



von diesen zwei Hauptgruppen kann das radiale (oder das Quer-) Fließpressen zugeordnet werden, da der Werkstofffluß in diesem Falle auf die Stempelbewegung senkrecht oder nahezu senkrecht ist.

Der Prozeß des radialen Fließpressens kann in der Zeit auf zwei Phasen aufgeteilt werden. In der ersten — nichtstationären — Phase vollzieht sich die Ausbildung der von den Abrundungen  $r_1$  und  $r_2$  begrenzten, toroidalen Zone. Nachher wird der in der zweiten — quasistationären — Phase durch parallele Ebenen begrenzte Teil des Gesenks ausgefüllt. Beim geschlossenen Gesenk kann sich dieser Phase eine dritte — ebenso quasistationäre — Phase anschließen, in der die Eckenausfüllung stattfindet.

### 1.1. Die Umformzone

Eines der wichtigsten Kennzeichen des radialen Fließpressens ist, daß die Deformationszone auf einen kleinen Bereich des Werkstückes beschränkt

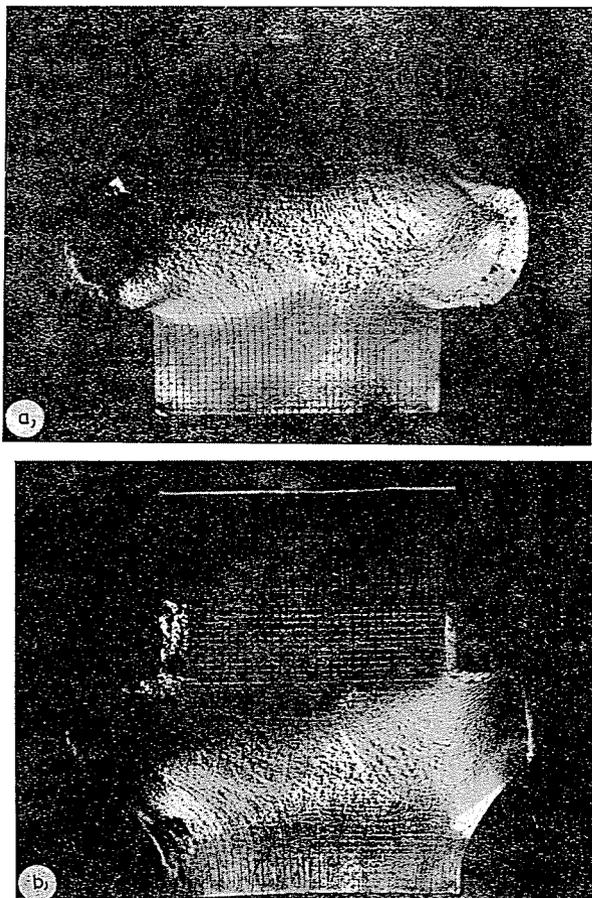


Abb. 3. Die Umformzone  $\eta = 0,3$ , a)  $q_1 = 0,25$ ,  $q_2 = 0$ , b)  $q_1 = 0$ ,  $q_2 = 0,25$

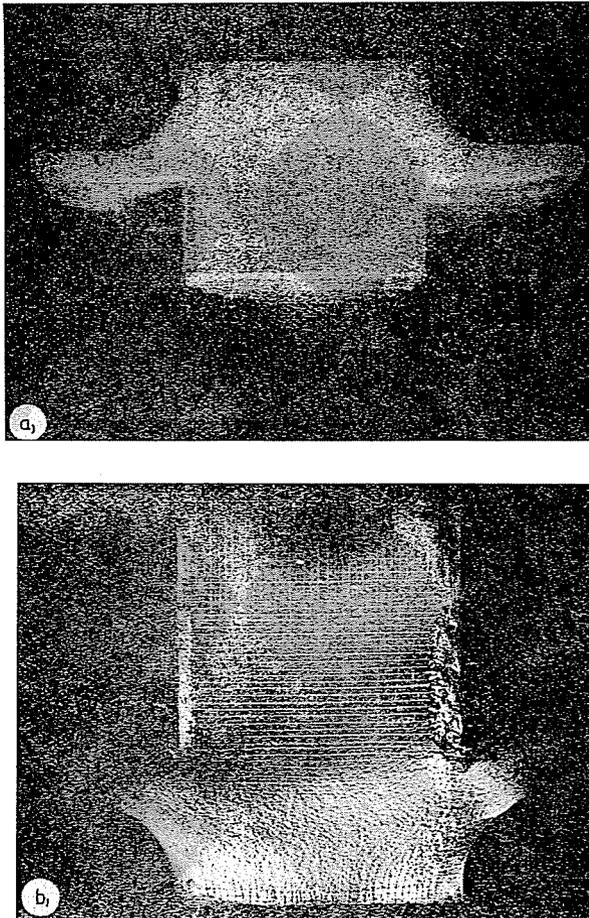


Abb. 4. Die Umformzone  $\eta = 1,125$ , a)  $\rho_1 = 0,375$ ,  $\rho_2 = 0$ , b)  $\rho_1 = 0$ ,  $\rho_2 = 0,375$

ist, wie es in Abb. 3—6 zu sehen ist. Aus dem Vergleich von Werkstücken, die mittels Elektronenstrahl zusammengeschweißt wurden (Abb. 3/a, 3/b, bzw. 4/a, 4/b) kann festgestellt werden, daß die Fließradien einen großen Einfluß auf die Lage und Abmessungen der Umformzone haben, selbst wenn die Gesenkhöhe unveränderlich ist.

Obwohl die Gleitlinienmethode für den Fall der axialen Symmetrie nur mit einigen Beschränkungen angewendet werden kann, gibt sie einige qualitative Informationen über die Lage und Abmessungen der Umformzone. In der ersten Phase des Deformationsprozesses (Abb. 5) hängen die Gestalt der Umformzone und die Austrittsrichtung des Werkstoffes ( $\bar{v}$ ) von den Größen der Fließradien ab. Ähnlich ist die Lage auch in der zweiten — quasistationären — Phase (Abb. 6).

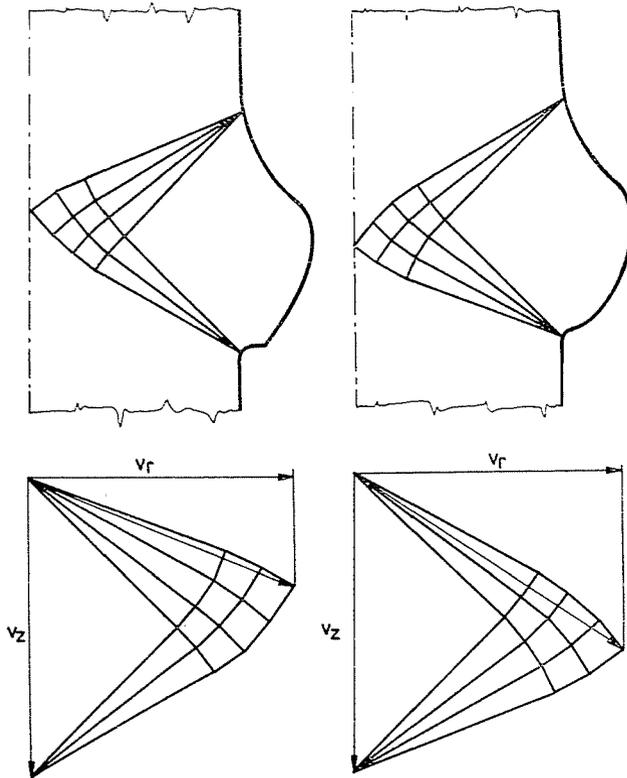
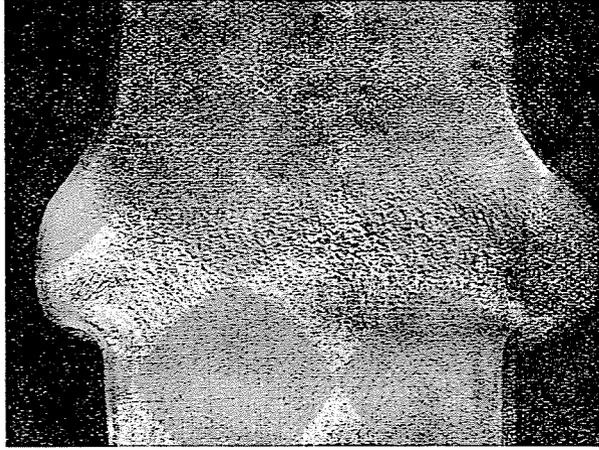


Abb. 5. Anfangsetappe des radialen Fließpressens, Gleitliniennetz und der Hodograph

Außer der Erwähnten eignet sich die Gleitlinienmethode für die Untersuchung des Einflusses der Werkzeuggeometrie auch darum nicht, weil die Makrostruktur oder die Netzverzerrung im Werkstück wegen des nichtstationären Charakters des Prozesses die ganze »Geschichte der Deformation« an sich trägt, weshalb diese Methode für die Kontrolle der Lage der elastisch-plastischen Grenze nicht maßgebend ist. Es ist aber aus den Gleitliniennetzen

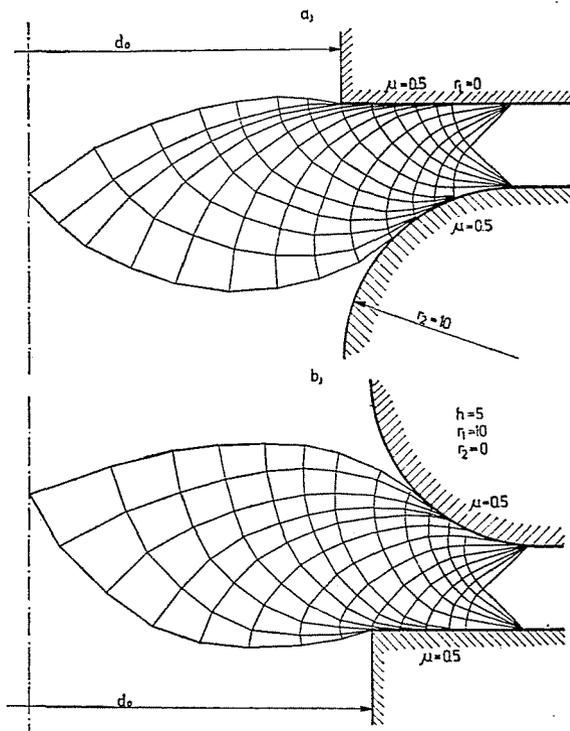


Abb. 6. Gleitliniennetz in quasistationärer Etappe  $\eta = 0,125$  a)  $\varrho_1 = 0, \varrho_2 = 0,25$ . b)  $\varrho_1 = 0,25, \varrho_2 = 0$

zu sehen, daß die Untersuchung des Einflusses der Werkzeuggeometrie beim radialen Fließpressen eine komplexe Aufgabe ist und eine Reihe von Faktoren dabei berücksichtigt werden muß.

### 1.2 Einflußgrößen bei der Gesenkausfüllung

Die Gestalt des Werkstückes kann beim radialen Fließpressen durch die Abmessungen in Abb. 7 beschrieben werden. Außerdem haben folgende Werkstoffkennwerte Einfluß auf die Umformungsenergie

$k_{f0}$  — Fließspannung bei der Umformgeschwindigkeit von 1 sec,  
 $\rho$  — Dichte,  
 $n_1$  — Verfestigungsexponent,  
 $n_2$  — Exponent in der Alder-Phillips-Formel.

Ebenso hat die Kontaktreibung  $m$  zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück Einfluß auf die Energiedissipation. (Es wird Kontaktreibung nach Kudo in der Form

$$\tau = m \cdot \frac{k_f}{\sqrt{3}}$$

vorausgesetzt.)

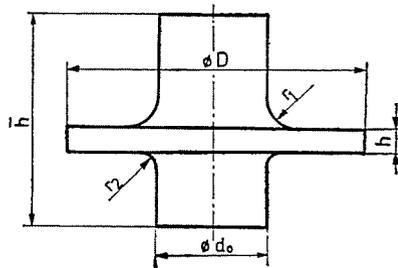


Abb. 7. Charakteristische Abmessungen des Werkstücks

So ergibt sich die Energie der Umformung zu

$$E = f(d_0, D, h, \bar{h}, r_1, r_2, k_{f0}, \rho, n_1, n_2, m). \quad (1)$$

Nach der Vernachlässigung der Massenkräfte und der Reduktion der anderen Werkstoffkennwerte auf die Formel

$$k_f = k_f(k_{f0}, n_1, n_2)$$

ferner unter Voraussetzung, daß die Reibungsverhältnisse gleich sind, kann die Gl. (1) auf die geometrische Gleichung

$$E = f_1(k_f, d_0, D, h, \bar{h}, r_1, r_2) \quad (2)$$

reduziert werden.

Wollte man den Einfluß jeder geometrischen Variablen in Gl. (2) bei je 4 Zahlenwerten experimentell untersuchen, müßte man  $4^8 = 4096$  Versuche mit bedeutenden Werkzeugkosten durchführen.

### 1.3. Reduktion der Anzahl von Variablen

Zwecks der Übertragbarkeit der an den Proben erhaltenen Ergebnisse und der Reduktion der Zahl von Variablen muß die Gl. (2) auf eine dimensionslose Form transformiert werden. Da die Energie der Umformung durch eine

Funktion, entsprechend ihrer physikalischen Bedeutung beschrieben wird, hängt die Energiedissipation nach Gl. (2) von der Wahl der Grundeinheiten nicht ab, daher ist Gl. (2) in ihren Dimensionen homogen. Nach dem Buckingham'schen Satz kann eine solche Gleichung auf dimensionslose Form reduziert werden [3].

Für die Lösung der Dimensionsgleichungen wird die Rayleigh-Regel verwendet, nach der das aus den Größen gebildete Potenzprodukt dimensionslos sein wird, wenn die Summe der Exponenten jeder Größenart gleich Null ist. So ist die Dimension von

$$\left\{ \begin{array}{l} E \\ k_f \\ D, d_0, r_1, \\ r_2, h, \bar{h} \end{array} \right\} \begin{array}{l} ML^2 \Theta^{-2} \\ ML^{-1} \Theta^{-2} \\ L \end{array}, \quad (3)$$

worin M — die Masse, L — die Länge und  $\Theta$  — die Zeit bedeuten. Alle Variablen in (2) besitzen reale Exponenten:

$$E = f_1(k_f^{\alpha_1}, D^{\alpha_2}, d_0^{\alpha_3}, h^{\alpha_4}, \bar{h}^{\alpha_5}, r_1^{\alpha_6}, r_2^{\alpha_7}). \quad (4)$$

Werden die Grundeinheiten aus (3) eingesetzt, erhält man aus der Gleichung

$$ML^2\Theta^{-2} = f_1[(ML^{-1}\Theta^{-2})^{\alpha_1}, L^{\alpha_2}, L^{\alpha_3}, L^{\alpha_4}, L^{\alpha_5}, L^{\alpha_6}, L^{\alpha_7}]$$

das System der Dimensionsgleichungen

$$\begin{array}{ll} M & 1 = \alpha_1 \\ \Theta & -2 = -2\alpha_1 \\ L & 2 = -\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4 + \alpha_5 + \alpha_6 + \alpha_7. \end{array}$$

Der Ausdruck für den Exponenten der Variablen  $d_0$ , ergibt sich zu

$$\alpha_3 = 3 - \alpha_2 - \alpha_4 - \alpha_5 - \alpha_6 - \alpha_7,$$

diesen in die Gl. (4) eingesetzt erhält man

$$E = f_1 \left[ k_f \cdot \left( \frac{D}{d_0} \right)^{\alpha_1}, d_0^{\alpha_2} \left( \frac{h}{d_0} \right)^{\alpha_4}, \left( \frac{\bar{h}}{d_0} \right)^{\alpha_5}, \left( \frac{r_1}{d_0} \right)^{\alpha_6}, \left( \frac{r_2}{\bar{h}_0} \right)^{\alpha_7} \right],$$

so ist

$$\frac{E}{k_f \cdot d_0^3} = f_1 \left( \frac{D}{d_0}, \frac{h}{d_0}, \frac{\bar{h}}{d_0}, \frac{r_1}{d_0}, \frac{r_2}{d_0} \right). \quad (5)$$

Das Volumen des Werkstückes ist:

$$V = \frac{d_0^2 \pi}{4} l,$$

worin  $l$  die deformierte Länge des Rohteiles ist, und so läßt sich schreiben:

$$\frac{E}{k_f \cdot V} \cdot \frac{l}{d_0} = f_2 \left( \frac{D}{d_0}, \frac{h}{d_0}, \frac{\bar{h}}{d_0}, \frac{r_1}{d_0}, \frac{r_2}{d_0} \right).$$

Bei denselben geometrischen Verhältnissen des Werkzeuges unterscheidet sich der Faktor  $l/d_0$  von den  $h/d_0$  nur in einem konstanten Multiplikator, so daß man nach der Einführung der Formelzeichen

$$\frac{D}{d_0} = \xi, \quad \frac{h}{d_0} = \eta, \quad \frac{r_1}{d_0} = \varrho_1, \quad \frac{r_2}{d_0} = \varrho_2$$

für die spezifische Energie

$$e = \frac{E}{k_f \cdot V} = \bar{f}(\xi, \eta, \varrho_1, \varrho_2) \text{ hat.} \quad (6)$$

Bei den Versuchen kann aber die Energiedissipation als abhängige Variable nicht günstig behandelt werden, sie kann hingegen als unabhängige Variable auf dem im Institut für Mechanische Technologie und Werkstoffkunde der TU Budapest entwickelten Hochgeschwindigkeitshammer Typ NEK-8 sehr genau eingestellt werden. Deshalb wird der Faktor  $\xi$  aus Gl. (6) in die Form

$$\xi = F(e, \eta, \varrho_1, \varrho_2) \quad (7)$$

gebracht.

## 2. Experimentelle Untersuchungen

Für die experimentelle Ermittlung der optimalen Lösung stehen gut ausgearbeitete Modelle der Versuchsplanung (z. B. Gradientmethode) zur Verfügung, die Ermittlung der optimalen Lösung erfordert aber die Untersuchung einer verhältnismäßig großen Anzahl von Parameterkombinationen. Da größere Fließradien nur aus kleineren Fließradien des Werkzeuges ausgebildet werden können und die Werkzeuge wegen der bei den hohen Umformgeschwindigkeiten entstehenden großen dynamischen Belastungen aus speziellem Stahl hergestellt werden müssen, sind die Werkzeugkosten auch in dieser Weise bedeutend. Deshalb werden die experimentellen Untersuchungen nur als Kontrolle der theoretischen Ergebnisse angewendet.

### 2.1. Versuchswerkzeug

Das Werkzeug für die Kontrollversuche ist in Abb. 8 dargestellt. Der Fließstempel 1 senkt sich und preßt den Rohteil mit dem Durchmesser  $d_0$  in die durch den Einsatzring der Höhe  $h$  bestimmte Gravur. Das Fertig-

produkt wird nach dem Öffnen des Werkzeuges entfernt. Die verschiedenen Werte der Fließradien  $r_1$  und  $r_2$  wurden an zwei Ringen mit gleichem Anschlußabmaß 3 ausgebildet.

Durch Umwenden und Vertauschen dieser Ringe können insgesamt 8 Kombinationen von  $(\varrho_1, \varrho_2)$  Werten gebildet werden. Diese Möglichkeit zusammen mit der Garnitur von Einsatzringen 4 (4 verschiedene Höhen) liefert schon eine ausreichende Menge der Meßwerte zur Kontrolle und Bestätigung der theoretischen Ergebnisse. Entsprechend der Werkzeugkonstruktion

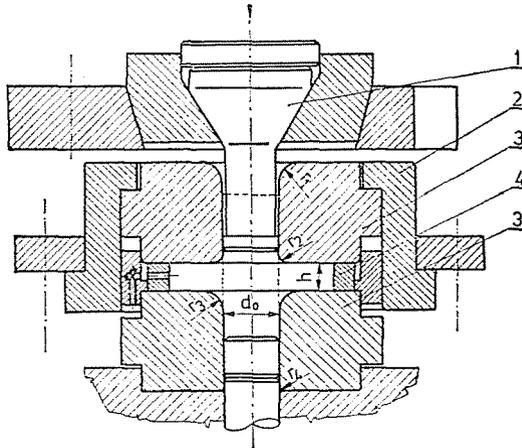


Abb. 8. Versuchswerkzeug

können die an demselben Ring ausgebildeten Fließradien keine  $(\varrho_1, \varrho_2)$  Kombination bilden, so daß die fehlenden Meßwerte nach einem speziellen Versuchsplan und durch die Verarbeitung der Meßergebnisse ermittelt werden.

## 2.2 Der Versuchsplan

Analog zu anderen Fließpreßverfahren wird angenommen, daß der Zusammenhang  $\xi = \xi(\varrho_1)$

bei  $\eta = \text{konst}$ ,  $e = \text{konst}$ ,  $\varrho_2 = \text{konst}$

eine stetige, analytische Funktion ist, welche in dem untersuchten Gebiet ein Minimum hat. Es kann also der griechisch-lateinische Versuchsplan in der im Bild 9 gezeigten Form verwendet werden. (In Bild 9 bedeuten die oberen Indizes die festgesetzten Werte der gegebenen Variable bei dem Versuch.)

Nach den Überlegungen im Punkt 2.1 fehlen aber die im Versuchsplan schraffierten Werte.

Entsprechend dem Verarbeitungsalgorithmus des lateinischen Quadrats wird vorausgesetzt, daß der Zusammenhang

$$\xi = \varphi_1(\eta) \cdot \varphi_2(\varrho_1) \cdot \varphi_3(\varrho_2) \tag{7}$$

mit einigen Vernachlässigungen gültig ist. Die Abhängigkeit der  $\xi$  von den einzelnen Variablen wird in Form

$$\xi_\eta = k_1 \cdot \varphi_1(\eta), \quad \xi_{\varrho_1} = k_2 \cdot \varphi_2(\varrho_1), \quad \xi_{\varrho_2} = k_3 \cdot \varphi_3(\varrho_2) \tag{8}$$

aufgeschrieben und so ist

$$\xi = K \cdot \xi_\eta \cdot \xi_{\varrho_1} \cdot \xi_{\varrho_2}. \tag{9}$$

	$\varrho_1^{(1)}$	$\varrho_1^{(2)}$	$\varrho_1^{(3)}$	$\varrho_1^{(4)}$
$\varrho_2^{(1)}$	$\eta^{(1)}$	$\eta^{(2)}$	$\eta^{(3)}$	$\eta^{(4)}$
$\varrho_2^{(2)}$	$\eta^{(2)}$	$\eta^{(3)}$	$\eta^{(4)}$	$\eta^{(1)}$
$\varrho_2^{(3)}$	$\eta^{(3)}$	$\eta^{(4)}$	$\eta^{(1)}$	$\eta^{(2)}$
$\varrho_2^{(4)}$	$\eta^{(4)}$	$\eta^{(1)}$	$\eta^{(2)}$	$\eta^{(3)}$

a,

	$\varrho_1^{(1)}$	$\varrho_1^{(2)}$	$\varrho_1^{(3)}$	$\varrho_1^{(4)}$
$\varrho_2^{(1)}$	$\eta^{(3)}$	$\eta^{(4)}$	$\eta^{(1)}$	$\eta^{(2)}$
$\varrho_2^{(2)}$	$\eta^{(4)}$	$\eta^{(1)}$	$\eta^{(2)}$	$\eta^{(3)}$
$\varrho_2^{(3)}$	$\eta^{(1)}$	$\eta^{(2)}$	$\eta^{(3)}$	$\eta^{(4)}$
$\varrho_2^{(4)}$	$\eta^{(2)}$	$\eta^{(3)}$	$\eta^{(4)}$	$\eta^{(1)}$

b,

Bild 9. Versuchsplan

Der totale Korrelationskoeffizient wird durch die partiellen Korrelationskoeffizienten aus der Gleichung

$$K = (k_1 \cdot k_2 \cdot k_3)^{-1} \tag{10}$$

berechnet.

Wegen der fehlenden Versuche des Plans könnten die einzelnen partiellen Korrelationen statt aus vier nur aus zwei Meßwerten ermittelt werden, was eine gewisse Unsicherheit zur Folge hätte. Diese Unsicherheit kann jedoch vermindert werden, wenn auch andere Versuchstabellen, die nach Analogie zu dem in Bild 9/b gezeigten zusätzlichen Plan durch eine schrittweise Permutation der Indizes bei  $\eta$  gebildet wurden, in die Auswertung nach Gl (7)–(10) einbezogen werden. Erfahrungsgemäß wird durch Anwendung von 3–4 zusätzlichen Plänen eine ausreichende Stabilität erreicht. Ein charakteristischer Wert der Stabilität ist

$$\Delta = \sum_{j=1}^n [\xi_{gem}^{(j)} - \xi(\eta^{(j)}, \varrho_1^{(j)}, \varrho_2^{(j)})]^2, \tag{11}$$

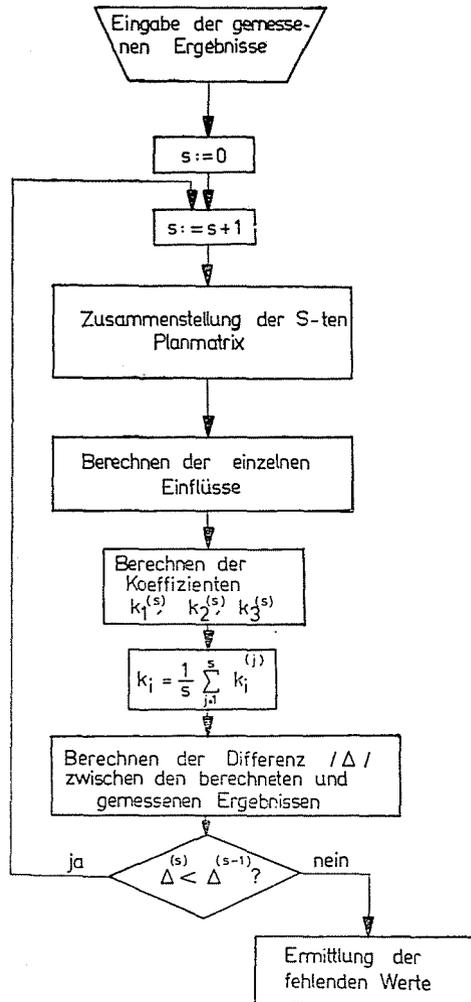


Abb. 10. Flußdiagramm des Programms für Zusammenstellung der Versuchspläne und Verarbeitung der Meßwerte

der nach der Analogie der kleinsten Fehlerquadrate aus dem Fehlerintegral gebildet wurde (worin  $n$  — die Zahl der Versuche ist, die bei  $e = \text{konst.}$  durchgeführt wurden).

Das Flußdiagramm des Programms, welches die Planmatrizen so zusammenstellt, daß die Fehlerquadrate vermindert werden, ist in Bild 10, die Abhängigkeit der spezifischen Umformenergie von den Parametern  $\varrho_1, \varrho_2$  und  $\eta$  bei konstanter Einschlagenergie in Bild 11 gezeigt.

Die durch die lateinischen Quadrate so ermittelten Werte stimmen mit den Meßwerten gut überein.

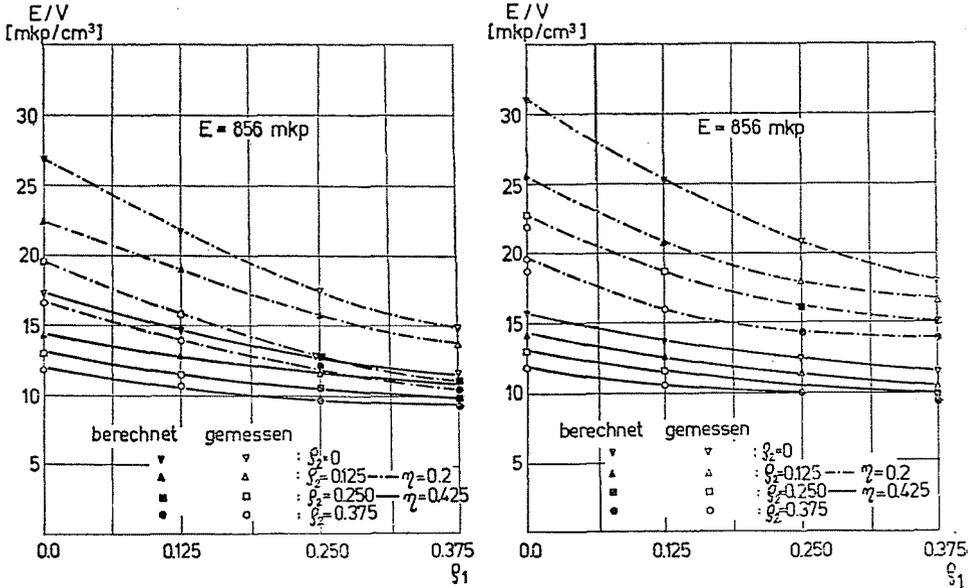


Abb. 11. Spezifische Umformenergie in Abhängigkeit von den Fließradialen

### 2.3. Messung der $\xi$ -Werte

Das im Bild gezeigte Gesenk hat einen bedeutend größeren Durchmesser  $D$  als die Durchmesser der Werkstücke, die durch maximale Einschlagenergie bei den Versuchen hergestellt wurden. Dieser Durchmesser wurde als eine »freie Oberfläche« des Werkstückes ausgebildet. Eine solche Oberfläche weicht infolge der Inhomogenität und Anisotropie sowie der ungleichmäßigen Schmierung von der Kreisform ab. Die Rundheit des ausgepreßten scheibenförmigen Teiles wurde mit dem in Bild 12 gezeigten Gerät gemessen. Das Werkstück

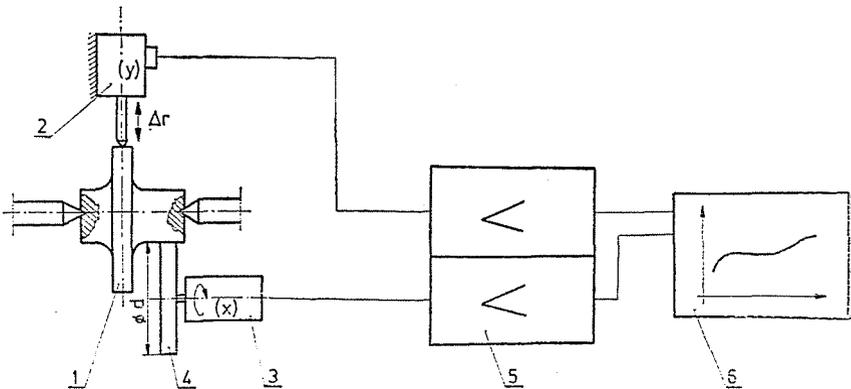


Abb. 12. Schematische Darstellung der Kraftmeßeinrichtung

1 wurde durch eine Scheibe mit Winkelmeßgeber 3 angetrieben und die Änderung des Durchmessers  $\Delta r_m$ , die dem Winkelausschlag  $\varphi$  entspricht, wurde durch den Wegmeßgeber 2 und den Verstärker Typ RFT KM131 (5) auf einen X-Y-Rekorder Typ Aritma BAK (6) übertragen.

Der Fehler der Werkstückaufspannung und der Abweichung der Lage der Zentrierbohrungen von der geometrischen Achse in den Werkstücken wurde durch zusätzliche Rundheitsmessungen an dem Schaft (durch Aufnahme von  $\Delta r_n - \varphi =$  Diagrammen) ausgefiltert. So kann jeder Wert von  $\Delta r$  in der Form

$$\Delta r = \Delta r_m - \Delta r_n \tag{12}$$

aufgeschrieben werden, worin  $\Delta r$  der obengenannte Fehler ist. Die D-Werte zur Bildung von  $\xi$  werden aus dem Integral

$$D = D_{\text{ref}} + \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \Delta r d\varphi$$

aus dem Diagramm  $\Delta r - \varphi$  als Mittelwert berechnet.

### 3. Theoretische Betrachtungen

Die Analyse der Umformzone in den Werkstücken nach der Ausfüllung des durch die Fließradialen begrenzten Volums zeigte, daß fünf verschiedene Gebiete im Werkstück unterschieden werden können.

Ein dem Stauchen ähnlicher Charakter der Deformation dominiert in der Zone I. In der Zone II fällt der Einfluß der Fließradialen Weg, und die

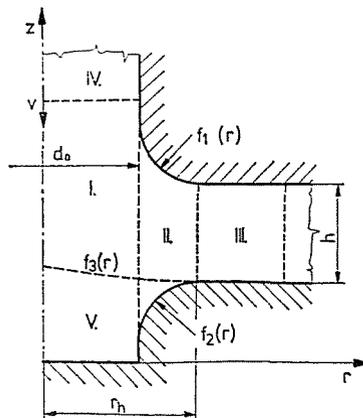


Abb. 13. Die Umformzonen

Umformung ist hier ähnlich wie beim Fließpressen. In der Zone III kann näherungsweise ein ebener Deformationszustand wie bei den dickwandigen Rohren angenommen werden. In den Zonen IV—V gibt es keine Deformation.

In der Anfangsetappe der Umformung schneidet die Grenze  $f_3(r)$  zwischen den Zonen I und V den unteren Fließradius  $f_3(r)$  im tiefsten Punkt desselben. Während der Gesenkausfüllung erreicht diese Grenze den höchsten Punkt des Fließradius, so wird die ganze Zone II ausgestaltet und es beginnt die Gestaltung der Zone III. An den weiteren Etappen der Gesenkausfüllung nimmt die Zone V nicht teil, darum ändert sich die Zonengrenze  $f_3(r)$  nicht. Die Gesenkausfüllung findet im weiteren als ein Gleiten auf der Grenze  $f_3(r)$  statt, und hat einen quasistationären Charakter. Die optimalen Fließradien wurden für diese quasistationäre Etappe ermittelt.

### 3.1. Ermittlung der Geschwindigkeit der Energiedissipation

Die Geschwindigkeit der Energiedissipation — die Umformleistung — wird der Fließtheorie der Plastizitätslehre entsprechend in der Form

$$\begin{aligned}
 N = & \int_v \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV + \frac{m}{\sqrt{3}} k_f \sum_{\alpha=1}^{\beta} \int_{s_\alpha} v_i |_{s_\alpha} ds + \frac{k_f}{\sqrt{3}} \sum_{\gamma=1}^{\delta} \int \Delta v_i |_{s_\gamma} ds + \\
 & + \varrho \int_v v_i \dot{v}_i dV + \varrho \sum_{\gamma=1}^{\delta} \int_{s_\gamma} v_n |_{s_\gamma} \Delta v_b^2 |_{s_\gamma} ds
 \end{aligned} \tag{13}$$

aufgeschrieben, worin der erste Summand die Geschwindigkeit der Energiedissipation der echten Gestaltverzerrung darstellt, der zweite die Leistung der Kontaktreibung (bei Reibung nach Kudo) ist und der dritte die Schubsleistung an der Diskontinuitätsflächen des Geschwindigkeitsfeldes beschreibt.

Bei hohen Umformgeschwindigkeiten kommen noch zwei Summanden dazu, zur Berücksichtigung der Trägheitskräfte und der Veränderung des Impulses der Masse beim Durchgang der Diskontinuitätsflächen des Geschwindigkeitsfeldes. Den Extremumprinzipien der Mechanik entsprechend wird das Funktional (13) von allen kinematisch möglichen Geschwindigkeitsfeldern durch das tatsächliche minimalisiert. So ist jede durch ein kinematisch mögliches Geschwindigkeitsfeld bestimmte Geschwindigkeit der Energiedissipation eine Näherung von oben — eine obere Schranke — der tatsächlichen

Die Analyse der Umformzone mit Hilfe der Netzverzerrung zeigte, daß die zur Achse des Werkstückes senkrechten Ebenen, von den geometrischen Ebenen nicht wesentlich abweichen. Darum kann näherungsweise angenommen werden, daß in der Zone I das Rohrmodell nach [4] gültig ist. In der Zone II wird das Scheibenmodell angenommen. Bei beiden Modellen gilt näherungsweise die Voraussetzung

$$\frac{\partial v_r}{\partial z} = 0.$$

So sind die Geschwindigkeiten und die Dehnungsgeschwindigkeiten in der Umformzonen wie folgt:

Zone I:

wenn

$$r \leq \frac{d_0}{2}, \quad f_3(r) \leq z < f_1\left(\frac{d_0}{2}\right), \quad h_1 = f_1\left(\frac{d_0}{2}\right) - f_3(r)$$

entsprechend dem Rohrmodell:

$$v_r = \frac{1}{rh_1} \int_0^r \frac{\partial h_1}{\partial t} dr = \frac{vr}{2h_1} \tag{14}$$

$$v_z = \frac{v \left( r \frac{dh_1}{dr} - 2h_1 \right) [z - f_3(r)]}{2h_1^2} \tag{15}$$

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{v \left( h_1 - r \frac{dh_1}{dr} \right)}{2h_1} \tag{16}$$

$$\dot{\epsilon}_\varphi = \frac{v}{2h_1} \tag{17}$$

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{v \left( r \frac{dh_1}{dr} - 2h_1 \right)}{2h_1^2} \tag{18}$$

$$\begin{aligned} \dot{\gamma}_{rz} = & \frac{v}{2h_1^2} \left\{ [z - f_3(r)] \cdot \left( r \frac{d^2h_1}{dr^2} - \frac{dh_1}{dr} \right) - \left( r \frac{dh_1}{dr} - 2h_1 \right) \frac{df_3(r)}{dr} \right\} - \\ & - \frac{v}{h_1^3} \left( r \frac{dh_1}{dr} - 2h_1 \right) [z - f_3(r)] \frac{dh_1}{dr} . \end{aligned} \tag{19}$$

Zonen II und III:

Aus der Inkompressibilitätsbedingung folgt, daß

$$V = 2\pi \int_{r^*}^{\bar{r}} h_1 r dr = 2\pi \int_{\bar{r}^*}^{\bar{r}} h_1 r dr .$$

Die radiale Geschwindigkeitskomponente wird durch die Ableitung der oberen Gleichung bestimmt:

$$\frac{dV}{dt} rh_1 v_r - r_0 h_1 |_{r_0} v_{r0} = 0$$

und

$$v_r = \frac{d_0^2 v}{8 \cdot r \cdot h_1} \tag{20}$$

In der Zone III sind  $\dot{\varepsilon}_z = 0$ ,  $\frac{dh_1}{dr} = 0$ , so sind die weiteren Mengen:

Zone II	Zone III
Zonengrenzen:	
$\frac{d_0}{2} < r \leq r_h, f_3(r) < z \leq f_1(r)$	$r_h < r, f_2(r_h) < z \leq f_2(r_h) + h$
$v_z = \frac{d_0 v}{8 r h_1^2} \cdot \frac{dh_1}{dr} (z - f_3(r))$	$v_z = 0$ (21)
$\dot{\varepsilon}_r = - \frac{d_0^2 v}{8 r^2 h_1} \left( h_1 + \frac{dh_1}{dr} r \right)$	$\dot{\varepsilon}_r = - \frac{d_0 v}{8 r^2 h_1}$ (22)
$\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{d_0 v}{8 r^2 h_1}$ ,	$\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{d_0^2 v}{8 r^2 h_1}$ (23)
$\dot{\varepsilon}_z = \frac{d_0^2 v}{8 r h_1^2} \cdot \frac{dh_1}{dr}$ ,	$\varepsilon_z = 0$ (24)
$\dot{\gamma}_{rz} = \frac{v d_0}{8} \left\{ \frac{\frac{d^2 h_1}{dr^2} [z - f_3(r)] - \frac{dh_1}{dr} \cdot \frac{df_3(r)}{dr}}{r h_1^2} - \frac{\frac{dh_1}{dr} [z - f_3(r)] \left( h_1^2 + 2 r h_1 \frac{dh_1}{dr} \right)}{r^2 h_1^4} \right\}$	$\dot{\gamma}_{rz} = 0$ (25)

Durch Anwendung der unbekanntenen Abrundungen  $r_1$  und  $r_2$  bei den Fließradien sowie die Grenze  $f_3(r)$  als eine Parabel mit Parametern angegeben, werden die Funktionen  $h_1$  in den Umformzonen:

Zone I:

$$h_1 = h + r_1 - a_2 \left( \frac{\frac{d_0}{2} + r_h - r}{\frac{d_0}{2} + r_h} \right)^{a_1} + f_2(r_h), \quad (26)$$

Zone II:

$$h_1 = h + r_1 - \sqrt{r_1^2 - \left( r - \frac{d_0}{2} - r_1 \right)^2} - a_2 \left( \frac{\frac{d_0}{2} + r_h - r}{\frac{d_0}{2} + r_h} \right)^{a_1} + f_2(r_h) \quad (27)$$

Zone III:

$$h_1 = h \quad (28)$$

Die Ausdrücke (26)–(28) in die Gl. (14)–(25) einsetzend wird jede Kombination von  $a_1, a_2, r_1, r_2$  eine Geschwindigkeit der Energiedissipation, eine Umformleistung  $N$  bestimmen. Bei größeren Fließradien nimmt das

Volumen der Zone I zu, der Stauchgrad nimmt hingegen bei gleichem Stempelweg ab. Die Energiekomponente nimmt infolge der Verschiebung an den Diskontinuitätsflächen zwischen den Zonen I–II zu, nimmt aber zwischen den Zonen IV–I ab. Wenn der untere Fließradius größer wird, nehmen auch die Diskontinuitätsflächen zwischen den Zonen I–V und II–V zu, und es kann hier die Zunahme der Energiedissipation erwartet werden.

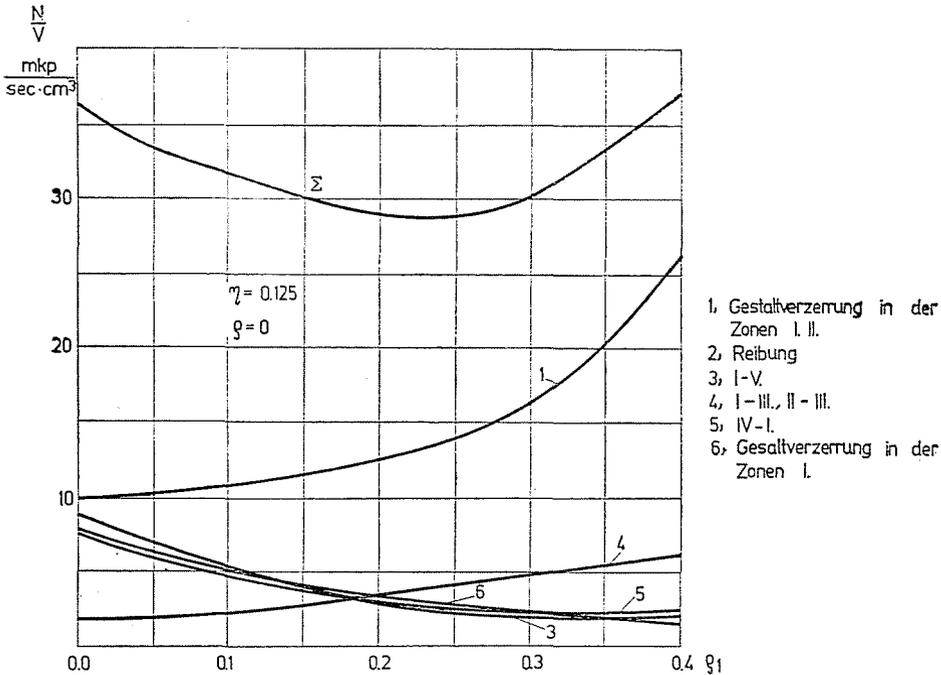


Abb. 14. Einfluß des dimensionslosen Fließradius  $\rho_1$  auf die Komponentem der Umformleistung

Infolge des Wachsens einiger Energiekomponenten und der Abnahme anderer in Abhängigkeit von  $\rho_1$  und  $\rho_2$  gibt es vermutlich eine optimale Kombination von  $(\rho_1, \rho_2)$ , wo die Geschwindigkeit der Energiedissipation minimal ist (Abb. 14). In Abhängigkeit von den obenerwähnten vier Parametern wird für  $\eta = \text{konst.}$  eine optimale  $a_1, a_2, r_1, r_2$  Kombination berechnet, aus welcher die optimalen, dimensionslosen Fließradien  $\rho_1$  und  $\rho_2$  ermittelt werden können.

### 3.3. Ermittlung der optimalen Fließradien

Die Berechnungen haben erwiesen, daß der untere Fließradius  $r_2$  gar keinen Einfluß in der quasistationären Etappe hat, wenn er aber größer wird, nimmt die Diskontinuitätsfläche zwischen den Zonen I–V zu, und

das erhöht die Schubsleistung an dieser Oberfläche, deshalb  $\rho_2 \cong 0$  immer der Optimalwert ist.

Die Abhängigkeit von  $\rho_1$  zeigt aber einen anderen Charakter (Abb. 14), aus dem es klar ist, daß der Optimalwert bei  $\rho_1 \neq 0$  auftritt. Die theoretischen Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten (Bild 15).

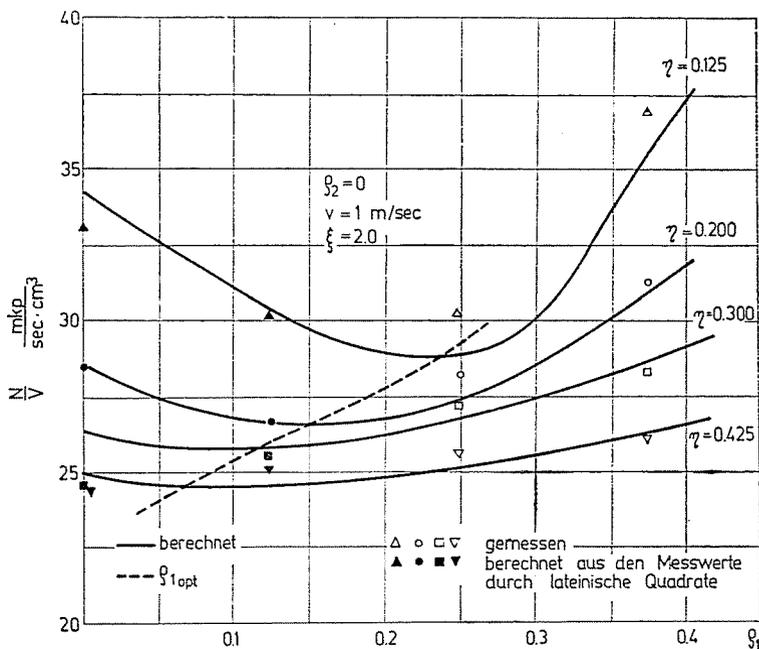


Abb. 15. Einfluß des dimensionslosen Fließradius  $\rho_1$  bei verschiedenen Gesenkhöhen

In Bild 15 ist auch zu erkennen, daß der Einfluß von  $\rho_1$  mit der Abnahme von  $\eta$  immer bedeutender wird. Diese Abhängigkeit wurde im Bild 16, die Ergebnisse der primären mathematischen Verarbeitung von Meßwerten wurden in den Bildern 17–18 zusammengefaßt. Hier ist auch zu sehen, daß der Einfluß der Fließradien mit zunehmendem  $\xi$ , das als der Ausfüllungsgrad des Gesenks definiert wurde, zunimmt.

### 3.4. Einfluß der Kontaktreibung und der Umformgeschwindigkeit

Aus Gl. (13) läßt sich feststellen, daß die Umformleistung infolge der Reibung mit der Zunahme der Fließradien bei unveränderlichen Reibungskoeffizienten zunimmt. Diese Zunahme ist bei flacheren Gesenken ( $\eta < 0.2$ ) bedeutender, und bei höheren Gesenken ( $\eta > 0.3$ ) kann sie vernachlässigt

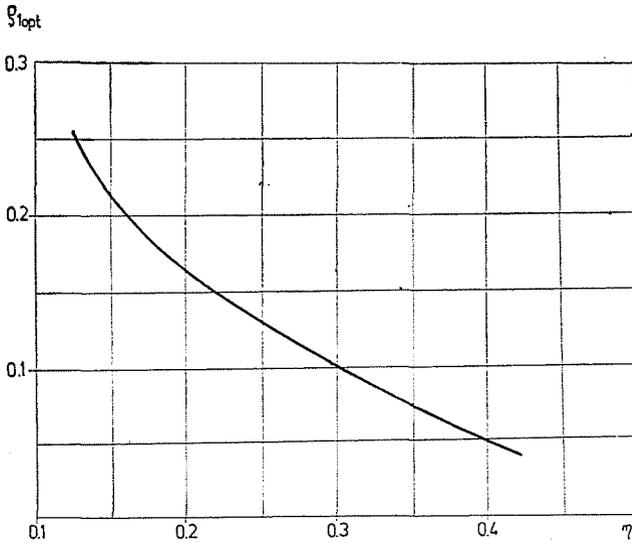


Abb. 16. Abhängigkeit des optimalen Fließradius von der Gesenkhöhe

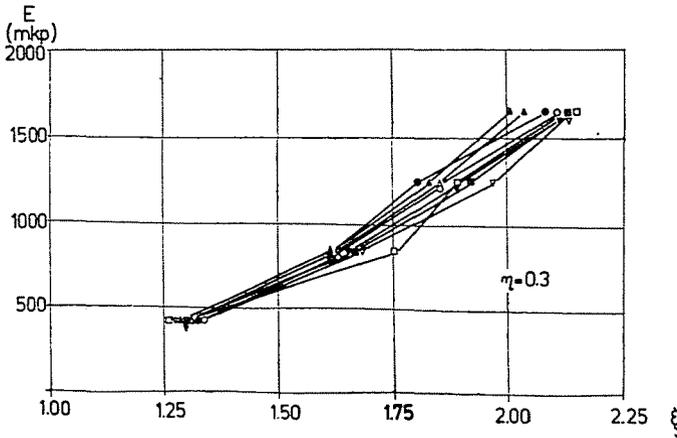
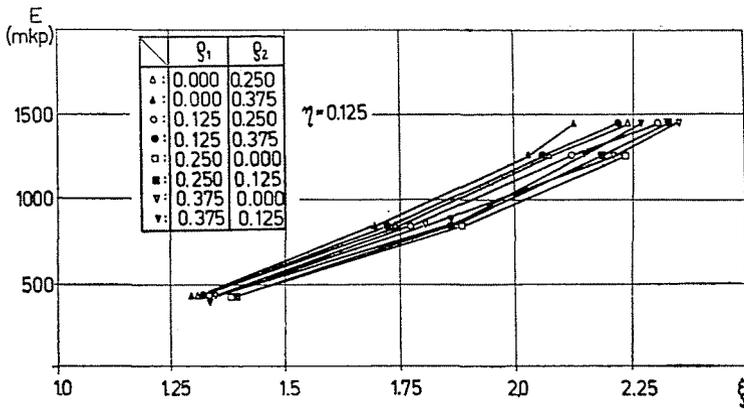


Abb. 17

Abb. 17—18. Abhängigkeit der Umformenergie von dem Gesenkausfüllungsgrad

werden. Der Optimalwert von  $\varrho_1$  in Abhängigkeit von der Kontakreibung ist in Bild 19 gezeigt.

Der Einfluß der Umformgeschwindigkeit wird in der Gl. (13) durch die letzten zwei Summanden gezeigt. Es ist zu sehen, daß je größer der Wert  $\varrho_1$ , desto kleiner die Veränderung des Impulses der Masse beim Durchgang

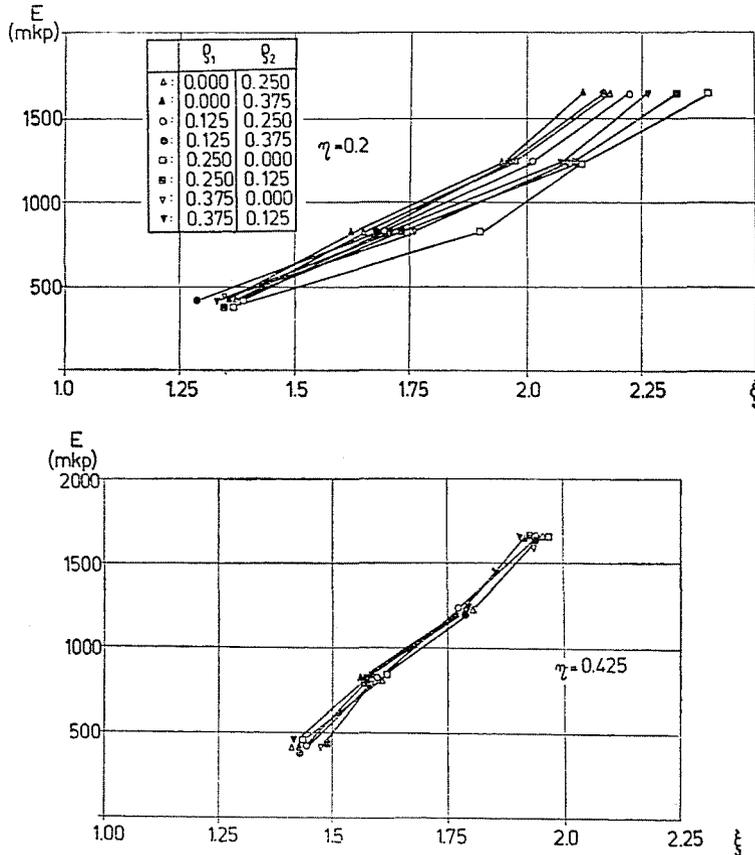


Abb. 18

durch die Diskontinuitätsflächen zwischen den Zonen IV—I und I—II ist. Wie es auch die Analyse der berechneten und gemessenen Ergebnisse bei einer gegebenen Werkzeuggeometrie zeigte (Bild 20), ist die Größenordnung der dynamischen Energiekomponenten im Bereich der Werkzeuggeschwindigkeit von  $v = 10$  m/sec gering. So wird der Optimalwert von  $\varrho_1$  auch bei den flachsten Gesenken in diesem Geschwindigkeitsbereich nur um 3–4% größer sein als im statischen Falle. Bei höheren Umformgeschwindigkeiten und flachen

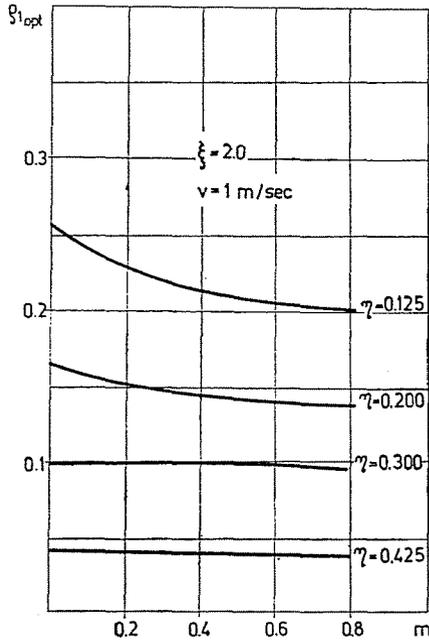


Abb. 19. Abhängigkeit des optimalen Fließradius von der Kontaktreibung

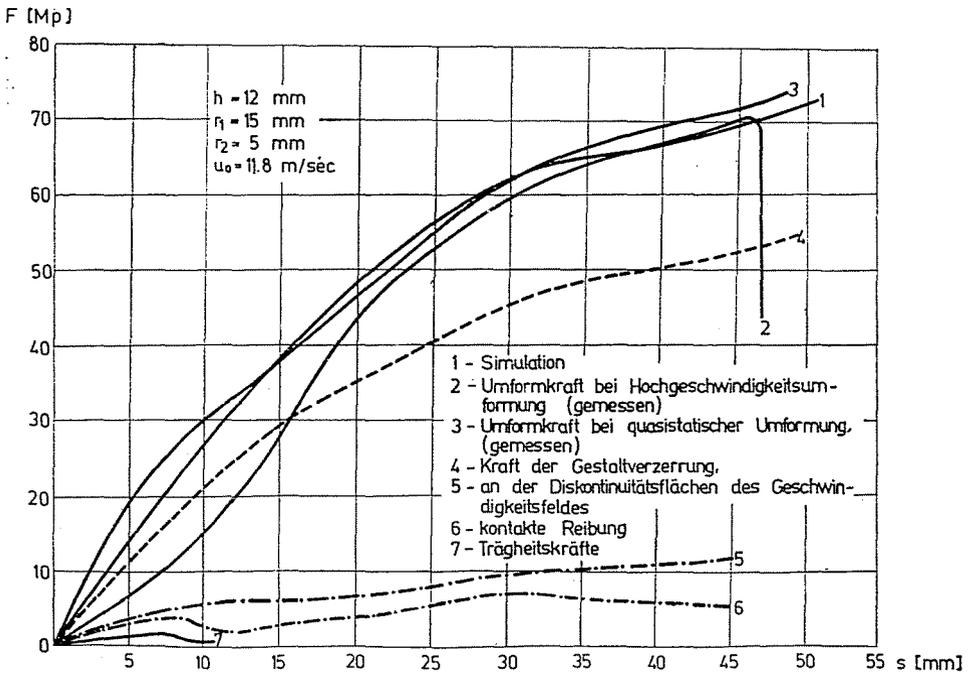


Abb. 20. Umformkraft in Abhängigkeit des Stempelwegs

Gesenken kann aber der Optimalwert von  $\varrho_1$  in Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit um etwa 40–50% größer sein.

Bei hohen Gesenken ( $\eta < 0.4$ ) liegt aber dieser Einfluß auch bei größeren Umformgeschwindigkeiten im Bereich der Vernachlässigung (Bild 21).

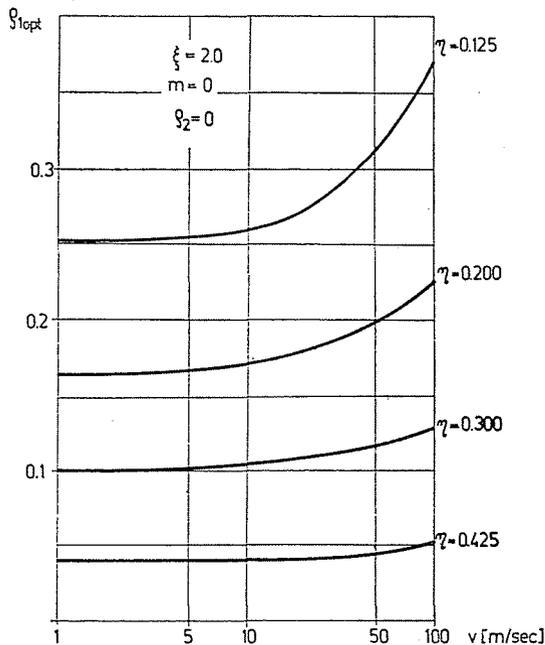


Abb. 21. Abhängigkeit des optimalen Fließradius von der Umformgeschwindigkeit

Den geringen Einfluß der Trägheitskräfte zeigt der Vergleich der Energiekomponenten in Bild 20. Aufgrund der kinematischen Analyse des Prozesses kann festgestellt werden, daß der Einfluß der Trägheitskräfte bei  $\eta = 0.125$ ,  $\varrho_1 = \varrho_2 = 0$  (Werkstoff: AlMgSi 05)  $v = 20$  m/sec nur 15% der vollen Umformkraft erreicht [5].

Die so berechneten Optimalwerte der Werkzeuggeometrie sind nur von dem Gesichtspunkt der Gesenkenausfüllung aus optimal. Eine andere Sache ist aber die optimale Werkzeuggeometrie aus der Sicht der Lebensdauer des Werkzeuges, die mit den Werkstoff- und Wärmebehandlungsproblemen des Werkzeuges zusammenhängt. Bei der Ausarbeitung der Technologie sollen auch die Überlegungen der Materialsparsamkeit berücksichtigt werden und man kann zu einer Zwischenlösung kommen, die bei befriedigender Lebensdauer des Werkzeuges auch eine gute Gesenkausfüllung gewährleistet.

## Zusammenfassung

Die Frage der optimalen Werkzeuggeometrie, die bei vorgegebener Umformkraft oder Energie der Umformung die maximale Gesenkausfüllung ergibt, ist bei allen in geschlossenen Gesenk durchgeführten Umformprozessen eine der wichtigsten Fragen. Die theoretischen Lösungen wurden meistens durch die Anwendung der Energiemethoden gewonnen (S. [1] für Vorwärtsfließpressen, oder [2] für Rückwärtsfließpressen). In der Literatur gibt es jedoch gar keine Hinweise auf die Probleme der Werkzeuggeometrie des radialen Fließpressens, obwohl das Interesse an diesen Verfahren in der letzten Zeit zunimmt. Es wird hier eine Lösung auf Grund der Extremumprinzipien der Mechanik und ein Vergleich der theoretischen sowie der gemessenen Ergebnisse auf Grund der im Institut für Mechanische Technologie und Werkstoffkunde durchgeführten Arbeit dargelegt.

## Abkürzungsverzeichnis

$v$	— Stempelgeschwindigkeit
$v_i$	— Verschiebungsgeschwindigkeit
$\sigma_{ij}$	— Spannungstensor
$\tau$	— Schubspannung
$k_f$	— Fließspannung
$\dot{\epsilon}_{ij}$	— Verzerrungsgeschwindigkeitstensor
$m$	— Reibwert
$d_0$	— Durchmesser des Rohteiles,
$D$	— Durchmesser des Fließteiles
$r_1, r_2$	— Fließradien
$\bar{h}$	— die Höhe des Fertigprodukts
$h$	— die Höhe des Gesenkes
$V$	— das Volumen
$N$	— Umformleistung
$E$	— Umformenergie
$e$	— spezifische Umformenergie
$D_{ref}$	— Durchmesser an der Referenzstelle
$r_n$	— Halbmesser des Schaftes des Werkstücks
$v_i _{s_z}$	— Geschwindigkeit der Verschiebung an der Kontaktfläche $S_\alpha$
$\Delta v _{s_\gamma}$	— Sprung in der Geschwindigkeit der Verschiebung an der Diskontinuitätsfläche $S_\gamma$
$v_n _{s_\gamma}$	— Normalkomponente der Geschwindigkeit an der Diskontinuitätsfläche $S_\gamma$
$\Delta v_\theta _{s_\gamma}$	— Sprung in der tangentialen Geschwindigkeit an der Diskontinuitätsfläche $S_\gamma$

## Literatur

1. AVITZUR, B.: Metal Forming, Processes & Analysis. McGraw-Hill, 1970.
2. TARNOWSKI, I. JA.—POSDEEW, A. A.—GANAGO, D. A.: Teorija obrabotki metallow dawlenniem. Metallurgisdat, Moskau, 1963.
3. SCHENK, H.: Theories of Engineering Experimentation. McGraw-Hill, 1969.
4. LIPPMANN, H.—MAHRENHOLTZ, O.: Plastomechanik der Umformung metallischer Werkstoffe. Springer-Verlag, 1967.
5. CSER, L.: Experimentelle Untersuchung des radialen Fließpressens bei hohen Umformgeschwindigkeiten (ungarisch). Gép, 1976. 5.

László CSER H-1521 Budapest