlere Formänderungsgeschwindigkeit gemäß Gleichung (76) auch von der Formänderung abhängig ist.

Zum besseren Verständnis des Gesagten ist es richtiger, diese Gleichung in ihrer Formulierung den Walzbedingungen anzupassen :

$$\dot{\varphi}_m = \frac{v_u}{\sqrt{R \epsilon h_0}} \cdot \ln \frac{1}{(1 - \epsilon)} \quad (77)$$

Die Walzenumfangsgeschwindigkeit v_u , der Walzenradius R und auch die Ausgangsdicke h_0 bleiben im vorliegenden Fall konstant, so daß die Formänderungsgeschwindigkeit nur noch von der Formänderung abhängt. Da die Formänderungsgeschwindigkeit stärker von der Formänderung als von der auch mit zunehmender Formänderung größer werdenden gedrückten Länge $l_d = \sqrt{R \varepsilon h_0}$ bestimmt wird, nimmt sie mit steigender Formänderung zu.

Diese Erklärung war notwendig, weil bei der Warmverformung nicht allein die Walzenumfangsgeschwindigkeit, sondern auch die Formänderungsgeschwindigkeit maßgebend ist.

Da die Größe der Formänderungsgeschwindigkeit hier nur von der Formänderung bestimmt wird, ist ihr Einfluß gering. Die in Abb. 48 und 49 dargestellte Abhängigkeit der Gesamtwalkraft und des dynamischen Anteils von der Formänderung kann deshalb so betrachtet werden, als wenn keine Nebeneinflüsse vorhanden sind. Für den statischen Anteil trifft dies von vornherein zu.

Das Verhältnis des statischen und dynamischen Anteils zur Gesamtwalkraft hängt wiederum von den Walzbedingungen ab.

Der Formänderungswiderstand beim Warmwalzen ist bekanntlich von der Walztemperatur, der Formänderungsgeschwindigkeit, der Geometrie des Walzspaltes und dem Werkstoff abhängig. Er ist um so größer, je geringer die Plastizität des Werkstoffes, je niedriger die Walztemperatur, je dünner das Walzgut und je größer die Formänderungsgeschwindigkeit, der Walzenradius und die Formänderung sind. Diese Einflußgrößen bestimmen auch das Verhalten der Walkraft. Hinzu kommt noch die Breite des Walzgutes.

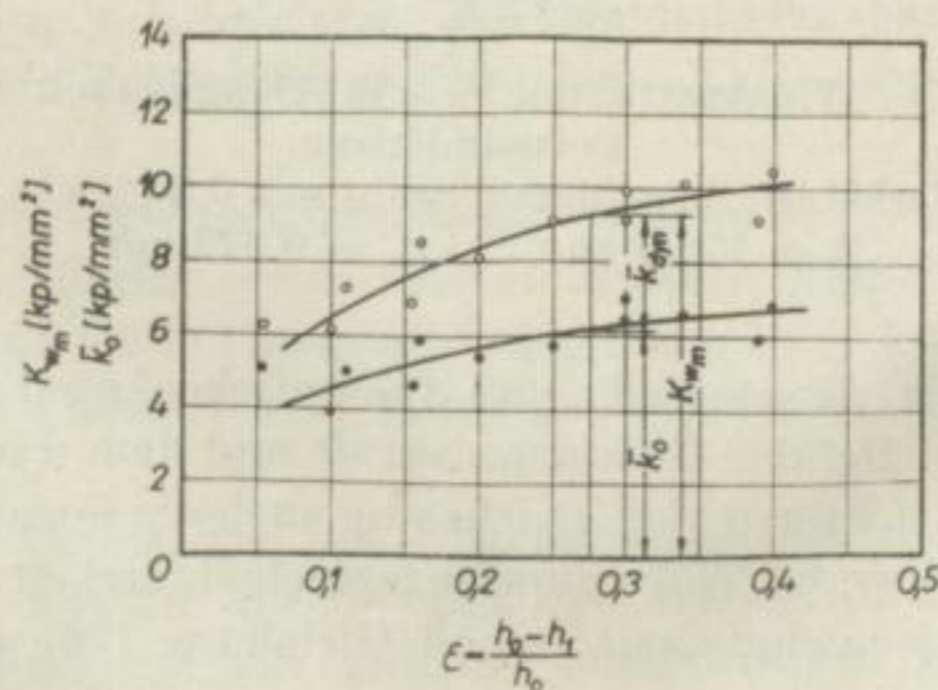


Abb. 50. Mittlerer Formänderungswiderstand K_{wm} und mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34% C

$h_0 = 31,7 \text{ mm}$ $R = 178,5 \text{ mm}$ $v_u = 0,529 \text{ m/s}$ $\theta_m = 1130 \text{ }^\circ\text{C}$

Abb. 50 zeigt die Versuchsergebnisse des Formänderungswiderstandes. So wie die Walzkraft nimmt der Formänderungswiderstand mit steigender Formänderung bei gleichzeitiger Vergrößerung der Formänderungsgeschwindigkeit zu. Dasselbe gilt für den dynamischen Widerstand gemäß Abb. 51. Der Einfluß der Formänderungsgeschwindigkeit kann auch hier für die Betrachtung der dargestellten Verhältnisse aus den obengenannten Gründen unberücksichtigt bleiben.

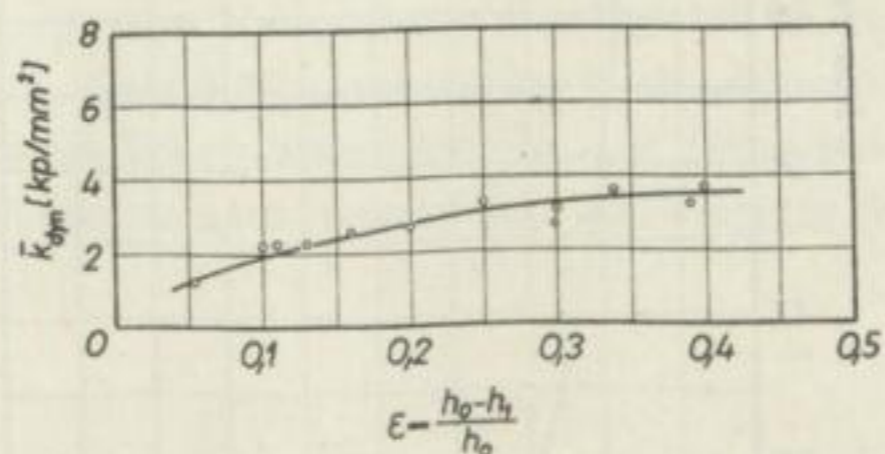


Abb. 51. Mittlerer dynamischer Widerstand \bar{k}_{dyn} in Abhängigkeit von der bezogenen Formänderung.

Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34% C

$h_0 = 31,7 \text{ mm}$ $R = 178,5 \text{ mm}$ $v_u = 0,529 \text{ m/s}$ $\vartheta_m = 1130 \text{ }^\circ\text{C}$

Das Verhalten der statischen Fließspannung ist ebenfalls aus Abb. 50 ersichtlich. Der Anstieg der statischen Fließspannung wird mit zunehmender Formänderung flacher. Die Verformungsbedingungen sind hier so, daß keine Nebeneinflüsse wirksam sind.

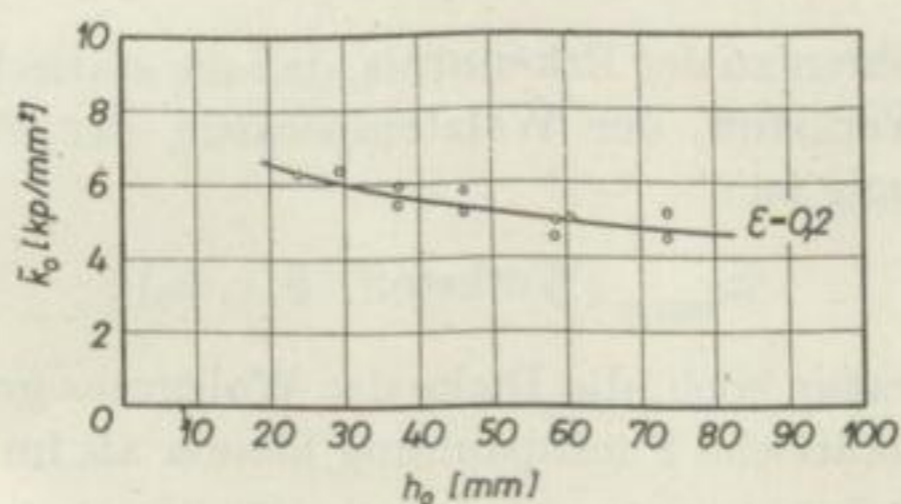


Abb. 52. Mittlere statische Fließspannung \bar{k}_0 in Abhängigkeit von der Ausgangsdicke h_0 bei gleichbleibender Formänderung ε .

Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34% C $\vartheta_m = 1130 \text{ }^\circ\text{C}$

Aus Abb. 52 wird die beim Kaltwalzen bereits neben der Formänderung festgestellte Abhängigkeit von der Walzgutdicke deutlich. Danach wird die statische Fließspannung bei gleichbleibender Formänderung mit Vergrößerung der Walzgutdicke kleiner. Gleichzeitig ist zu entnehmen, daß der Kurvenverlauf mit zunehmender Walzgutdicke abflacht, das heißt also, daß der Dickeneinfluß auf die statische Fließspannung bei dickem Walzgut geringer ist als bei dünnem.

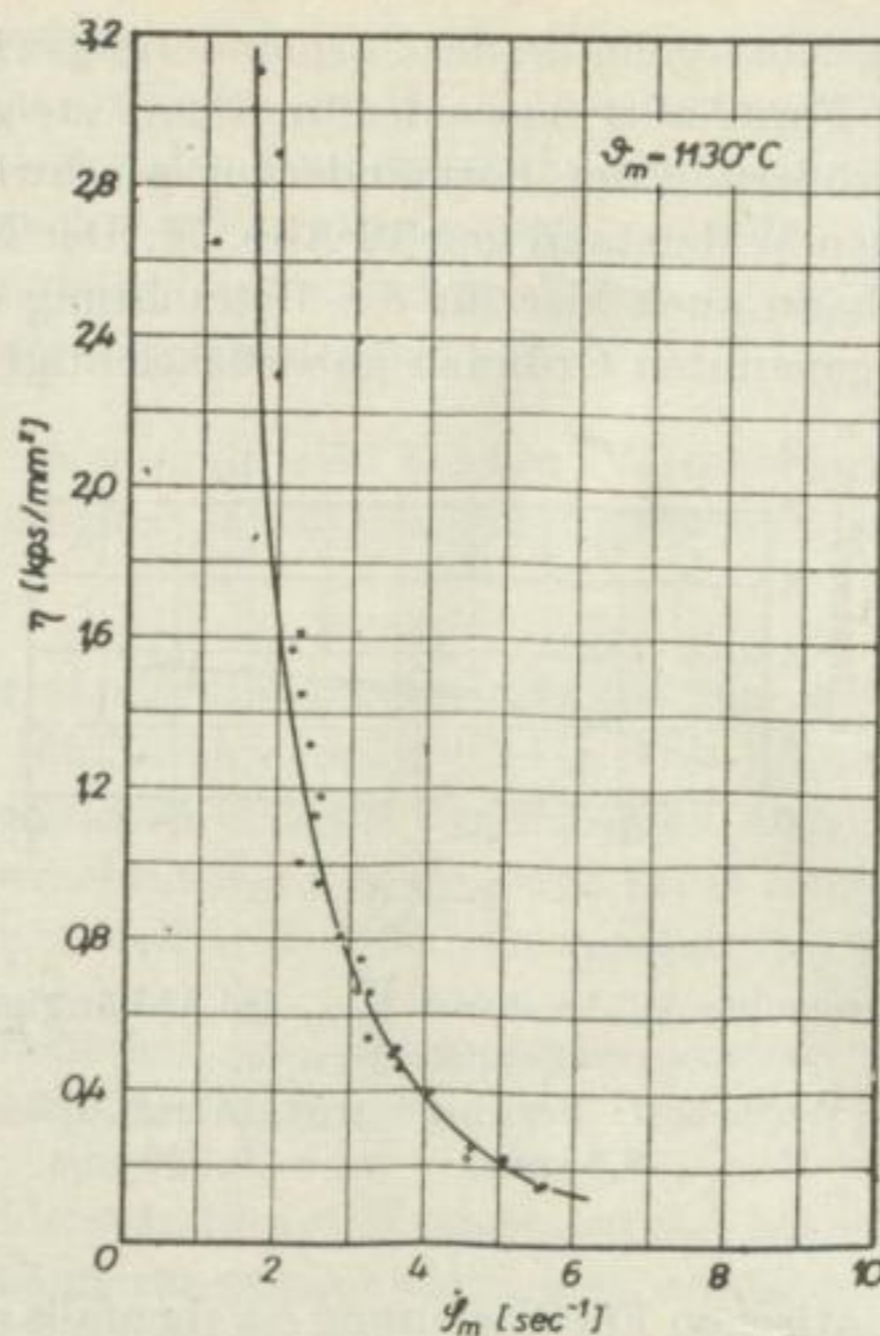


Abb. 53. Dynamische Zähigkeit des Walzgutes in Abhängigkeit von der mittleren Formänderungsgeschwindigkeit \dot{g}_m .
 Werkstoff: beruhigter Stahl mit 0,34% C
 $v_u = 0,529$ m/s $\vartheta_m = 1130$ °C

Diese Ergebnisse führen zu der Erkenntnis, daß die statische Fließspannung beim Warmwalzen vom Werkstoff, der Walztemperatur, der Formänderung und der Ausgangsdicke abhängig ist:

$$k_{0,\text{warm}} (\text{Werkstoff}, \vartheta, \varepsilon, h_0).$$

Ist die Walztemperatur hoch, die Dicke des Walzgutes groß und die Formänderung klein, so ist die statische Fließspannung kleiner als im umgekehrten Fall.

Abb. 53 zeigt die Ergebnisse der in analoger Weise wie beim Kaltwalzen ermittelten dynamischen Zähigkeit des Walzgutes. Entgegen den bisherigen Betrachtungen, die sich nur auf die mit den Walzgutdicken $h_0 = 31,7$ mm erzielten Meßergebnisse beschränkten, sind hier sämtliche Zähigkeitswerte, die mit den oben genannten Walzgutdicken erreicht wurden, dargestellt.

Im Gegensatz zur Kaltverformung wird die dynamische Zähigkeit bei der Warmverformung nicht von der Formänderung, sondern im wesentlichen von der Formänderungsgeschwindigkeit beeinflusst. So wie beim Kaltwalzen wird auch der Werkstoff eine Rolle spielen. Die dynamische Zähigkeit des Walzgutes wird daher beim Warmwalzen außer von der Walztemperatur von diesen beiden Größen bestimmt:

$$\eta_{\text{warm}} (\text{Werkstoff}, \dot{\varphi}, \vartheta).$$

Mit steigender Formänderungsgeschwindigkeit nimmt die Zähigkeit ab. Es wurde bereits weiter vorn versucht, eine Erklärung hierfür zu finden.

Die bei den Kaltwalzversuchen gemachte Feststellung, daß die dynamische Zähigkeit des Walzgutes unabhängig von der Walzgutdicke h_0 ist, wird durch die Warmwalzversuche bekräftigt.

Diese Untersuchungen haben gezeigt, daß es auch beim Warmwalzen nach der in dieser Arbeit durchgeführten Ermittlung möglich ist, die walztechnischen Kenngrößen entsprechend den Gesichtspunkten der hydrodynamischen Walztheorie zu bestimmen. Natürlich sind Warmwalzversuche auf Grund der schwer zu erfassenden wirklichen Walzguttemperatur wesentlich schwieriger durchführbar als Kaltwalzversuche.

3. Schlußfolgerungen

Um eine plastische Formänderung des Werkstoffes durch Walzen zu erzielen, ist es also notwendig, den statischen und dynamischen Widerstand zu überwinden. Beide zusammen ergeben den während der Verformung wirksamen Formänderungswiderstand

$$K_w = k_0 + k_{\text{dyn}}, \quad (67)$$

der von den Einflußfaktoren beider Teilwiderstände bestimmt wird.

Die drei Größen lassen sich in Abhängigkeit von der Formänderung in einem Schaubild vereinen. Dadurch wird es möglich, die Vorgänge im Walzspalt übersichtlich zu gestalten. Sowohl der Formänderungswiderstand als auch die statische Fließspannung sind unter Walzbedingungen ermittelt worden. Daher steht diese Darstellung im vollen Einklang zu den Beanspruchungsverhältnissen beim Walzen.

Solche Diagramme werden oft zur Deutung des Walzvorganges herangezogen, wobei die Formänderungsfestigkeit aus Stauchversuchen und der mittlere Formänderungswiderstand aus Walzversuchen ermittelt wurden. Dieser Umstand muß entsprechend berücksichtigt werden.

Die Versuchsergebnisse haben gezeigt, daß die plastischen Formänderungseigenschaften eines Werkstoffes vom Spannungszustand, der Verformungsgeschwindigkeit und der Verformungstemperatur abhängen.

Der vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie gegebene Hinweis, daß die von ihm benutzte Fließspannung k_0 nicht mit der im Schrifttum verwendeten Formänderungsfestigkeit k_f zu identifizieren ist, hat sich bestätigt. Dies wird besonders bei der Warmformgebung deutlich, da bei den aus Warmstauchversuchen ermittelten Formänderungsfestigkeitswerten auch die Formänderungsgeschwindigkeit als Einflußgröße erscheint. Dieser Geschwindigkeitseinfluß kommt hier in der dynamischen Zähigkeit zum Ausdruck.

Aus den Ergebnissen ist ferner ersichtlich, daß die von A. KNESCHKE an seine Theorie gestellten Forderungen technisch erfüllbar sind.

Für die praktische Anwendung der Rechenverfahren, die auf dem KÁRMÁN-schen Grundgedanken fußen, ist die Kenntnis des Reibungsbeiwertes und der Formänderungsfestigkeit notwendig.

Zur Ermittlung dieser Formänderungsfestigkeitswerte bedient man sich meist des einachsigen Stauchversuchs. Immer wieder wird mit Recht im Fachschriftum darauf hingewiesen, daß beim Walzen andere Beanspruchungsverhältnisse vorliegen. Um der tatsächlichen Spannungsverteilung besser gerecht zu werden, werden mit Hilfe der Spannungshypothesen diese Werte auf analytischem Wege in den ebenen Spannungszustand übergeführt.

Der Reibungsbeiwert wird mitunter aus einer einfachen Umrechnung der Walzkraftbeziehung bestimmt. Andererseits besteht die Möglichkeit, diesen versuchsmäßig unter gewissen Voraussetzungen zu ermitteln. Eine genaue unabhängige Bestimmung des Reibungsbeiwertes ist bisher noch nicht bekannt [59].

Sowohl beim Kalt- als auch beim Warmwalzen ist die Walzkraft von der Walzgeschwindigkeit abhängig. Dieser Geschwindigkeitseinfluß ist in den Formeln meist nicht erfaßt. Beim Kaltwalzen ist es der Reibungsbeiwert μ und beim Warmwalzen die Formänderungsfestigkeit k_f , die als geschwindigkeitsabhängige Größen in die Walzkraftformeln eingesetzt werden. Dabei darf nicht übersehen werden, daß damit der Geschwindigkeitseinfluß beim Warmwalzen durch die gleiche Abhängigkeit ausgedrückt wird, wie sie experimentell bei der Ermittlung der Formänderungsfestigkeit durch Stauchen gefunden wird.

All dies berechtigt zu der Hoffnung, daß der vorgeschlagene Weg zur Bestimmung der für den praktischen Gebrauch der hydrodynamischen Walztheorie notwendigen walztechnischen Kennwerte vielleicht dazu beitragen wird, den wirklichen Verhältnissen noch besser nahezukommen. Das Verfahren bietet den unverkennbaren Vorteil, daß die versuchsmäßige Erfassung dieser Größen nur unter Walzbedingungen geschieht.

Eine weitgehende quantitative Übereinstimmung von Vorausberechnung und Praxis ist von wirtschaftlichem Nutzen. So kann der Stichplan so bestimmt werden, daß die tatsächliche Walzleistung erreicht wird. Andererseits können Fehlinvestitionen vermieden werden, wenn es gelingt, das Walzprogramm von vornherein richtig festzulegen. Deswegen besteht immer wieder das Bestreben, dieses Ziel so gut als möglich zu erreichen.

Die gewonnenen Ergebnisse sind aber nicht nur für die Berechnung der Walzkraft von Bedeutung, sondern sie zeigen auch, wie sich die statischen und dynamischen Kräfte auswirken und welche Schlüsse Betriebsmann und Konstrukteur daraus zu ziehen haben. Sie ermöglichen ferner die Deutung des Walzvorganges nach ganz neuen Gesichtspunkten. So zeigt sich beispielsweise, daß Dickenabweichungen innerhalb eines Bandes, die auf Geschwindigkeitsänderungen zurückzuführen sind, nur dem dynamischen Anteil zuzusprechen sind, da der statische Anteil unabhängig von der Geschwindigkeit ist. Der dynamische Anteil ist bei Kenntnis der dynamischen Zähigkeit des Walzgutes auf Grund der vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie abgeleiteten Formel mathematisch gut erfaßbar und kann so zur Klärung dieser Verhältnisse beitragen.

Der in dieser Arbeit gewiesene Weg zur Ermittlung der walztechnischen Kenngrößen ist ohne besondere Versuchseinrichtung durchführbar. Für diesen Zweck eignet sich praktisch jedes Walzwerk. Dabei ist es unwichtig, ob das Walzwerk eine Unterbrechung des Walzvorganges in kürzester Zeit ermöglicht oder nicht. Ist eine derartige kurzzeitige Unterbrechung des Walzvorganges aus konstruktiven Gründen nicht möglich, so muß die Gesamtwalzkraft und die statische Kraft nicht an einem einzigen Probestab, sondern getrennt an zwei Proben gleichen Werkstoffes vom gleichen Zustand und gleicher Abmessung gemessen werden. Um die statische

Kraft auf diese Weise zu bestimmen, ist es notwendig, den Antrieb des Walzwerkes jeweils vor Beginn des Versuchs abzuschalten und die Probe bei auslaufenden Walzen anzustechen. Damit wird erreicht, daß die Probe zwischen den Walzen zur Ruhe kommt.

Auch auf diese Weise ist es mit geringstem Aufwand möglich, für jeden Werkstoff und jede Abmessung die erforderlichen Kennwerte zu bestimmen.

Die Trennung der statischen und dynamischen Kräfte und ihre meßtechnische Erfassung wie beim Walzen läßt sich in analoger Weise auch auf Formgebungsverfahren, wie beispielsweise das Stangen-, Draht- und Rohrziehen, übertragen.

Auch andere Walzkraftformeln setzen sich, so wie das in der hydrodynamischen Walztheorie geschieht, aus einem statischen und dynamischen Anteil zusammen. Besonders durch die empirische Formel von A. GELEJI [23]

$$P = k_f(\vartheta, \text{Werkstoff}) l_d b_m \left(1 + C \mu \frac{l_d}{h_m} \sqrt[4]{v_u} \right) \quad (78)$$

bzw.

$$P = k_f(\vartheta, \text{Werkstoff}) l_d b_m + k_f l_d b_m C \mu \frac{l_d}{h_m} \sqrt[4]{v_u} \quad (79)$$

wird der Einfluß der Walzgeschwindigkeit im dynamischen Anteil deutlich.

In der gleichen Weise kann die Formel (10) von D. R. BLAND und H. FORD [10] umgeformt werden:

$$P = k_{f_m} l_d b_m + k_{f_m} l_d b_m \left(f_1 \left(\mu \sqrt{\frac{R'}{h_1}}, \varepsilon \right) - 1 \right). \quad (80)$$

Hierin ist im dynamischen Anteil zunächst keine direkte Abhängigkeit von der Geschwindigkeit zu erkennen. Diese Abhängigkeit ist jedoch im Reibungsbeiwert μ verborgen.

Die statischen Anteile entsprechen grundsätzlich in ihrem Aufbau dem, wie er vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie formuliert wurde (vgl. Gleichung (42)).

Im Widerspruch zu diesen Betrachtungen steht die Walzkraftformel (15) von R. B. SIMS [15]

$$P = k_{f_m} l_d b_m + k_{f_m} l_d b_m \left(Q_P \left(\frac{R'}{h_1}, \varepsilon \right) - 1 \right), \quad (81)$$

die sich zwar in ihrer Formulierung nicht grundsätzlich von den anderen unterscheidet; in Anbetracht der Tatsache aber, daß die Formänderungsfestigkeit k_f bei der Warmverformung u. a. von der Formänderungsgeschwindigkeit abhängt, kann nicht mehr von einem statischen und dynamischen Anteil gesprochen werden.

4. Zusammenfassung

Nach der hydrodynamischen Walztheorie wird die Walzkraft in einen statischen Anteil P_{st} und einen dynamischen Anteil P_{dyn} zerlegt:

$$P = P_{st} + P_{dyn} \quad (61)$$

Die versuchsmäßige Erfassung dieser Anteile wird dadurch erreicht, daß die Kräfte an einem Walzstab bei normal verlaufendem Walzvorgang und kurzzeitiger Unterbrechung gemessen werden. Der statische Anteil entspricht dabei der bei unterbrochenem Walzvorgang zurückbleibenden Restkraft. Aus dem Walzkraftunterschied der bei normal verlaufendem und unterbrochenem Walzvorgang gemessenen Kräfte kann der dynamische Anteil ermittelt werden. Durch den praktischen Versuch wird damit bewiesen, daß eine solche Zerlegung der Walzkraft berechtigt ist.

Der statische Anteil ist die Summe der Spannungen über der gedrückten Fläche, unter denen sich das Walzgut bei unterbrochenem Walzvorgang, d. h. bei der Walzgeschwindigkeit Null, befindet. Diesem Anteil überlagert sich im Augenblick der Bewegung ein dynamischer, der zur Überwindung der inneren und äußeren Widerstände während des Walzvorganges notwendig ist.

Aus den aufgenommenen Oszillogrammen ist der Kraftverlauf derartig unterbrochener Walzvorgänge zu entnehmen.

Ausgehend von diesen beiden Walzkraftanteilen, ist es möglich, mit Hilfe der in der hydrodynamischen Walztheorie aufgestellten Formeln die statische Fließspannung und die dynamische Zähigkeit des Walzgutes zu bestimmen. Für die statische Fließspannung gilt nämlich

$$\bar{k}_0 = \frac{P_{st}}{l_{dst} \cdot b_m} \quad (69)$$

und für die dynamische Zähigkeit des Walzgutes

$$\eta = \frac{P_{dyn}}{3 b_m v_u \left[1 + \frac{R}{h_0} \cdot \frac{2}{(1 - \varepsilon)} \right] \Psi(\varepsilon)} \quad (73)$$

Dieses Ermittlungsverfahren ist sowohl für das Kalt- als auch für das Warmwalzen anwendbar.

An Hand einiger der in diesem Sinne durchgeführten grundlegenden Walzversuche mit Stahl und Aluminium konnten für bestimmte Walzbedingungen die Einflußfaktoren des statischen und dynamischen Anteils festgestellt und die Abhängigkeiten der beiden Kennwerte — die statische Fließspannung k_0 und die dynamische

Zähigkeit η — von den Walzparametern ermittelt werden. Danach ist die statische Fließspannung beim Kaltwalzen eine Funktion des Werkstoffes, der Formänderung und der Ausgangsdicke. Für das Warmwalzen kommt als zusätzliche Einflußgröße die Temperatur hinzu. Die statische Fließspannung ist um so größer, je größer die Formänderung, je dünner das Walzgut und je niedriger die Walztemperatur sind.

Für gleiche Walzbedingungen ist diese Spannung nur von der Art und Beschaffenheit des Walzgutes abhängig. Dadurch wird der Werkstoffcharakter dieser Größe deutlich.

Das Walzgut wird vom Verfasser der hydrodynamischen Walztheorie als zäher Stoff aufgefaßt. Da der verwendete Werkstoff sich von den bekannten zähen Medien unterscheidet, ist von vornherein damit zu rechnen, daß andere Einflußgrößen eine Rolle spielen. So zeigten die Ergebnisse, daß die dynamische Zähigkeit beim Kaltwalzen außer vom Werkstoff insbesondere von der Formänderung und beim Warmwalzen von der Formänderungsgeschwindigkeit abhängt. Je größer die Formänderung bzw. die Formänderungsgeschwindigkeit ist, um so kleiner ist die Zähigkeit und umgekehrt.

Sind statische Fließspannung k_0 und dynamische Zähigkeit des Walzgutes η bekannt, so kann andererseits der statische und dynamische Walzkraftanteil sowie die Gesamtwalzkraft P und das Umformungsmoment nach den Formeln der hydrodynamischen Walztheorie berechnet werden.

Nachdem es gelungen ist, diese walztechnischen Kenngrößen versuchsmäßig zu erfassen, wird es möglich, die hydrodynamische Walztheorie für praktische Berechnungen nutzbar zu machen. Damit wird eine Lücke geschlossen, die vor allem den Praktiker bei dieser Theorie störte. Die Untersuchungen müssen erweitert und für die verschiedensten Werkstoffe ergänzt werden, um breite Berechnungsunterlagen zu schaffen. Der einzuschlagende Weg ist in der vorliegenden Arbeit gewiesen.

Ich möchte an dieser Stelle Herrn Prof. Dipl.-Ing. G. Juretzek dafür danken, daß er mir die Möglichkeit gegeben hat, diese Arbeit im Rahmen der Institutsarbeit mit durchzuführen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. A. Kneschke danke ich für das Interesse, das er den Untersuchungen entgegenbrachte.

Auch möchte ich nicht versäumen, allen Angehörigen des Metallformungs-Instituts meinen Dank auszusprechen, die mir bei der Durchführung dieser Arbeit, insbesondere der Walzversuche, behilflich waren.

LITERATUR

- [1] FINK, C.: Theorie der Walzarbeit. Z. ges. Berg-, Hütten- und Salinenwesen **22** (1874) S. 200 — 20.
- [2] PUPPE, J.:
 Stahl und Eisen **30** (1910) S. 1619 — 24.
 Stahl und Eisen **30** (1910) S. 1823 — 35 und 1871 — 87.
 Stahl und Eisen **31** (1911) S. 626 — 36 und 711 — 29.
 Stahl und Eisen **32** (1912) S. 6 — 12 und 106 — 11.
 Stahl und Eisen **34** (1914) S. 12 — 19 und 53 — 60.
- [3] v. KÁRMÁN, TH.: Beitrag zur Theorie des Walzvorganges. ZAMM Bd. **5**, H. 2 (1925) S. 139 — 41.
- [4] KNESCHKE, A.: Zur hydrodynamischen Theorie des Warmwalzens. Freib. Forsch.-Heft B 16 (1957) S. 5 — 34.
- [5] SIEBEL, E.: Formgebung im bildsamen Zustand. Verlag Stahleisen (1932); Stahl und Eisen (1925) S. 1563 — 66; ZAMM Bd. **6**, H. 2 (1926) S. 174 — 76.
- [6] EKELUND, S.: Einiges über die dynamischen Verhältnisse beim Walzen. Jernkont. Ann. Nr. 2 (1927) S. 39 — 97.
- [7] TRINKS, W.: Walzdrücke beim Warmwalzen. Blast Furnace Steel Plant **25** (1937) S. 1005 — 12.
- [8] NADAI, A.: Die Kräfte beim Walzen von Stahlbändern mit Bandzug. J. Applied Mechanics, Nr. 6 (1939).
- [9] OROWAN, E.: Die Berechnung des Walzdruckes beim Warm- und Kaltwalzen von Flachquerschnitten. J. Proc. Inst. mech. Eng., **150** (1943) S. 140 — 67; vgl. Stahl und Eisen **65** (1945) S. 122 — 23.
- [10] BLAND, D. R., und FORD, H.: Die Berechnung der Walzkraft und des Drehmomentes beim Kaltwalzen mit Bandzug. J. Proc. Inst. mech. Eng. **159** (1948) S. 144 — 63.
- [11] FORD, H., ELLIS, F. und BLAND, D. R.: Kaltwalzen mit Bandzug. J. Iron Steel Inst. **168** (1951) S. 57 — 72.
- [12] HITCHCOCK, J. H.: Publ. by Amer. Soc. of mech. Engrs., New York (1935) S. 33 — 41.
- [13] SIMS, R. B.: Die Berechnung von Walzkraft und Drehmoment beim Kaltwalzen durch graphische und experimentelle Methoden. J. Iron Steel Inst. **178** (1954) Nr. 1, S. 19 — 34 und Proc. Inst. mech. Eng. **168** (1954) Nr. 6, S. 193; vgl. Stahl und Eisen (1955) S. 1117 — 18.
- [14] LIANIS, G., und FORD, H.: Graphische Lösung des Kaltwalzproblems bei Anwendung von Bandzug. J. Inst. Metals **84** (1955 — 56) S. 299 — 305.
- [15] SIMS, R. B.: Die Berechnung von Walzkraft und Drehmoment in Warmwalzwerken. Proc. Inst. mech. Eng. **168** (1954) S. 191 — 200 und 209 — 14; vgl. Stahl und Eisen (1955) S. 1049 — 51.
- [16] SIMS, R. B.: Die Ursachen von Maßabweichungen in Warmbandwalzwerken und ihre Abhilfe. J. Iron Steel Eng. **37** (1960) S. 78 — 79.

- [17] COOK, P. M., und McCURUM, A. W.: Das modifizierte Simssche Rechenverfahren für das Warmwalzen. BISRA, März 1958, London W I; vgl. Neue Hütte (1959) S. 738 — 40.
- [18] MICAN, G. S.: Eine neue Warmwalztheorie. J. Iron Steel Eng. **31** (1954) S. 55 — 79; vgl. Stahl und Eisen **76** (1956) S. 350 — 52.
- [19] PRANDTL, L.: Anwendungsbeispiel zu einem Henckyschen Satz über das plastische Gleichgewicht. ZAMM **3** (1923) S. 401 — 06.
- [20] ZELIKOW, A.: Lehrbuch des Walzwerksbaus. Verlag Technik, Berlin (1957) S. 51 — 84. Grundlagen der modernen Längswalztheorie: KBS-Mitteilungen **4** (1960), Sonderheft S. 15 — 36.
- [21] KOROLJEW, A. A.: Neue Untersuchungen über die Formänderung des Werkstoffes beim Walzen. Verlag Maschgis, Moskau 1953.
- [22] SIEBEL, E., und LUEG, W.: Untersuchungen über die Spannungsverteilung im Walzspalt. Mitt. K.-W.-I. f. Eisenforschung **15** (1933) S. 1 — 14.
- [23] GELEJI, A.: Bildsame Formung der Metalle in Rechnung und Versuch. Akademie-Verlag, Berlin 1960.
- [24] LUEG, W., und GREINER, E.: Kaltwalzversuche mit Längszugspannungen. Stahl und Eisen **69** (1949) S. 879 — 84.
- [25] HESSENBERG, W. C. F., und SIMS, R. B.: Einfluß des Bandzuges auf Drehmoment und Walzkraft beim Kaltwalzen von Band. J. Iron Steel Inst. **168** (1951) S. 155 — 64.
- [26] SIEBEL, E., und FANGMEIER, E.: Versuche über den Formänderungswiderstand und den Formänderungsverlauf beim Warmwalzen von kohlenstoffarmem Flußstahl im Temperaturbereich von 700 — 1200 °C. Mitt. K.-W.-I. f. Eisenforschung **12** (1930) S. 225 — 44.
- [27] POMP, A., und LUEG, W.: Walzversuche an kohlenstoff- und siliziumlegierten Stählen bei mittleren Temperaturen. Mitt. K.-W.-I. f. Eisenforschung (1933) S. 81 — 97; vgl. Stahl und Eisen (1933) S. 810 — 12.
- [28] EMICKE, O., und LUCAS, K.-H.: Das Walzen von Leichtmetallen zu Blechen und Bändern. Verlag Mauckisch, Freiberg (1944).
Die vereinfachte Ermittlung des Gesamtwalzdruckes und des Umformungsdrehmomentes beim Walzen von Metallen und Metallegierungen mit Hilfe von Netztafeln. Metallurgie und Gießereitechn. **2** (1952) Nr. 1, S. 2 — 14.
Der Einfluß der Walzgeschwindigkeit auf den Formänderungswiderstand einiger Nichteisenmetalle und auf die Walzbeanspruchung. Z. f. Metallkunde **30** (1938) S. 89 — 94.
- [29] POMP, A., und WEDDIGE, G.: Warmwalzversuche an kohlenstoff- und hochlegierten Stählen bei verschiedenen Walzbedingungen. Mitt. K.-W.-I. f. Eisenforschung (1937) S. 65 — 86; Stahl und Eisen 1934, S. 277 — 81.
- [30] HOFF, H., und DAHL, TH.: Über die Erfahrungen mit Meßgeräten, besonders dynamischen Dehnungsmessern, zur Untersuchung des Walzvorganges. Stahl und Eisen **55** (1935) S. 485 — 91.
Untersuchungen über den Arbeitsaufwand beim Blockwalzen. Stahl und Eisen **55** (1935) S. 1182 — 88.
- [31] MÜLLER, H. G.: Die Vorgänge im Walzspalt und ihre Rückwirkung auf Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen von Platinen und Knüppeln auf einem Trio-Fertiggerüst. Dissertation TH. Aachen (1956); vgl. Stahl und Eisen **76** (1956) S. 1343 — 56 u. 1457 — 63.

- [32] KREULITSCH, H.: Theoretische und praktische Untersuchungen beim Warmwalzen von Bändern über die Lage der Fließscheide im Walzspalt. Dissertation Montanistische Hochschule Leoben (1958); vgl. Stahl und Eisen **79** (1959) 21, S. 1498 — 1501.
- [33] WALLQUIST, G.: Berechnung von Walzkraft und Energieverbrauch beim Warmwalzen. J. Iron Steel Inst. **177** (1954) S. 539 — 70. s. a. Jernkont. Ann. **138** (1954) S. 142 — 58.
Untersuchungen der Einflüsse verschiedener Faktoren auf Walzkraft, Energieverbrauch, Breitung und Voreilung beim Warmwalzen. Jernkont. Ann. **139** (1955) S. 923 — 1030 u. **144** (1960) S. 193 — 257.
- [34] STRANDELL, P. O.: Berechnung der Walzkraft beim Kaltwalzen von Band. Jernkont. Ann. **143** (1959) 12, S. 811 — 92.
Die Forschung beim Kaltwalzen und die theoretischen Methoden zur Bestimmung des Walzdruckes beim Kaltwalzen von Band. Jernkont. Ann. **143** (1959) 11, S. 725 — 66.
- [35] COOK, P. M.: Veröffentlicht von: The Inst. of Mechanical Engineers, Westminster 1957; vgl. Werkstattstechnik und Maschinenbau (1958) S. 673 — 76 bzw. Freib. Forsch.-H. B 46 (1959).
- [36] LUEG, W., und MÜLLER, H. G.: Formänderungsverhalten von Stahl C 45 beim Stauchen und Scheren in Abhängigkeit von Temperatur und Formänderungsgeschwindigkeit. Archiv f. Ehw. (1957) S. 505 — 16.
- [37] Fließkurven metallischer Werkstoffe. VDI-Arbeitsblätter (1954).
- [38] EMICKE, O., und LUCAS, K.-H.: Grundlegende Untersuchungen über das Kalt- und Warmwalzen von Metallen zu Blechen und Bändern, insbesondere von Aluminium und Aluminium-Knetlegierungen sowie vergleichsweise von Elektrolytblei und Stählen. Z. f. Metallkunde **34** (1942), Nr. 2 und 3, S. 25 — 38 bzw. 49 — 58.
- [39] DAHL, W., WILDSCHÜTZ, E., und LANGER, J.: Messung von Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen und Berechnung der Formänderungsfestigkeit. Archiv f. Ehw. **32** (1961) S. 213 — 219.
- [40] SOMMERFELD, A.: Zur hydrodynamischen Theorie der Schmiermittelreibung. Z. f. Mathematik und Physik **50** (1904) S. 97 — 105.
- [41] MOHR, O.: Abhandlungen aus dem Gebiete der technischen Mechanik. 2. Auflage Berlin (1914).
Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials? Z. VDI **44** (1900) S. 1524 — 30.
- [42] HOFF, H., und DAHL, TH.: Grundlagen des Walzverfahrens. Verlag Stahleisen, Düsseldorf (1955) S. 113.
- [43] HENCKY, H.: Über langsame stationäre Strömungen in plastischen Massen mit Rücksicht auf die Vorgänge beim Walzen, Pressen und Ziehen von Metallen. ZAMM **5** (1925) S. 115 — 124.
- [44] LODE, W.: Versuche über den Einfluß der mittleren Hauptspannung auf die Fließgrenze. ZAMM **5** (1926) S. 142 — 44.
- [45] ROŠ, M., und EICHINGER, A.: Versuche zur Klärung der Bruchgefahr. Mitt. Eidg. Mat.-Prüfanst. Zürich (1926) 35 S.
- [46] SCHULTE, O.: Formänderungsfestigkeit und Formänderungswiderstand. Z. Technische Mitteilungen (1958) S. 477 — 86.
- [47] SIMS, R. B.: Fließkurven und Werte der mittleren Fließspannung einiger Werkstoffe, die allgemein gewalzt werden. J. Iron Steel Inst. **177** (1954) Nr. 4, S. 393 — 99.
- [48] NADAI, A.: Plastizität. New York, McGraw-Hill Book Co., Inc. (1931) S. 251.

- [49] FORD, H.: Untersuchungen über die Verformung von Metallen durch Kaltwalzen. Proc. Inst. mech. Eng. **159** (1948) S. 121.
- [50] ERDMANN-JESNITZER, F., und GÜNTHER, F.: Mikroradiographische Studien zum Walzvorgang. Z. f. Metallkunde **49** (1958) S. 9 — 16.
- [51] SCHEIL, E., und SIBERT, W.: Die Formänderung der in Aluminium eingelagerten Eisenaluminid- und Siliziumkristalle beim Walzen. Z. f. Metallkunde **32** (1940) S. 288 — 89.
- [52] PFLIER, P. M.: Elektrische Messung mechanischer Größen. Springer Verlag (1956) S. 180.
- [53] LUEG, W., und POMP, A.: Der Einfluß des Walzendurchmessers beim Kaltwalzen von Bandstahl. Mitt. K.-W.-I. f. Eisenforschung **18** (1935) S. 63 — 76.
- [54] BILLIGMANN, J., und POMP, A.: Untersuchungen über den Einfluß der Walzgeschwindigkeit auf den Walzdruck, die Festigkeitseigenschaften und die Banddicke beim Kaltwalzen von Bandstahl. Stahl und Eisen **74** (1954) S. 441 — 61.
- [55] D'ANS, J., und LAX, E.: Taschenbuch für Chemiker und Physiker. Springer Verlag, Berlin (1943) S. 1094.
- [56] SASS, F., und BOUCHÉ, CH.: "Dubbel's" Taschenbuch für den Maschinenbau. Springer Verlag (1955) S. 279.
- [57] HEINIG, R.: Warmwalzversuche zur Bestimmung der Formänderungsfestigkeit nach der hydrodynamischen Walztheorie. Diplomarbeit Bergakademie Freiberg (1955), Institut für Metallformung.
- [58] NETTER, C.: Druck- und Drehmomentenmessungen im Walzwerk. Freib. Forsch.-H. B 4 (1953) S. 44.
- [59] VAN ROOYEN, G. T., und BACKOFEN, W. A.: Bestimmung des Reibungsbeiwertes beim Kaltwalzen. J. Iron Steel Inst. **186** (1957) Nr. 2, S. 235-44; vgl. Stahl und Eisen **80** (1960) S. 1699 — 71.
- [60] WALLQUIST, G.: Untersuchungen über die Einflüsse verschiedener Faktoren auf Walzdruck, Energieverbrauch, Vor- und Nacheilung beim Warmwalzen. Jernkont. Ann. **146** (1962) S. 681 — 716.

M

Bücherei
• Bergakademie •
Freiberg i. Sa.

