

u/133

Čudakov, P. D. (Kand.d.techn.Wiss.)

UNTERSUCHUNG DER MECHANIK DES SCHNEIDENS UND LOCHENS<sup>1)</sup>

Übersetzung aus:

Issledovanija v oblasti oborudovanija i tehnologii šampovki.  
Sbornik Nr 4. Pod red. V.T. MEŠČERINA.

Moskva: Gos. naučno-techn. izd-vo mašinostroitel'noj literatury,  
4 (1958), S. 82 - 109.

(=Moskovskij stankoinstrumental'nyj institut imeni I.V.  
Stalina - Kafedra "Oborudovanie i tehnologija kovki i  
šampovki")

Russ.: ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИКИ ПРОЦЕССА  
ВЫРУБКИ-ПРОБИВКИ<sup>1</sup>

Issledovanie mehaniki processa vyrubki-probivki

Bis zum heutigen Tage ist die Mechanik des Schneidens und Lochens äußerst schwach erarbeitet. In der Hauptsache besitzen wir nur Angaben über die Bestimmung der Reibungskräfte und über die Größe der Kräfte, die auf den Stempel und die Matrize einwirken. Es gibt keine bestimmten Angaben über den Spannungszustand des Werkstoffes, obwohl gerade dieser die Größe der Kräfte bestimmt, welche an den Kontaktflächen von Werkstück und Werkstoff auftreten.

Darüberhinaus würden diese Angaben die Lösung solcher Fragen wesentlich erleichtern, wie Steigerung der Standzeit der Stanzwerkzeuge, Genauigkeit der Werkstücke, Anwendung wirksamer Schmiermittel u.a. Die Angaben zur Mechanik des Schneidens und Lochens sind ebenfalls notwendig bei der Bestimmung der optimalen Schneidbedingungen (Wahl des notwendigen Schneidspaltes, der

---

1) In diesem Artikel sind einzelne Thesen aus der Dissertation des Verfassers enthalten, die unter der Leitung von Prof. V.T. Meščerin, Doktor d.techn.Wiss., geschrieben wurde.

den gestellten Forderungen nach Größe der Kraft, Schneidqualität, Standzeit und Fertigungsgenauigkeit entspricht). Besonders große Bedeutung kommt den Angaben über die Mechanik bei der Lösung jener Fragen zu, die mit dem Schnellstanzen zusammenhängen.

Untersuchen wir das Spannungsbild beim Schneiden und Lochen (Abb. 1). An den Kontaktflächen (Berührungsflächen der Arbeitsteile des Stanzwerkzeugs mit dem Werkstoff) treten im Allgemeinfall sowohl Normal- als auch Schubspannungen auf.

Die Größe der Spannungen, die an den Kontaktflächen auftreten, ist im wesentlichen durch den Spannungszustand des Werkstoffes bedingt, wobei der Spannungszustand völlig durch die Größe der Schubspannung ( $\tau$ ) und die Größe der Normalspannung ( $\sigma$ ) in der Schneidebene bestimmt wird,

Bis zum heutigen Tage wurde in theoretischen Arbeiten gewöhnlich angenommen, daß der Spannungszustand beim Schneiden und Lochen den Bedingungen des reinen Schubs entspricht, d.h. es gibt keine Normalspannung in der Schneidebene ( $\sigma = 0$ ). Es kann jedoch aufgezeigt werden, daß diese Annahme nicht der Wirklichkeit entspricht.

Zu Beginn wollen wir den Vorgang des Schneidens ohne Spalt zwischen Stempel und Matrize ( $z = 0$ ) untersuchen. Angenommen, daß wir zu Beginn des Verformungsvorganges in der Schneidebene die Bedingungen des reinen Schubs vorfinden, d.h.  $\sigma_1 = -\sigma_2$ ;  $\sigma_3 = 0$  (Abb. 2). So wird das abgetrennte Element  $abcd$  in Richtung I - I

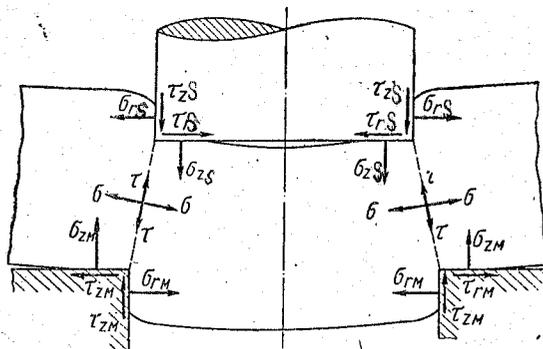


Abb. 1. Bild der auf das zu schneidende Werkstück beim Schneiden und Lochen einwirkenden Spannungen.

gestreckt und in Richtung II - II zusammengepreßt.

Unter Berücksichtigung der Kontinuitätsbedingung kann man den Verformungsvorgang beim Schneiden und Lochen als ein Schema darstellen, wie es in Abb. 3 abgebildet ist. Je nach Bewegung des Stempels werden die Fasern zusammengedrückt und in die Länge gezogen und gleichzeitig verbogen. Dabei werden die Hauptverformungsachsen um einen bestimmten Winkel  $d\varphi$  von der ursprünglichen Lage gedreht. Infolge der Spannungskonzentration haben diejenigen Schichten eine intensivere Verformung, die nahe an den Kanten liegen. Den größten Wert des Winkels  $d\varphi$  haben wir am Rand, den kleinsten in der Mitte des zu schneidenden Werkstücks.

Mit Eintritt der plastischen Verformung beginnt sich die Form des Bleches zu verändern, infolgedessen tritt das Gesetz der Nebenspannungen in Kraft, das von S. I. Gubkin aufgestellt wurde [1]. S. I. Gubkin formuliert dieses Gesetz folgendermaßen: "Bei beliebiger plastischer Veränderung der Form treten in den Schichten und Elementen des Körpers, die nach größerer Veränderung der Maße streben, Nebenspannungen auf, deren Vorzeichen der Abnahme der Hauptspannungen entspricht, und in den Schichten und Elementen, die zu weniger Veränderung der Abmessungen streben, deren Vorzeichen der Zunahme der Hauptspannungen entspricht".

Die Nebenspannungen haben folgende wichtige Wirkungen zur Folge: a) sie steigern den Verformungswiderstand; b) die mit den Hauptspannungen zusammenfallenden Nebenspannungen bilden die tatsächliche Spannung. Gerade die Betrachtung des tatsächlichen Spannungsbildes kann auch, wie S. I. Gubkin daraufhinweist, den richtigen Eindruck von dem Vorgang vermitteln, da das Auftreten der Nebenspannungen das Bild der wesentlichen Hauptspannungen,

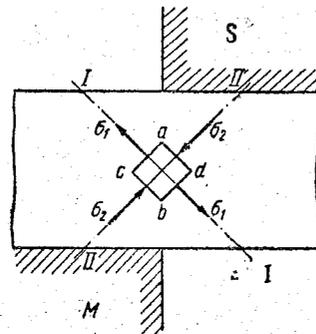


Abb. 2. Spannungszustand des abgetrennten Elements adbc zu Beginn der Verformung.

das durch die äußeren Kräfte hervorgerufen wird, verändert.

Sehr anschaulich kann man das Auftreten der Nebenspannungen am Beispiel der Veränderung des Spannungszustandes in der Einschnürzone einer Zugprobe zeigen. Von dem Moment an, wenn sich die Einschnürzone bildet, streben die

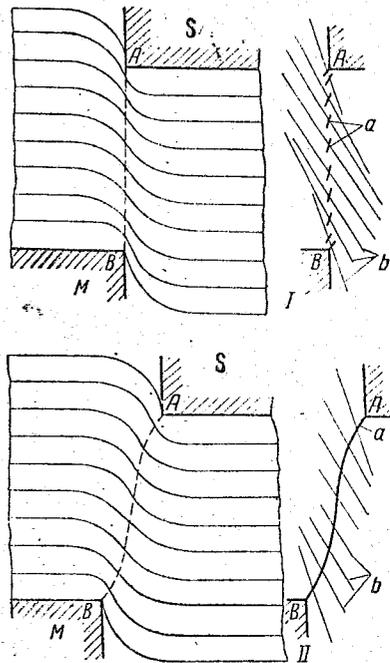


Abbildung 3. Vereinfachte Darstellung der Verformung des Metalls und Richtung der Hauptnormalspannungen (b) und der größten Nebenspannungen (a) in der Trennzone:

I - ohne Spalt; II - bei normalem Spalt.

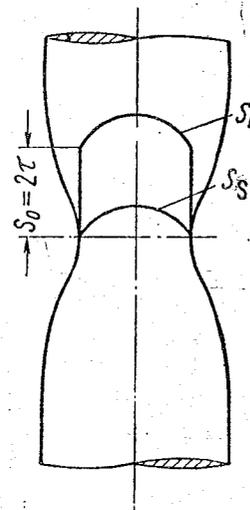


Abbildung 4. Verteilung der Spannungen in der Einschnürzone einer Zugprobe ( $S_l$  - Axialspannungen;  $S_n$  - Nebenspannungen;  $S_1 = S_0 + S_n$ ).

Elemente des Körpers, die in ihrem Bereich liegen, nach geringerer Veränderung der Maße, die im Widerspruch steht zur Zerstörung der Körperganzheit. Folglich treten hier Nebenspannungen auf, deren Vorzeichen der Zunahme der Hauptspannungen entspricht. Die von N.N. Davidenkov [2] durchgeführte Analyse des Spannungszustands in der Einschnürzone einer Zugprobe bestätigt dies

völlig. Je größer der Wert der örtlichen Einschnürung der Probe, desto größer ist der Wert der Nebenspannungen (Abb. 4).

Analog dazu strebt beim Schneiden und Lochen der Werkstoff im Schneidbereich nach geringerer Veränderung der Maße. Hieraus folgt, daß hier Nebenspannungen auftreten, deren Vorzeichen der Zunahme der Hauptspannungen entspricht. Wir nehmen die Nebenspannungen zu den Hauptspannungen hinzu und erhalten die tatsächlichen Spannungen (effektiven Spannungen), d.h. die effektiven Druckspannungen sind ihrem Wert nach kleiner als die Hauptdruckspannungen, und die effektiven Zugspannungen sind größer als die Hauptzugspannungen. Die Differenz zwischen diesen Hauptspannungen wird nach dem Grad der plastischen Verformung bestimmt. So ändert sich der Spannungszustand beim Schneiden und Lochen während des Vorgangs in Abhängigkeit der Verfestigung.

Hieraus folgt, daß sogar unter äußerst günstigen Bedingungen für den reinen Schub (bei  $z=0$ ) der Spannungszustand beim

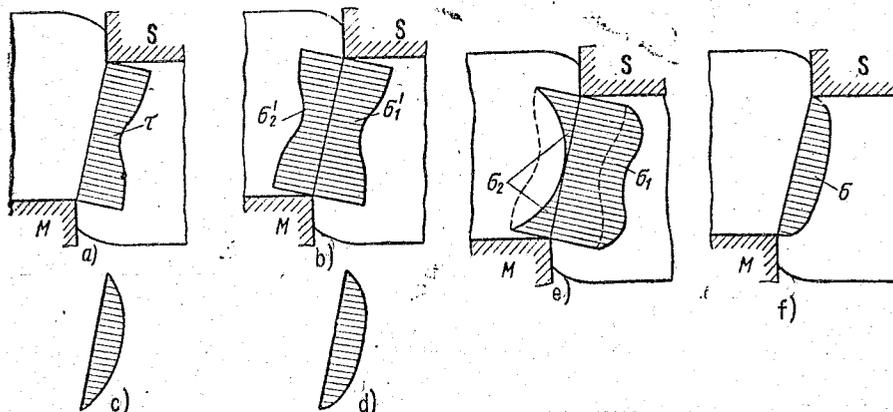


Abbildung 5. Schematische Darstellung des Spannungszustandes des Werkstoffes in der Bruchzone.

Schneiden und Lochen ein Übergangszustand vom reinen Schub zum allseitigen Zug ist, d.h. zu dem Moment, wenn abscherende Bruchrisse auftreten, nimmt der Spannungszustand des Werkstoffes irgendeine Zwischenstellung zwischen dem reinen Schub und dem allseitigen Zug ein.

In der Praxis wird das Schneiden mit einem bestimmten

Spalt zwischen Stempel und Matrize ausgeführt. Man kann leicht zeigen, daß eine Vergrößerung des Spalts einer Vergrößerung der Stabilität des Spannungszustandes förderlich ist. Wenn an den Seitenflächen Reibungskräfte vorhanden sind, dann verringert dies hingegen die Stabilität des Spannungszustandes.

Auf diese Weise nehmen auf die Veränderung des Spannungszustandes beim Schneiden und Lochen folgende Hauptfaktoren Einfluß: a) Vorhandensein eines Spaltes; b) Auftreten von Nebenspannungen infolge Formveränderung des Werkstoffs; c) Vorhandensein von Reibungskräften.

Der dem Augenblick des Bruchbeginns (Auftreten von Rissen) entsprechende Spannungszustand des Werkstoffes kann annähernd auf folgende Weise dargestellt werden (Abb. 5).

Der Einfachheit halber sehen wir die geometrische Trennlinie als Trajektorie der größten Schubspannungen an; die Richtung der Hauptnormalspannungen bildet mit der geometrischen Trennlinie einen Winkel von  $45^{\circ}$ .

In Abb. 5a ist die Figur der Schubspannungen abgebildet, die durch den Ungleichförmigkeitsgrad der Verformung nach der Dicke und Krümmung der Verfestigung des jeweiligen Werkstoffes bestimmt wird. Unter Verwendung der Figur der Schubspannungen kann man mit Berücksichtigung des vorhandenen Spalts die Figur der Hauptspannungen aufstellen (Abb. 5b).

Zur Ermittlung der tatsächlichen Spannungen muß der Einfluß der Nebenspannungen berücksichtigt werden. Der Verlauf der Nebenspannungen stellt beim Zug (bei gleichmäßiger Verformung im Querschnitt des Werkstoffes) eine Parabel dar (Abb. 5c). In unserem Fall kann man den Verlauf der Nebenspannungen bei gegebener ungleichmäßiger Verformung über der Dicke des Werkstücks auf folgende Weise darstellen (Abb. 5d). Wir nehmen Abb. 5b und d zusammen und erhalten die Figur der tatsächlichen Hauptspannungen (Abb. 5e). Hieraus erhält man den Verlauf der Normalspannungen nach der Schubspannungshypothese:  $\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$  (Abb. 5f).

Aufgrund des Dargelegten kann man leicht bestätigen, daß

in der Schneideebene außer der Schubspannung  $\tau$ , die Normalzugspannungen  $\sigma$  auftreten.

Die qualitative Analyse des Spannungszustandes gestattet es, zur quantitativen Bestimmung des Spannungszustandes des Werkstoffes und der an den Kontaktflächen beim Schneiden und Lochen auftretenden Spannungen überzugehen.

Die experimentelle Bestimmung der besagten Werte (Abb. 1) wirft beträchtliche Schwierigkeiten auf, infolgedessen sind diese bis heute unbekannt geblieben.

Die grundsätzliche Lösung der Aufgabe über die Mechanik dieses Prozesses kann durch genaue Lösung der Aufgabe über den Spannungszustand des plastischen Bereiches unter Verwendung der Methoden der Plastizitätstheorie gefunden werden. Dieses Verfahren birgt jedoch ebenfalls große Schwierigkeiten, da die Grenzen des plastischen Bereiches unbekannt sind. Außerdem ändern sich die Komponenten des Spannungs- und Verformungszustandes im plastischen Bereich von einem Grenzzustand zum anderen (vom Fließen bis zum Bruch) bei beträchtlicher Ungleichförmigkeit im Querschnitt. Darüberhinaus ist die Theorie der endlichen, großemäßig beträchtlichen plastischen Verformungen noch ungenügend ausgearbeitet. Folglich kann die vorliegende Aufgabe zum gegenwärtigen Zeitpunkt nicht durch die in der Plastizitätstheorie bekannten Methoden gelöst werden.

In diesem Fall muß zu einer bestimmten Näherungslösung gegriffen werden, die auf diesen oder jenen Annahmen beruht und die es auf der Grundlage von wenigen, nach Möglichkeit aus dem Versuch einfach zu bestimmenden Angaben erlauben würde, diese Aufgabe zu lösen.

Für diesen Zweck wurde von uns eine Methode zur Bestimmung des Spannungszustandes und der Spannungen in den Kontaktflächen ausgearbeitet, die sowohl auf theoretischen als auch auf experimentellen Daten basiert, und infolgedessen konnten die gemachten Annahmen auf ein Minimum reduziert werden.

Da uns in erster Linie die Maximalspannungen in den Kontaktflächen interessieren, so wollen wir jenen Zeitpunkt untersuchen,

wenn die Kraft ihren Maximalwert erreicht hat, d.h. den Zeitpunkt, wenn Scherrisse auftreten (siehe Abb. 1).

Wir untersuchen das Schneiden mit einem runden Stempel aus einem runden Werkstück, dabei bezeichnen wir die Drehachse mit  $z$ , und die zur ersten lotrechten Achse mit  $r$ .

Wir trennen ein zwischen zwei meridialen Flächen, welche den Winkel  $\alpha$  bilden, eingeschlossenes Element ab. Zur Bestimmung der Normalspannung ( $\sigma$ ) und der Schubspannung ( $\tau$ ) trennen wir dieses Element an der Schnittfläche in zwei Elemente auf (Abb. 6).

Aufgrund der Achssymmetrie des untersuchten Spannungszustandes gibt es keine Schubspannungen an den Meridialflächen (Hauptflächen). Die Normalspannungen, die auf diese Flächen einwirken, bezeichnen wir für das äußere Element mit  $\sigma_{\alpha a}$ , für das innere Element mit  $\sigma_{\alpha i}$ , und die Flächeninhalte der Flächen bezeichnen wir dementsprechend mit  $F_{\alpha a}$  und  $F_{\alpha i}$ .

In den übrigen Flächen, außer in den freien, treten sowohl Normal- wie auch Schubspannungen auf. Wir bezeichnen mit  $\sigma_{z M}$  und  $\tau_{r M}$  - die Normal- und Schubspannungen am Quetschrand von seiten der Matrize in  $\text{kg/mm}^2$ ;  
 $\sigma_{z S}$  und  $\tau_{r S}$  - die Normal- und Schubspannungen am Quetschrand von

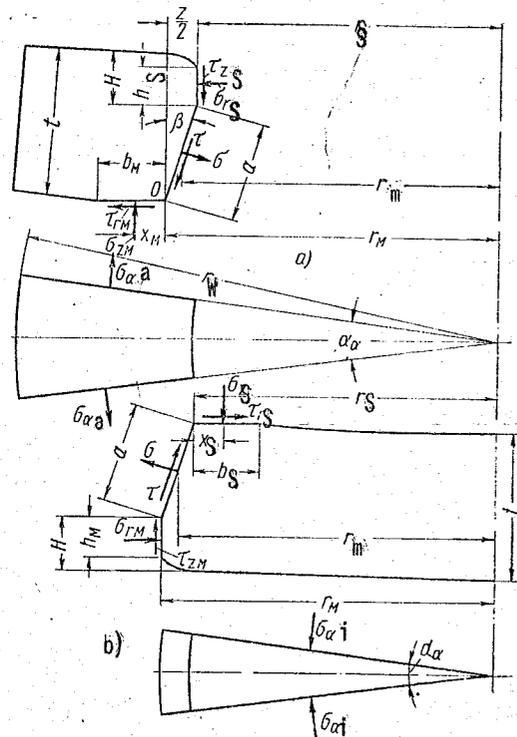


Abbildung 6. Schematische Darstellung der auf die abgeteilten Volumenelemente einwirkenden Spannungen: a - äußeres Element; b - inneres Element.

- seiten des Stempels in  $\text{kg/mm}^2$ ;
- $\sigma_{rM}$  und  $\tau_{zM}$  - die Normal- und Schubspannungen nach dem geschnittenen Flächenanteil von seiten der Matrize in  $\text{kg/mm}^2$ ;
- $\sigma_{rS}$  und  $\tau_{zS}$  - die Normal- und Schubspannungen nach dem geschnittenen Flächenanteil von seiten des Stempels in  $\text{kg/mm}^2$ ;
- $r_M$  und  $r_S$  - die Radien der Matrize und des Stempels in mm;
- $a$  - Größe des Bruchbereichs in mm.

Wir nehmen an, daß die Normal- und Schubspannungen in den entsprechenden Flächen gleichmäßig verteilt sind, mit Ausnahme des Quetschrandes, wo bekanntlich eine beträchtliche Ungleichförmigkeit in der Spannungsverteilung vorkommt. Wenn dies berücksichtigt wird, können wir davon ausgehen, daß die Resultierenden der Normalspannungen  $\sigma_{zM}$  und  $\sigma_{zS}$  in den bestimmten Abständen  $x_M$  und  $x_S$  von den Schneidkanten der Matrize und des Stempels angelegt werden. So bezeichnen die Werte  $x_M$  und  $x_S$  den Ungleichförmigkeitsgrad (der Konzentration) der Spannungen in den Schneidkanten von Stempel und Matrize.

Wir stellen die Gleichgewichtsgleichungen für das äußere Element auf und bezeichnen

$$\begin{aligned} \sigma_{zM} \cdot b_M \cdot (r_M + x_M) &= N_M; \quad \sigma_{rS} \cdot n_S \cdot r_S = T_S; \\ \sigma_{a} \cdot F_{a/a} &= Q_a; \\ \frac{r_M + r_S}{2} &= r_m, \end{aligned}$$

und erhalten:

$$\begin{aligned} N_M - \tau \cdot \cos \beta \cdot a \cdot r_m - \sigma \cdot \sin \beta \cdot a \cdot r_m - f_1 \cdot T_S &= 0; \quad (1) \\ T_S + \tau \cdot \sin \beta \cdot a \cdot r_m - \sigma \cdot \cos \beta \cdot a \cdot r_m + f_2 \cdot N_M - Q_a &= 0; \quad (2) \\ 2N_M \cdot x_M + Q_a \cdot t + \sigma \cdot a^2 \cdot r_m + f_1 \cdot T_S \cdot z - T_S \cdot (2t - H) &= 0, \quad (3) \end{aligned}$$

mit  $f_1$  - Reibungszahl am glattgeschnittenen Flächenanteil;

$f_2$  - Reibungszahl am Quetschrand.

Wir stellen die Gleichgewichtsgleichungen für das innere Element auf und bezeichnen entsprechend

$$\sigma_{zS} \cdot b_S (r_S - x_S) = N_S; \quad \sigma_{rM} \cdot n_M \cdot r_M = T_M; \quad \sigma_{a1} \cdot F_{a1} = Q_{a1}$$

und erhalten:

$$N_S - \tau \cdot \cos \beta \cdot a \cdot r_m - \sigma \cdot \sin \beta \cdot a \cdot r_m - f_1 \cdot T_u = 0; \quad (4)$$

$$T_u + \tau \cdot \sin \beta \cdot a \cdot r_m - \sigma \cdot \cos \beta \cdot a \cdot r_m + f_2 \cdot N - Q = 0; \quad (5)$$

$$2N_S \cdot x_S + Q_i \cdot t + \sigma \cdot a^2 \cdot r_m + f_1 \cdot T_u \cdot z - T_u(2t - H) = 0. \quad (6)$$

Wir haben ein System von 6 Gleichungen mit 10 Unbekannten. Um die fehlenden vier Gleichungen zu bekommen, bietet sich als möglicher Weg an, sie aus den Versuchsdaten ausfindig zu machen.

Die Werte der Kräfte  $Q_a$  und  $Q_i$  kann man nach den Werten der elastischen Verformung der gelochten Öffnung und des Schneidens nach dem Theorem über die Rückfederung bestimmen.

Den Wert der elastischen Verformung der gelochten Öffnung kann man als Halbdifferenz der Durchmesser des Stempels und der gelochten Öffnung bestimmen, wobei wir die elastische Verformung des Stempels vernachlässigen

$$\frac{d_s - d_0}{2} = r_s - r_0 = \delta_1.$$

Nach dem Wert der elastischen Verformung kann man die Radialspannung an der Innenfläche des Loches bestimmen, wenn man die Formeln von N.I. Bezuchov [3] und M.E. Zubcov [4] verwendet

$$q_s = \frac{E \cdot \delta_1 \cdot (r_3^2 - r_m^2)}{r_m \cdot [(1 - \mu)r_m^2 + (1 + \mu)r_3^2]}.$$

Wenn man den Wert  $q_s$  kennt, kann man leicht den Wert  $Q_a$  bestimmen (Abb. 7), d.h. wir erhalten:

$$Q_a = \frac{E \cdot \delta_1 \cdot t \cdot (r_3^2 - r_m^2)}{(1 - \mu)r_m^2 + (1 + \mu)r_3^2}, \quad (7)$$

mit  $E$  - Modul der Normalelastizität in  $\text{kg/mm}^2$ ;

$\mu$  - Poissonsche Zahl;

$\delta_1$  - Größe der elastischen Verformung der gelochten Öffnung, die als Halbdifferenz der Durchmesser des Stempels und der gelochten Öffnung bestimmt wird, in mm;

$r_w$  - Radius des Werkstücks in mm.

Analog dazu erhalten wir für das innere Element:

$$Q_i = \frac{E \cdot \delta_2 \cdot t}{1 - \mu}, \quad (8)$$

mit  $\delta_2$ — Größe der elastischen Verformung des Ausschnitts, die als Halbdifferenz der Durchmesser der Matrize und des Ausschnitts bestimmt wird, in mm.

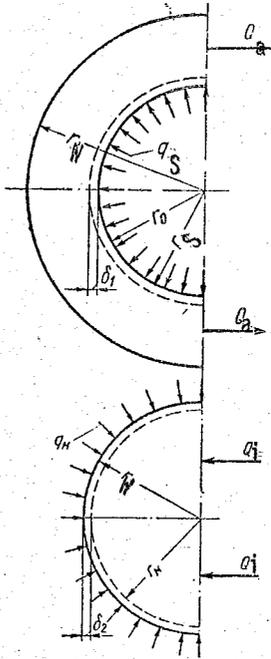


Abbildung 7. Zur Berechnung der Kräfte  $Q_a$  und  $Q_i$ .

Die Größe der Schubspannung  $\tau$  kann man aus dem Bedingungen des Metallbruchs bestimmen. Wie es die Versuche zeigen, hängt die Größe der Schubspannung bei zähem Bruch zum Zeitpunkt des Bruches für Metalle

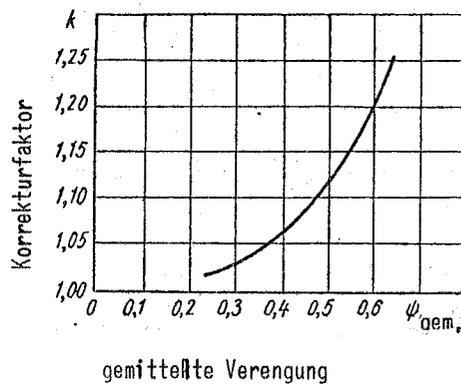


Abbildung 8. Nomogramm zur Bestimmung der tatsächlichen Spannungen im Querschnitt der Einschnürung (nach N.N. Davidenkov).

mit stabiler Struktur (geglühte Kohlenstoffstähle und Reinelemente) praktisch nicht von der Art des Spannungszustandes ab. Dies wird auch bei einer Reihe von gehärteten Stählen beobachtet. Hieraus kann man die Größe der Schubspannung  $\tau$  zum Zeitpunkt des Bruches nach den Angaben zur Metallerprobung auf Zug nach der Formel

$$\tau = \frac{S_k}{2k}, \quad (9)$$

bestimmen, mit  $S_k$  - tatsächliche Bruchfestigkeit in  $kg/mm^2$ ;  
 $k$  - Korrekturfaktor, der den Volumen-Spannungszustand in der Einschnürzone der Zugprobe berücksichtigt und nach dem Nomogramm von N.N. Davidenkov (Abb. 8) bestimmt wird.

Und schließlich liefert uns der Wert der Schneid- und Lochkraft noch eine Gleichung:

$$P = 2\pi (N_S + f_1 \cdot T_S) = 2\pi (N_M + f_1 \cdot T_M). \quad (10)$$

Die Lösung des Gleichungssystems (1 - 6) und (10) liefert uns folgende Formeln zur Bestimmung der restlichen Unbekannten:

$$\sigma = \frac{\frac{P}{2\pi} (1 + f_1 \cdot f_2) - \tau (\cos \beta - 2f_1 \cdot \sin \beta - f_1 \cdot f_2 \cdot \cos \beta) \cdot a \cdot r_m - f_1 (Q_a + Q_i)}{(\sin \beta + 2f_1 \cdot \cos \beta - f_1 \cdot f_2 \cdot \sin \beta) \cdot a \cdot r_m}; \quad (11)$$

$$T_S = \frac{[\sigma (\cos \beta - f_2 \cdot \sin \beta) - \tau (\sin \beta + f_2 \cdot \cos \beta)] \cdot a \cdot r_m + Q_a}{1 + f_1 \cdot f_2}; \quad (12)$$

$$T_M = \frac{[\sigma (\cos \beta - f_2 \cdot \sin \beta) - \tau (\sin \beta + f_2 \cdot \cos \beta)] \cdot a \cdot r_m + Q_i}{1 + f_1 \cdot f_2}; \quad (13)$$

$$N_M = f_1 \cdot T_S + \sigma \sin \beta \cdot a \cdot r_m + \tau \cos \beta \cdot a \cdot r_m; \quad (14)$$

$$N_S = f_1 \cdot T_M + \sigma \sin \beta \cdot a \cdot r_m + \tau \cos \beta \cdot a \cdot r_m; \quad (15)$$

$$x_M = \frac{T_S (2t - H - f_1 \cdot z) - \sigma \cdot a^2 \cdot r_m - Q_a \cdot t}{2N_M}; \quad (16)$$

$$x_S = \frac{T_M (2t - H - f_1 \cdot z) - \sigma \cdot a^2 \cdot r_m - Q_i \cdot t}{2N_S}. \quad (17)$$

Zur Verwendung der Formeln (11 - 17) benötigen wir die Werte der Reibungszahlen  $f_1$  und  $f_2$ .

Auf der Grundlage der Arbeiten von B.P. Zvorono [5] und M.E. Zubcov [4] kann man für Näherungsberechnungen den Mittelwert der Reibungszahl an der Seitenfläche (dem glattgeschnittenen Flächenanteil) gleich 0,25 ansetzen, d.h.  $f_1 = 0,25$ .

Bezüglich der Reibungszahl am Quetschrand (an den vorderen Berührungsflächen von Stempel und Matrize mit dem Werkstück) gibt es keine Angaben. Es muß jedoch betont werden, daß sich die Bedingungen der Reibung am Quetschrand völlig von den Bedingungen der Reibung am glattgeschnittenen Flächenanteil unterscheiden; infolgedessen müssen die Reibungszahlen am Quetschrand anders interpretiert werden.

Aufgrund der Konzentration sind die Normalspannungen in der Kontaktfläche unmittelbar an der Schneidkante immer so groß, daß hier konstante Erscheinungen zu beobachten sind.

Je nach Entfernung von der Schneidkante nehmen die Normalspannungen in der Kontaktfläche ab, wobei sie auf Null abfallen,

was dazu führt, daß in einem bestimmten Abstand von den Schneidkanten die Bedingungen für ein äußeres Gleiten des Metalls in

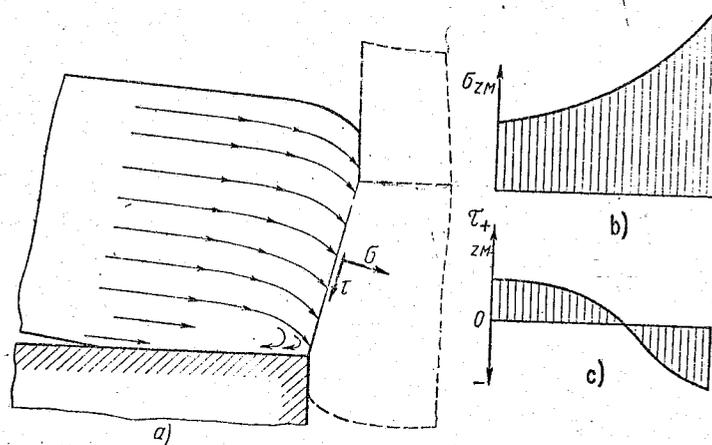


Abbildung 9. Vermutliche Art der Verteilung der Reibungskräfte am Quetschrand:  
a - Schematische Darstellung des Werkstofffluß;  
b - Verlauf der Normalspannungen; c - Verlauf der Schubspannungen.

Richtung auf den Spalt auftreten, weil der plastische Werkstofffluß in dieser Richtung abläuft.

Bis heute haben die einen Forscher angenommen, daß der Werkstoff am Quetschrand zur Seite des Spalts fließt, während die anderen Forscher der Meinung sind, daß der Werkstofffluß am Quetschrand in umgekehrter Richtung verläuft und durch die Konzentration der Spannungen an der Kante bedingt sei, Anscheinend ist dies nur richtig in der Nähe der Schneide selbst, doch fließt der Werkstoff, wie oben gezeigt wurde, in einem bestimmten Abstand von der Schneide in umgekehrter Richtung.

Auf dieser Basis kann man annehmen, daß in einem bestimmten Teil der Kontaktfläche eine Haftzone (stagnierende Zone) vorkommt, innerhalb derer die Schubspannungen abnehmen, wobei sie über die Nullposition in die Teilungsebene des Werkstofffluß übergeht (Abb. 9). Dies läßt die Annahme zu, daß, obwohl am Quetschrand Reibungskräfte vorkommen, dennoch ihre Richtung zueinander entgegengesetzt ist, infolgedessen ist die Summenreibungskraft unbedeutend. Deshalb kann man in erster Näherung

annehmen, daß der Reibungsfaktor am Quetschrand gleich Null ist, d.h.  $f_2 = 0$ .

Zur Verwendung der Formeln (11) - (17) mußte der Verfasser auf experimentellem Wege die einzelnen Komponenten der technologischen Kennwerte herausfinden<sup>1)</sup>.

Die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Werkstoffe sind in Tab. 1 angeführt. Die chemische Zusammensetzung dieser Werkstoffe gibt Tab. 2 wieder.

T a b e l l e 1

Die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe

Werkstoff	urspr. Form	$\sigma_s$ in kg/mm <sup>2</sup>	$\sigma_b$ in kg/mm <sup>2</sup>	$\psi_K$	$\psi_{gem.}$	$S_k$ in kg/mm <sup>2</sup>
Stahl 08	Blech	19	35,5	0,65	0,57	73,7
Stahl 15	Blech	24	45,4	0,445	0,34	72,5
Stahl 20	Stangen	26	43,2	0,66	0,59	95
Stahl 45	Stangen	35	69,8	0,366	0,31	100
Stahl 9ChS*	Stangen	44,5	84,2	0,30	0,28	112,3
Messing L62**	Blech	12	35,5	0,62	0,43	72
Aluminium	Stangen	3	7,32	0,91	0,80	48,7

\*\* Messing L62 (62% Cu)

T a b e l l e 2

Stahl	Elementgehalt in %					
	C	Cr	Mn	Si	S	P
08	0,05	—	0,30	0,08	0,026	0,024
15	0,12	0,17	0,20	0,03	0,020	0,028
20	0,20	—	0,45	0,21	0,023	0,021
45	0,45	0,30	0,63	0,25	0,040	0,033
9ChS*	0,88	1,12	0,40	0,16	—	—

\*Stahl 9ChS (9% Cr;  $\leq 1\%$  Si)

Aus den genannten Werkstoffen wurden Werkstücke hergestellt in Form von Kreisen mit einem Durchmesser von 32 mm. Die Werkstücke aus Blech wurden durch Ausstanzen hergestellt und die aus Formstahl durch Schneiden auf einer Drehmaschine mit anschließendem Schliff der Flächen.

Die Versuche wurden an einer mechanischen KN-15-Pressen

1) Die Experimente wurden im Laboratorium des Lehrstuhls für "Geräte und Technologie des Schneidens und Stanzens" am Stalin-Werkzeugmaschineninstitut durchgeführt.

sowjetischer Produktion durchgeführt. Eine kurze Beschreibung derselben:

Maximalkraft in m	15
Doppelhubzahl pro min	108
Größe des Stößelhubs in mm	55
Größte Geschwindigkeit des Stößels in m/s	0,31
Motorleistung in kW	0,9

Für die Versuche wurde eine Spezialschneidwerkzeug entworfen und hergestellt, dessen Zeichnung Abb. 10 wiedergibt.

Der Werkstoff der Stempel und der Matrize ist Kohlenstoff-Automatenstahl U8A (0,8 % C).

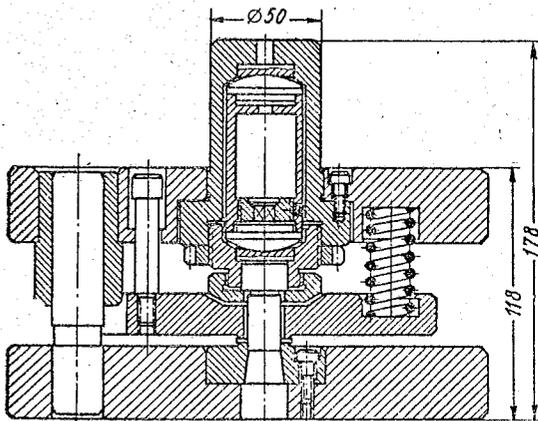


Abbildung 10. Versuchswerkzeug zum Schneiden und Lochen.

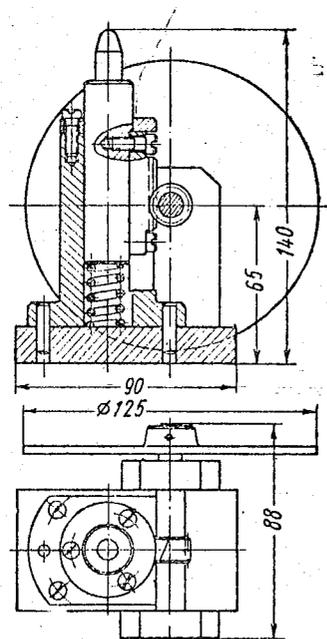


Abbildung 11. Markierer für geringe Verschiebungen.

Die Abmessungen der Schneidteile der Stempel und der Matrize sind:  $d_s = 15,92; 15,85; 15,68; 15,54; 15,24; 15,10$ ;  $d_M = 16,09$  mm.

Das in Abb. 10 dargestellte Werkzeug gestattet es, für die Messungen und Aufzeichnung der Kräfte sowohl eine Kohlemeßdose als auch einen Dehnstreifengeber zu benutzen. Im ersten Fall wird in den Werkzeugschaft eine Kohlemeßdose eingesetzt, im zweiten Fall ein Bügel mit aufgeklebten Widerstandsgebern. In unseren Versuchen wurden für die Kraftmessungen Dehnstreifen-

geber mit 25 mm Basis und 200 Ohm Widerstand benutzt.

Für die Messung und Aufzeichnung der Stempelhubgröße wurde ein Spezialgerät entworfen und hergestellt (ein Markierer für geringe Verschiebungen) mit 10 mm Meßbasis (Abb. 11). Eine detaillierte Beschreibung dieses Markierertyps für geringe Verschiebungen befindet sich in Arbeit [6].

Die Schneidkraftdiagramme und der Stempelweg wurden mit Hilfe eines Nennschleifenoszillographen aufgezeichnet. Der Oszillograph war mit einem Zeitmarkengeber ausgestattet, der die Zeitmarken in 0,02 s gab.

Es zeigt sich, daß den größten Einfluß auf den Spannungszustand des Werkstoffs und die Größe der Verformungskräfte die Größe des Spalts zwischen Stempel und Matrize hat. Deshalb wurde neben der Werkstoffsorte der Spalt, welcher zwischen 0,11 und 0,94 mm variiert wurde, als veränderlicher Parameter in den Versuchen ausgewählt. Außerdem wurden Versuche durchgeführt, den Einfluß der Stempelgeschwindigkeit zu Beginn des Schneidvorgangs, welche innerhalb von 0,05 und 0,25 m/s verändert wurde, aufzuzeigen.

Um ein quantitatives Ergebnis zu bekommen, wurden mindestens drei Versuche durchgeführt. Als Endergebnis galt das arithmetische Mittel aus den drei Gerätanzeigen.

Die Messung der Maßabweichungsgröße des gestanzten Loches und der Ausstanzung von den Stempel- und Matrizenmaßen wurden an einem Universalmikroskop mit einer Genauigkeit bis zu 0,001 mm durchgeführt. Die übrigen Messungen wurden an einem Instrumentenmikroskop mit einer Genauigkeit von 0,01 mm durchgeführt.

In Abb. 12 und 13 sind Beispiele für die gewonnenen Oszillogramme dargestellt. Insgesamt wurden ungefähr 200 Oszillogramme aufgezeichnet.

Abb. 14 zeigt graphische Darstellungen der Kraftveränderung in Abhängigkeit von der Spaltgröße. Versuche der Geschwindigkeitsänderung innerhalb der besagten Grenzen zeigten keinen merklichen Einfluß auf die Kraft.

In Abb. 15 sind die Kurven der Maßabweichungen des gestanzten

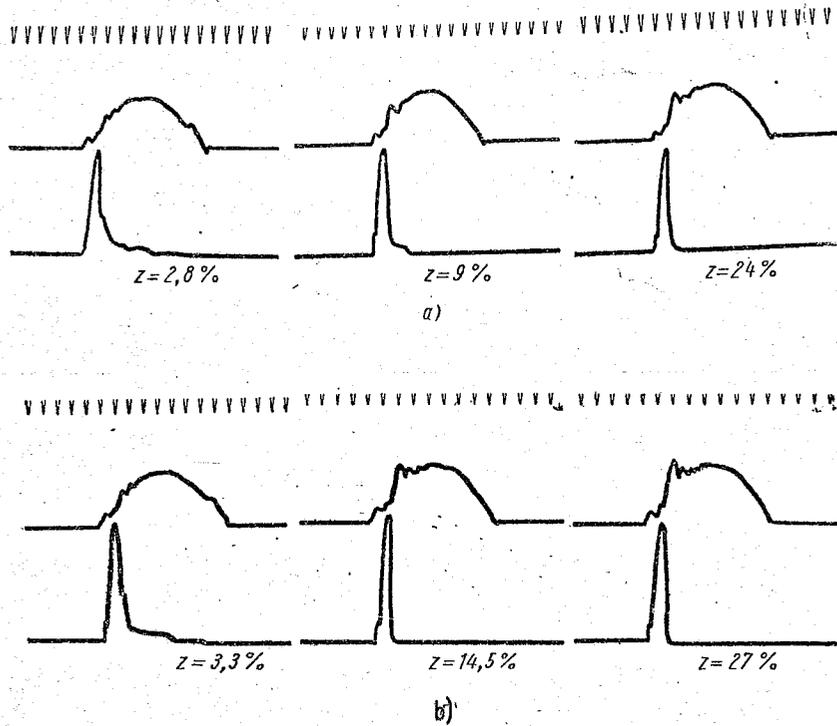


Abbildung 12. Beispiele der erzielten Oszillogramme  
a - für Messing, b - für Stahl 15.

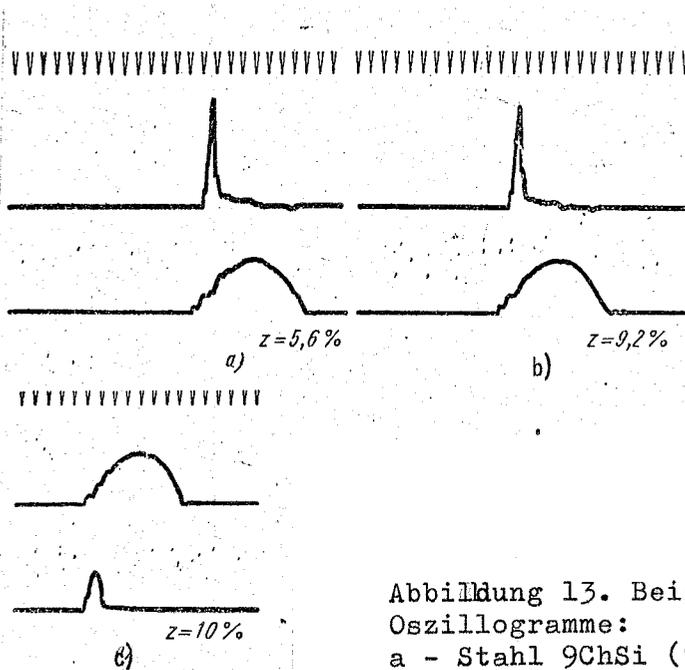


Abbildung 13. Beispiele erzielter Oszillogramme:  
a - Stahl 9ChSi (9 % Cr,  $\leq$  1 % Si);  
b - Stahl 45; c - Aluminium.

Loches und der Ausstanzung von den Stempel- und Matrizenabmessungen in Abhängigkeit vom Spalt dargestellt.

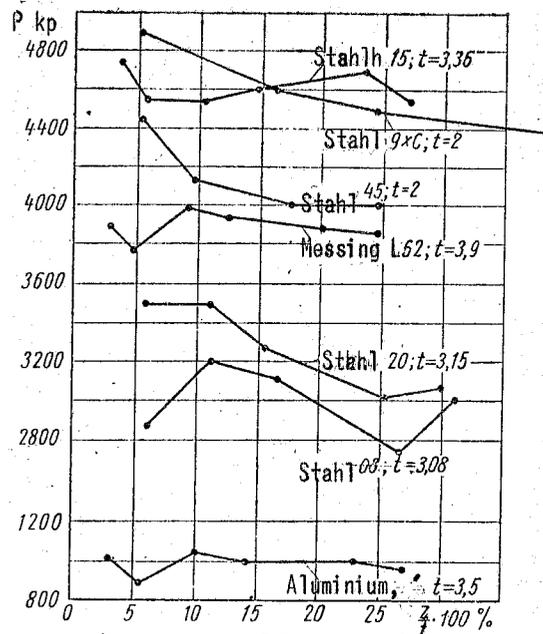


Abbildung 14. Graphische Darstellung der Kraftveränderung des Schneidens und Lochens in Abhängigkeit von der Spaltgröße.

Die Auswertung der Kraftabhängigkeitskurven und Maßabweichungen des gestanzten Loches und der Ausstanzung von den Stempel- und Matrizenabmessungen zeigt, daß ihre Beschaffenheit der analoger Kurven, wie sie von anderen Forschern [8] erzielt wurden, ähnlich sind.

Die gewonnenen Versuchsdaten lassen uns den Spannungszustand und die Größe der Verformungskräfte bestimmen, wobei wir die oben eingeführten Formeln verwenden. Die Ergebnisse einer solchen Bestimmung sind in den Tab. 3, 4 und 5 angeführt.

Die erzielten Angaben bestätigen die eben aufgestellte These, daß in der Schnittfläche neben den Schubspannungen  $\tau$  die Normalzugspannungen  $\sigma$  vorkommen (Abb. 16). Die bisher in theoretischen Arbeiten gemachte Annahme, daß  $\sigma=0$ , entspricht nicht der Wirklichkeit.

Die gewonnenen Daten zeigen, daß die Spaltgröße einen großen Einfluß auf den Spannungszustand des Werkstoffs hat. Die Reibungskräfte vermindern die Härte des Spannungszustandes,

T a b e l l e 3

Werkstoff Messing

$z$ in %	$t$ in mm	$a$ in mm	$P$ in kg	$Q_a$ in kg	$Q_i$ in kg	$\sigma$ in $mm^2$ kg/mm <sup>2</sup>	$T_S$ in kg	$T_M$ in kg	$N_S$ in kg	$N_M$ in kg	$x_S$ in mm	$x_M$ in mm
2,8	3,9	1,82	3900	-66	121	14,2	251	306	558	545	0,80	0,74
4,7	3,9	1,85	3790	-28	50	16,5	220	238	547	543	0,77	0,74
9	3,9	1,95	4000	30	-50	19,8	232	212	519	584	0,71	0,73
12,5	3,9	1,95	3950	136	-184	25,9	190	140	583	595	0,66	0,72
20,4	3,9	1,95	3900	150	-230	26,4	163	93	579	597	0,50	0,58
24	3,9	1,9	3875	170	-250	30,5	150	70	578	590	0,48	0,55

T a b e l l e 4

Werkstoff Stahl 15

$z$ in %	$t$ in mm	$a$ in mm	$P$ in kg	$Q_a$ in kg	$Q_i$ in kg	$\sigma$ in $mm^2$ kg/mm <sup>2</sup>	$T_S$ in kg	$T_M$ in kg	$N_S$ in kg	$N_M$ in kg	$x_S$ in mm	$x_M$ in mm
3,3	3,37	1,95	4740	-153	320	13	345	412	659	639	0,78	0,71
5,5	3,36	1,95	4550	-87	126	16,5	319	358	644	634	0,74	0,70
10,5	3,36	2,0	4550	40	-58	23,4	280	262	652	657	0,64	0,65
14,5	3,37	2,05	4600	154	-220	29,3	238	172	670	687	0,53	0,605
23,6	3,35	2,10	4700	240	-346	34	203	97	698	723	0,35	0,46
27	3,35	2,03	4500	223	-316	34,2	187	97	677	699	0,32	0,41

T a b e l l e 5

Werkstoff Stahl 45

$z$ in %	$t$ in mm	$a$ in mm	$P$ in kg	$Q_a$ in kg	$Q_i$ in kg	$\sigma$ in $mm^2$ kg/mm <sup>2</sup>	$T_S$ in kg	$T_M$ in kg	$N_S$ in kg	$N_M$ in kg	$x_S$ in mm	$x_M$ in mm
5,6	1,97	1,4	4460	-63	110	21,4	281	328	639	627,5	0,41	0,38
9,2	1,98	1,3	4140	0	0	26,8	242	242	594,5	594,5	0,36	0,36
17,5	2,0	1,3	4020	52	-100	33	225	177	584	596	0,27	0,31
24,5	2,0	1,3	4020	104	-150	36,8	177	132	596	607	0,18	0,22

ihre Größe hängt jedoch eng mit der Spaltgröße zusammen. Da eine Vergrößerung des Spalts eine Verringerung der Reibungskräfte nach sich zieht, führt dies zu intensiver Härtezunahme des Spannungszustandes mit Vergrößerung des Spalts.

Da wir hier den gemittelten Spannungszustand des Werkstoffs in der Schnittebene untersuchen (ohne seine Ungleichförmigkeit zu berücksichtigen), wird er ausreichend genug durch die Größe der Schub- ( $\tau$ ) und der Normalspannung ( $\sigma$ )

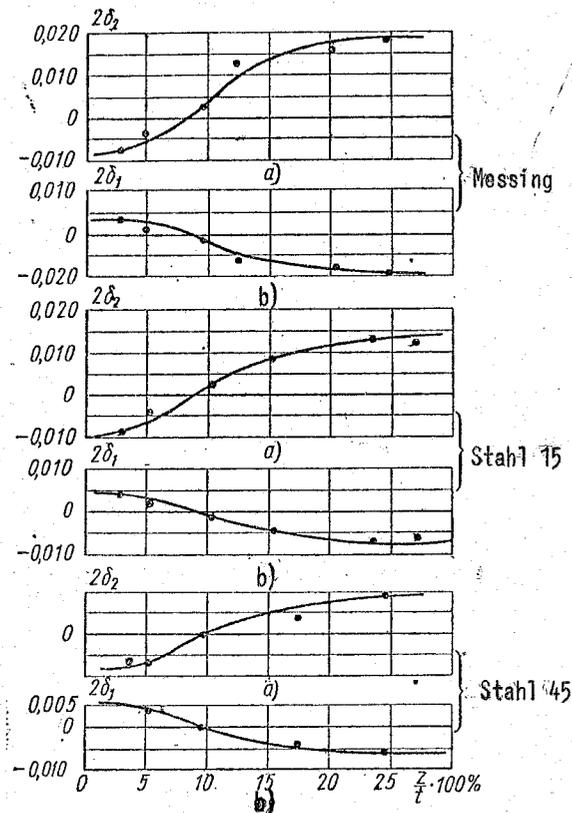


Abbildung 15. Kurven der Maßabweichung des gestanzten Loches (a) und der Ausstanzung (b) von den Stempel- und Matrizenabmessungen in Abhängigkeit von der Spaltgröße

charakterisiert, um einen Spannungskreis aufbauen zu können (Abb. 17) und die Größe der Hauptnormalspannungen zu bestimmen.

Aus dem Spannungskreis erhalten wir:

$$\sigma_1 = \sigma + \tau; \quad \sigma_2 = \sigma - \tau; \quad \sigma_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} = \sigma.$$

Zur Charakterisierung der Härte des Spannungszustandes verwenden wir die Größe der Relation  $\frac{\sigma}{\tau}$ . Für den reinen Schub ist  $\sigma = 0$ ; folglich ist  $\frac{\sigma}{\tau}$  ebenfalls gleich Null.

Mit zunehmendem  $\sigma$  nimmt die Härte des Spannungszustandes zu. Bei  $\frac{\sigma}{\tau} = 1$  erhalten wir eine zweiseitige Dehnung, d.h.  $\sigma_1 = 2\tau$ ;

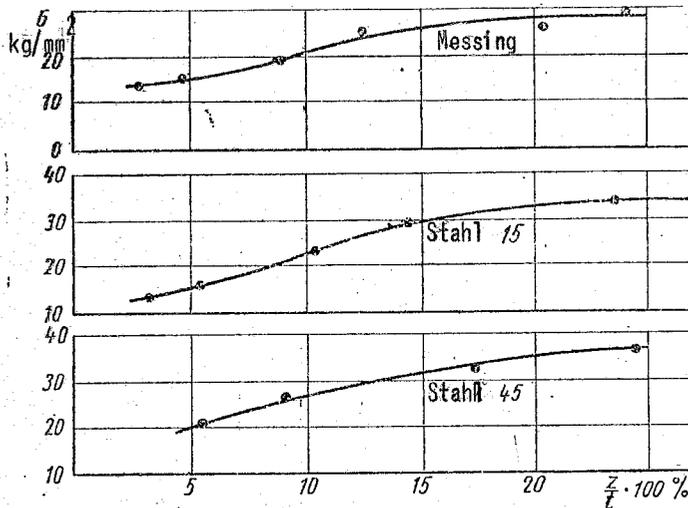


Abbildung 16. Abhängigkeit der Normalspannung  $\sigma$  in der Bruchzone von der Spaltgröße.

$\sigma_2 = 0$ ;  $\sigma_3 = \tau$ . Bei  $\frac{\sigma}{\tau} > 1$  erhalten wir den Bereich der allseitigen Dehnung.

Die Härte des Spannungszustandes beim Schneiden und Lochen bei Spaltgrößen von ungefähr 7 % (Abb. 18) ist  $\frac{\sigma}{\tau} \approx 0,5$ , d.h.

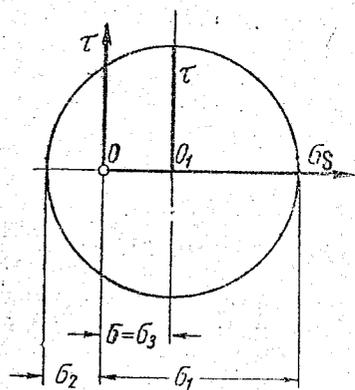


Abbildung 17. Spannungskreis beim Schneiden und Lochen.

der Spannungszustand nimmt eine Mittelstellung zwischen dem reinen Schub und der allseitigen Dehnung ein. Bei weiterer Vergrößerung des Spalts nähert sich der Spannungszustand noch mehr der allseitigen Dehnung an ( $\frac{\sigma}{\tau} \rightarrow 1$ ). Auf diese Weise nimmt der Spannungszustand des Werkstoffs beim Schneiden und Lochen einen Zwischenbereich zwischen dem reinen Schub und der allseitigen Dehnung ein.

Die gewonnenen Daten bezeugen die Abhängigkeit der Normalkräfte in den Kontaktflächen von der Spaltgröße. Besonders starken Einfluß hat die Spaltgröße auf die Größe der Normalkräfte, die auf den glatgeschnittenen Flächenanteil einwirken

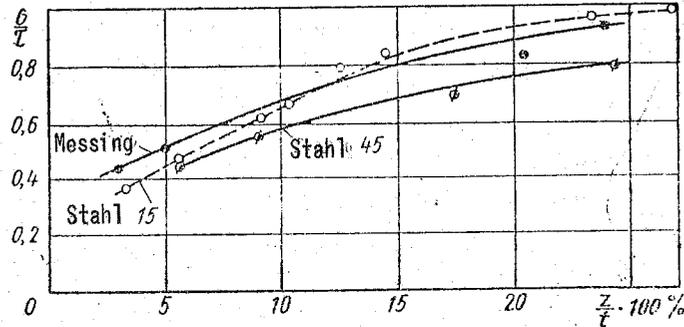


Abbildung 18. Kurven der Härteveränderung des Werkstoffspannungszustandes  $\left(\frac{\sigma}{\tau}\right)$  in Abhängigkeit vom Spalt.

(Abb. 19). Auf den Wert der Normalkräfte, die auf den Quetschrand einwirken, hat die Spaltgröße beträchtlich geringeren Einfluß (Abb. 20).

Es muß noch darauf hingewiesen werden, daß auch Form und Maße des Werkstücks auf die Größe der Normalkräfte in den Kontaktflächen einigen Einfluß haben. Folglich müssen bei anderen Abmessungen und Formen der Werkstücke die in den Abb. 19 und 20 dargestellten Kurven etwas anders aussehen. Die Art ihrer Veränderung kann man auf folgende Weise darstellen.

Die Werte der Kräfte

$Q_a$  und  $Q_i$  hängen hauptsächlich von der Werkstoffart, seiner

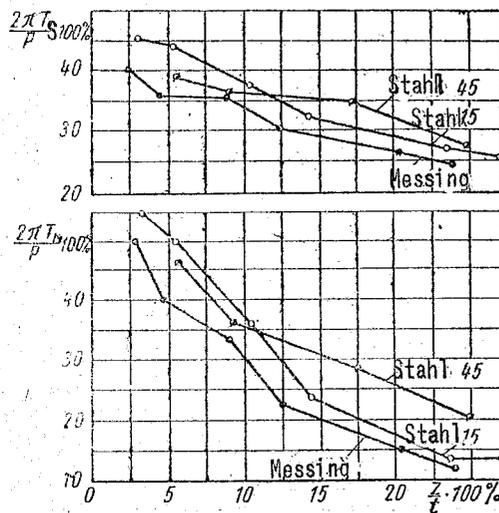


Abbildung 19. Abhängigkeit der Normalkräfte, die auf den geschnittenen Flächenanteil einwirken, von der Spaltgröße.

Dicke, der Form und den Abmessungen der Schnittlinie des Werkstücks und von der Spaltgröße ab. Bei ansonst gleichen Bedingungen nimmt der Wert  $Q_a$  bei Vergrößerung des Radius  $r_W$  des Bleches (Zunahme der Stegbreite) zu. Hieraus folgt, daß die Größe der bei kleinen Spaltbreiten auf die Stempelflanken wirkenden Normalkräfte zunimmt, und bei großen Spaltbreiten ab, da  $Q_a$  sein Vorzeichen ändert. Bei beträchtlicher Steggröße führt eine weitere Zunahme jedoch nicht zu einer wesentlichen Vergrößerung von  $Q_a$ . Praktisch nimmt die Größe  $Q_a$  bei  $\frac{r}{r} < 0,1$  einen konstanten Wert an.

Dasselbe gilt auch für die Größe der Kräfte  $Q_i$ . Hier ist jener Umstand von Einfluß, was für ein Werkstück ausgeschnitten wird: ein geschlossenes oder eines mit Loch. Beim Schneiden eines Teiles mit Loch sind die auf die Matrizenflanken wirkenden Normalkräfte geringer bei kleinem Spalt und größer bei großem Spalt als beim Schneiden eines Vollteils.

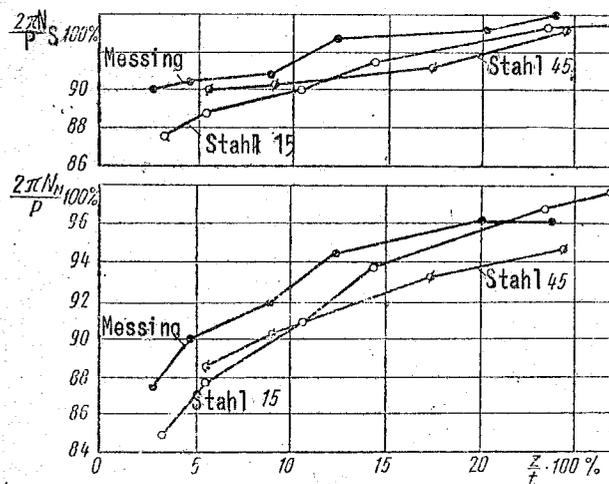


Abbildung 20. Abhängigkeit der Normalspannungen, die auf den Quetschrand einwirken, von der Spaltgröße.

Die erzielten Angaben (Abb. 21) zeigen, daß während des Schneidens und Lochens beträchtliche Reibungskräfte vorhanden sind. Einen großen Einfluß auf die Größe der Reibungskräfte hat die Spaltgröße. Bei kleinen Spaltbreiten beträgt die Größe

der Reibungskraft bezüglich der Schneidkraft 25 - 30 %. Mit größer werdendem Spalt nimmt die Reibungskraftgröße beträchtlich ab und beträgt bei Spaltbreiten von ungefähr 25 - 30 % t 10 - 12 %.

Diese beträchtlichen Reibungskräfte weisen darauf hin, daß es bei den Vorgängen des Schneidens und Lochens zweckmäßig ist, in größerem Umfange Schmiermittel zu verwenden.

Wie eine Reihe von Untersuchungen zeigte, ist es bei der Wahl der wirksamen Schmiermittel notwendig, hauptsächlich von den physikalisch-mechanischen Bedingungen auszugehen, unter denen das Schmiermittel arbeiten soll. Diese sind bedingt durch den größten spezifischen Druck zwischen den Reibungsflächen und ihrer gegenseitigen Fortbewegungsgeschwindigkeit. Von diesem Gesichtspunkt aus erleichtern unsere Untersuchungen das Problem, welche wirksamen Schmiermittel zu wählen seien, in beträchtlichem Maße, da sie es in jedem konkreten Fall gestatten, die physikalisch-mechanischen Bedingungen, unter denen dieses oder jenes Schmiermittel arbeiten soll, zu bestimmen.

Es muß ebenfalls betont werden, daß je nachdem, wie die Reibungskraftgröße von der Größe der auf den geschnittenen Flächenanteil wirkenden Normalkräfte abhängt, der Einfluß der Form und der Maße des Werkstückes analog ist zu dem untersuchten Einfluß des letzteren auf die Größe der Normalkräfte.

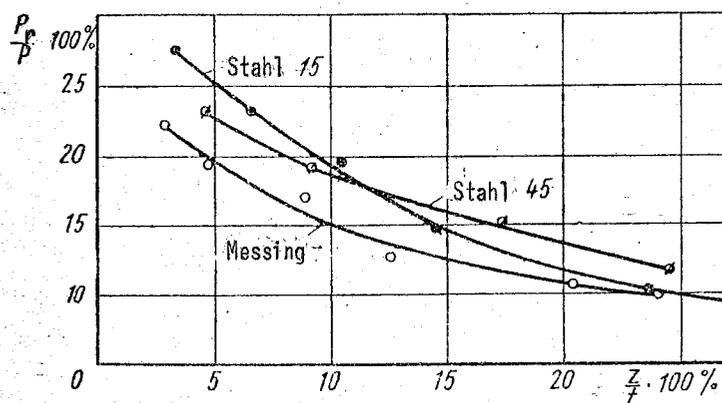


Abbildung 21. Kurven der Veränderung der Reibungskräfte in Abhängigkeit von der Spaltgröße.

Der Hauptkennwert des Metalls beim Schneiden und Lochen ist sein Schneidwiderstand  $\tau_{\text{schn}}$ . Wenn beträchtliche Reibungskräfte vorhanden sind, ist es zweckmäßig, den Schneidwiderstand  $\tau_{\text{schn}}$  als eine Größe anzusehen, die aus zwei Hauptteilen besteht: a) dem Widerstand des Werkstoffes gegenüber plastischer Verformung zum Zeitpunkt des Bruches; b) den durch die Reibung in den Kontaktflächen bedingten Widerstand.

Eine solche Betrachtungsweise der Größe  $\tau_{\text{schn}}$  läßt uns erklären, warum  $\tau_{\text{schn}}$  keine Konstante des Werkstoffes sein kann. Dies beruht vor allem darin, daß die Größen ihrer beiden Bestandteile, wie es unsere Untersuchungen zeigten, zu einem beträchtlichen Grade von den Versuchsbedingungen abhängen, insbesondere der durch die Reibung bedingte Widerstand.

Die Notwendigkeit einer solchen Betrachtungsweise der Größe  $\tau_{\text{schn}}$  wird auch noch dadurch hervorgerufen, daß ihre Bestandteile verschiedenen Gesetzen unterworfen sind. (der eine den Gesetzen der Plastizität und der andere den Gesetzen der Reibung).

Dieser Umstand erklärt in einer Reihe von Fällen den offensichtlichen Widerspruch in den gemachten Untersuchungen, was durch die verschiedenen Bedingungen bei der Versuchsdurchführung bedingt ist. Zum Beispiel haben die einen Forscher bei zunehmender Geschwindigkeit des Schneidens und Lochens eine Zunahme der Kraft beobachtet, die anderen eine Abnahme, und die dritten können beweisen, daß eine Veränderung der Verformungsgeschwindigkeit keinen Einfluß hat auf die Größe der Kraft; diese unterschiedlichen Ansichten kann man folgendermaßen erklären.

Mit zunehmender Geschwindigkeit beim Schneiden und Lochen tritt eine bestimmte Zunahme der Bruchfestigkeit des Metalls und Abnahme des durch die Reibungskräfte bedingten Widerstands ein, angesichts der Abnahme des Reibungsfaktors.

Natürlich ist bei geringen Spaltbreiten, wenn die Reibungskräfte groß sind, eine Abnahme der Kraft mit zunehmender Geschwindigkeit zu erwarten, und umgekehrt ist zu erwarten, daß bei großen Spaltbreiten, wenn die Reibungskräfte gering sind,

die Kraft zunimmt. Bei irgendeiner Spaltzwischengröße werden sich zunehmender Widerstand gegenüber der plastischen Verformung und abnehmender Widerstand, der durch die Reibungskräfte bedingt ist, gegenseitig kompensieren, und die Geschwindigkeit wird keinen Einfluß mehr haben auf die Kraft.

Das oben Dargelegte läßt den Schluß zu: wenn gegenwärtig der Begriff "Schneidwiderstand" auch eine bestimmte Bedeutung in der praktischen Anwendung behalten mag, so muß er vom Gesichtspunkt der Fortentwicklung der Theorie des Schneidens und Lochens verworfen werden.

Man kann annehmen, daß es richtiger ist, als physikalische Konstante des Werkstoffs beim Schneiden und Lochen die wahre Schubspannung im Moment des Bruches ( $\tau$ ) anzusehen, die man nach den Ergebnissen der Dehnungsprüfung bestimmen kann (unter Berücksichtigung des Volumen-Spannungszustandes in der Einschnürzone der Zugprobe).

Der Vorgang des Schneidens und Lochens zeichnet sich aus durch eine äußerst ungleichförmige Spannungsverteilung am Quetschrand. Die erzielten Angaben bestätigen die von vielen Forschern ausgesprochene Annahme, daß mit zunehmendem Spalt die Größe der Spannungskonzentration an den Rändern von Stempel und Matrize zunimmt.

In Abb. 22 sind die Werte  $x_S$  und  $x_M$  dargestellt, die den Grad der Spannungskonzentration an den Rändern von Stempel und Matrize charakterisieren. Die Spannungskonzentration hat einen starken Einfluß auf die Standzeit der Stanzwerkzeuge. Dieser Frage ist jedoch noch nicht die nötige Aufmerksamkeit gewidmet worden. So machen alle Forscher auf das Vorhandensein der Spannungskonzentration aufmerksam, doch von den theoretischen Versuchen zu ihrer quantitativen Bestimmung ist uns nur eine Arbeit bekannt, die von V. D. Golovlev [7] durchgeführt wurde.

V. D. Golovlev nimmt an, daß die Veränderung der Normalspannung  $\sigma_p$  (Abb. 23) nach dem parabolischen Gesetz abläuft, d.h.

$$\sigma_p = K \cdot p^2 + C, \quad (18)$$

mit  $\rho$  — Abstand des untersuchten Punktes der Kontaktfläche von der Stempelachse;  
 K und C — konstante Größen.

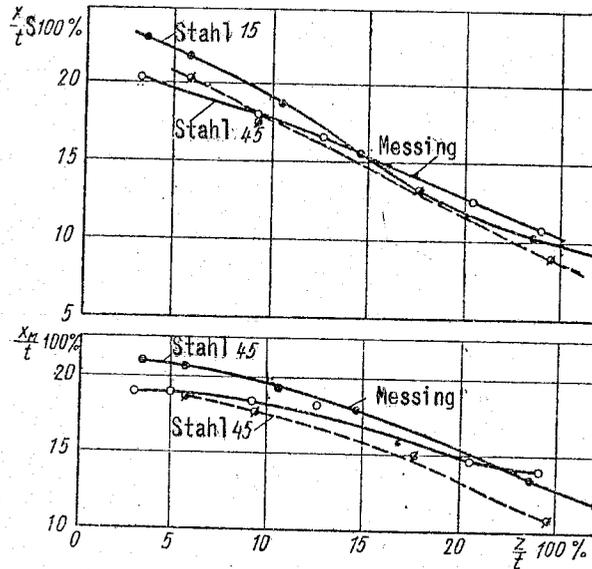


Abbildung 22. Kurven der Veränderung von  $x_M$  und  $x_S$  in Abhängigkeit von der Spaltgröße.

Für die Bestimmung von K und C werden zwei Bedingungen verwendet:

1. Die Bedingung der Gleichheit von Stanzkraft und Volumen, das durch die Fläche der Normalspannungen und die Kontaktebene begrenzt ist, d.h.

$$P = 2\pi \int_{R-b}^R r (K \cdot r^2 + C) dr; \quad (19)$$

2. Die Minimalspannung, die an der Entstehungsgrenze des Quetschrandes vorkommt, ist gleich der Fließgrenze des Werkstückwerkstoffes, d.h.

$$\sigma_{\min} = \sigma_s.$$

Diese Arbeit (von V.D. Golovlev [7]) gestattet es, in erster Näherung den Wert der maximalen Normalspannungen am Rand zu schätzen, doch gleichzeitig hat sie wesentliche Mängel.

Zum Beispiel ist die Annahme des parabolischen Gesetzes für die Veränderung der Normalspannungen  $\sigma_p$  nicht begründet. Unrichtig ist die Annahme von Gleichung (19), in der die Stanzkraft  $P$  um die Größe der Reibungskräfte des Werkstoffs am Stempel verringert werden muß.

Die von uns erzielten Angaben über die Mechanik des Schneidens und Lochens lassens uns die Art der Verteilung der Normalspannungen an der Scherfläche und die Größe der Maximalspannungen an den Flächen bestimmen, ausgehend von folgendem.

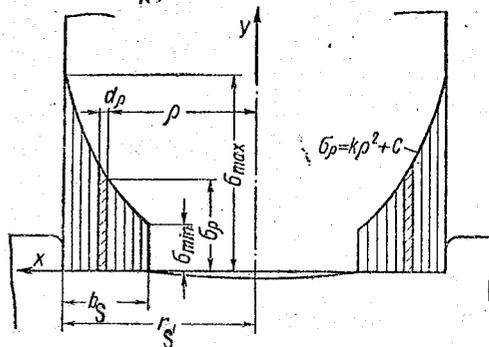


Abbildung 23. Verteilung der Normalspannungen am Quetschrand von seitlich des Stempels (nach V.D. Golovlev)

Bei der Untersuchung des Eindringens der Stempel ins Metall wurde von M.A. Bol'shanina für Aluminium die empirische Abhängigkeit zwischen der Kraft  $P_{\text{ein}}$ , die auf den Stempel wirkt, und der Eindringtiefe des Stempels ins Metall  $h_{\text{ein}}$  in folgender Form erzielt:

$$P_{\text{ein}} = C_1 \cdot h_{\text{ein}}^{m_1} \quad (20)$$

mit  $C_1$  und  $m_1$  - Konstanten für das jeweilige Metall.

Diese Abhängigkeit wurde in G.I. Karpovs Arbeit für Kupfer und Messing bestätigt.

Wenn wir zu den Spannungen übergehen, kann die Abhängigkeit (20) in folgender Form geschrieben werden:

$$\sigma_{\text{ein}} = C_1' \cdot h_{\text{ein}}^{m_1} \quad (21)$$

In unserem Fall fällt die Eindringtiefe des Stempels an der Scherfläche unterschiedlich aus: minimal am Beginn der Scherfläche und maximal am Rand (Abb. 24). Wir nehmen an, daß die Abhängigkeit zwischen der Eindringtiefe des Stempels und dem Abstand vom Beginn der Scherfläche zur Randseite in der Form

$$h_x = h_0 + C_2 \cdot b_x^{m_2}, \quad (22)$$

ausgedrückt wird, mit  $h_0$  - Eindringtiefe des Stempels am Beginn der Scherfläche, d.h. sie stellt die Größe der elastischen Verformung an dieser Stelle dar.

Wir vernachlässigen diese Größe und können den Ausdruck (22) in folgender Form anschreiben:

$$h_x = C_2 \cdot b_x^{m_2}. \quad (23)$$

Wenn wir annehmen, daß die Normalspannung am Beginn der Scherfläche gleich der Fließgrenze ist, und die Zunahme der Spannungen durch eine Abhängigkeit ausgedrückt wird, die analog ist zur Abhängigkeit (21), erhalten wir:

$$\sigma_x = \sigma_s + C_1 \cdot h_x^{m_1}. \quad (24)$$

Oder schließlich unter Einsetzen des Wertes  $h_x$  aus Formel (23):

$$\sigma_x = \sigma_s + C b_x^m, \quad (25)$$

wobei der Koeffizient C und der Exponent m nicht konstant sind, sondern von den Versuchsbedingungen abhängen.

Auf diese Weise sind für die Bestimmung der Figur der Normalspannungen am Quetschrand zwei Gleichungen zur Bestimmung von C und m notwendig. Diese Gleichungen kann man erhalten, wenn man die Werte der mittleren Normalspannung am Quetschrand und die Lage der Resultierenden der Normalspannungen ( $x_S$  oder  $x_M$ ) benutzt.

Bei der Herleitung dieser Gleichungen werden wir den Wert der Normalspannungen bis zum Beginn des Quetschrandes, d.h. in der elastischen Zone, vernachlässigen.

Dann erhalten wir für den Fall der Verteilung der Normal-

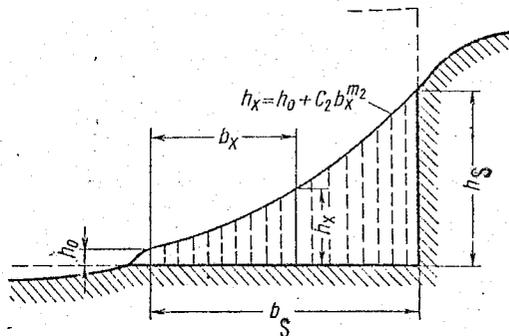


Abbildung 24. Art der Verteilung der Eindringtiefe des Stempels in das Werkstück.

spannungen am Quetschrand von seiten des Stempels (Abb. 25):

$$\int_0^{2\pi} \int_{r_S - b_S}^{r_S} \sigma_{zs} \cdot r_x \cdot dr \cdot d\alpha = 2\pi N_S, \quad (26)$$

$$\int_0^{2\pi} \int_{r_S - b_S}^{r_S - x_S} \sigma_{zs} \cdot r_x \cdot dr \cdot d\alpha = \pi \cdot N_S, \quad (27)$$

mit  $b_S$  - Breite des Quetschrandes von seiten des Stempels.

Wir lösen die Gleichungen (26) und (27) und erhalten:

$$\sigma_s \cdot b_S \left( r_S - \frac{b_S}{2} \right) + C_S \cdot b_S^{m_S+1} \cdot \left[ \frac{r_S (m_S + 2) - b_S}{(m_S + 1)(m_S + 2)} \right] = N_S, \quad (28)$$

$$2 \left\{ \sigma_s (b_S - x_S) \left( r_S - \frac{b_S + x_S}{2} \right) + C_S (b_S - x_S)^{m_S+1} \times \right. \\ \left. \times \left[ \frac{r_S (m_S + 2) - b_S - x_S (m_S + 1)}{(m_S + 1)(m_S + 2)} \right] \right\} = N_S. \quad (29)$$

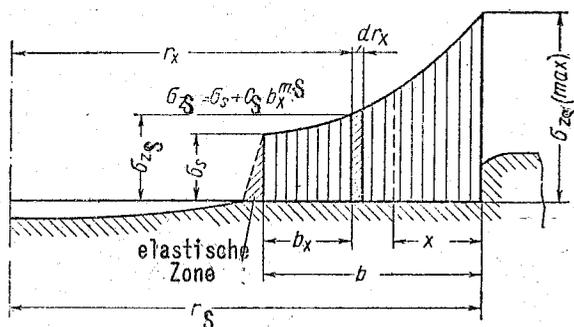


Abbildung 25. Art der Verteilung der Normalspannungen am Quetschrand von seiten des Stempels.

Für die relativen Dicken  $\frac{d}{t} \leq 0,25$ , was am häufigsten in der Praxis beobachtet wird, ist der Wert  $x_S$  äußerst klein, verglichen mit  $r_S$ .

Dann kann man Gleichung (29) folgendermaßen umschreiben:

$$2 \left\{ \sigma_s (b_S - x_S) \left( r_S - \frac{b_S}{2} \right) + C_S (b_S - x_S)^{m_S+1} \times \right. \\ \left. \times \left[ \frac{r_S (m_S + 2) - b_S}{(m_S + 1)(m_S + 2)} \right] \right\} = N_S. \quad (30)$$

Wir lösen Gleichung (28) und (30) bezüglich  $m_S$  und  $C_S$  und erhalten:

$$m_S = \frac{\lg \left[ N_S - 2\sigma_s (b_S - x_S) \left( r_S - \frac{b_S}{2} \right) \right] - \lg \left[ 2N_S - 2\sigma_s b_S \left( r_S - \frac{b_S}{2} \right) \right]}{\lg \left( 1 - \frac{x_S}{b_S} \right)} - 1. \quad (31)$$

$$C_S = \frac{N_S - \sigma_s \cdot b_S \cdot \left( r_S - \frac{b_S}{2} \right)}{b_S^{m_S+1} \left[ \frac{r_S (m_S + 2) - b_S}{(m_S + 1)(m_S + 2)} \right]}. \quad (32)$$

Analog dazu erhalten wir für den Fall der Verteilung der Normalspannungen am Quetschrand von Seiten der Matrize (Abb. 26):

$$m_M = \frac{\lg \left[ N_M - 2\sigma_s (b_M - x_M) \left( r_M + \frac{b_M}{2} \right) \right] - \lg \left[ 2N_M - 2\sigma_s b_M \left( r_M + \frac{b_M}{2} \right) \right]}{\lg \left( 1 - \frac{x_M}{b_M} \right)} - 1; \quad (33)$$

$$C_M = \frac{N_M - \sigma_s b_M \left( r_M + \frac{b_M}{2} \right)}{b_M^{m_M+1} \left[ \frac{r_M (m_M + 2) + b_M}{(m_M + 1)(m_M + 2)} \right]}. \quad (34)$$

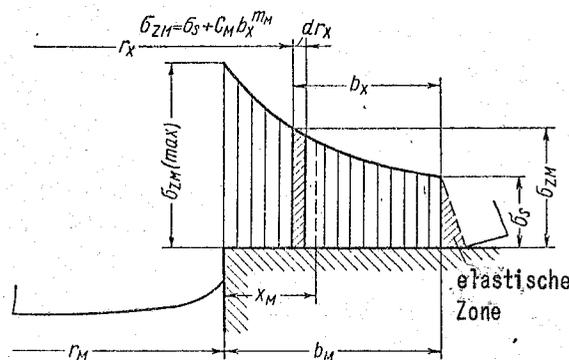


Abbildung 26. Art der Verteilung der Normalspannungen am Quetschrand von seiten der Matrize.

Die Ergebnisse der an Stahl 15 nach den genannten Formeln (31 - 34) durchgeführten Berechnungen sind in Tab. 6 wiedergegeben.

Nach den Angaben von Tab. 6 wurden die Figuren der Verteilung der Normalspannungen am Quetschrand aufgestellt (Abb. 27,

Werte m und C für Stahl 15

$z$ in %	3,3	10,5	14,5	23,6	27
$m_S$	0,61	1,05	1,83	3,07	3,17
$C_S$	27,5	31,6	31,8	41,5	53,2
$m_M$	1,58	1,32	1,37	2,03	2,32
$C_M$	16	24,3	29,3	43	51

28). Die Art dieser Figuren hängt zu einem großen Grad von der Spaltgröße ab. Besonders starken Einfluß hat die Spaltgröße auf den Wert der maximalen Normalspannung am Rand, die mit zunehmendem Spalt steil ansteigt.

Die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchung lassen uns dazu übergehen, einige quantitative Abhängigkeiten aufzustellen, wie auch einige Erscheinungen, die beim Schneiden und Lochen beobachtet werden, zu erklären.

Als Beispiel wollen wir die Frage erörtern, welchen Einfluß die Spaltgröße auf die Standzeit der Maschinenarbeitsteile hat.

Bei geringen Spaltbreiten treten äußerst bedeutende Reibungskräfte auf, die dem absoluten Wert nach mit kleiner werdendem Spalt steil ansteigen. Außerdem gibt es bei kleinen Spaltbreiten ebenfalls große Reibungskräfte während der Abnahme des Fertigteilens vom Stempel sowie beim Auswurf des Abfalls durch die Matrize. Folglich kann man die starke Minderung der Standzeit der Gesenkarbeitsteile bei kleinen Spaltbreiten durch ihren intensiven Verschleiß infolge beträchtlicher Reibungskräfte während des Schneidens und Lochens selbst, während der Abnahme und beim Ausstoßen von Fertigteil und Abfall erklären.

Wenn der Spalt größer wird, nehmen die Reibungskräfte steil ab. Bei ausreichend großen Spaltbreiten entfällt die

Kraft zum Abnehmen und Ausstoßen, aber darüberhinaus himmt die Spannungskonzentration an den Rändern stark zu. Die

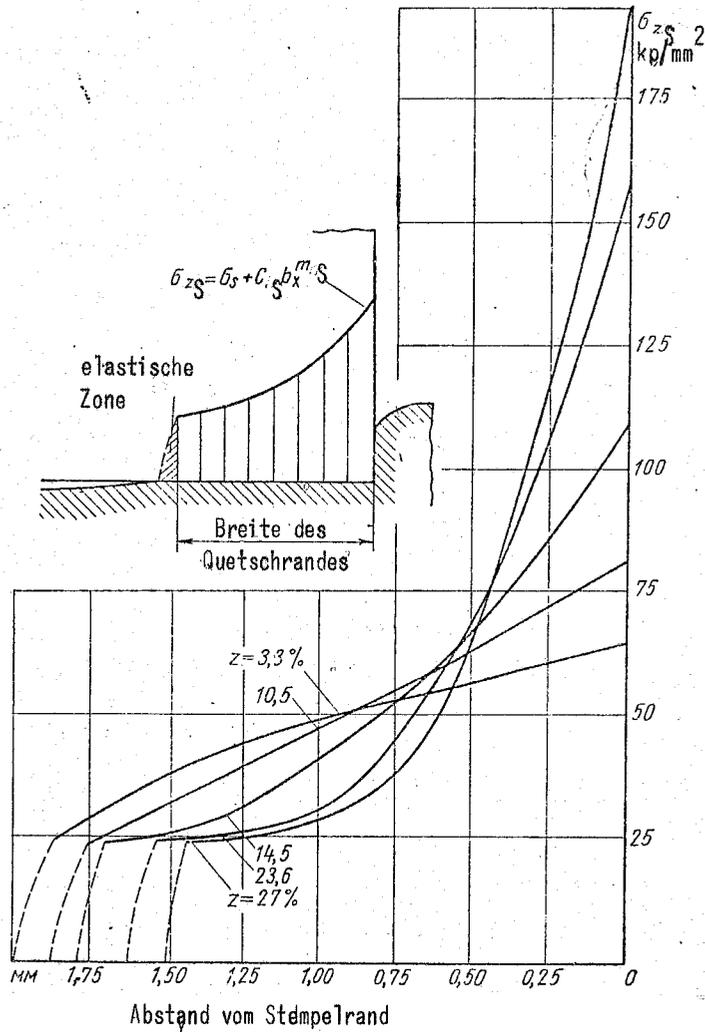


Abbildung 27. Veränderung der Verteilung der Normalspannungen an der Stempelstirnseite in Abhängigkeit von der Spaltgröße (Stahl 15).

Zunahme der Normalspannungen an der Flanke führt dazu, daß sich die Schneiden des Stempels und der Matrize plastisch zu verformen beginnen. Dies führt dazu, daß die Schneiden schneller stumpf werden, was seinerseits wiederum eine Steigerung

der benötigten Schneidkräfte und ein schnelleres Abstumpfen und einen Verschleiß der Schneiden hervorruft.

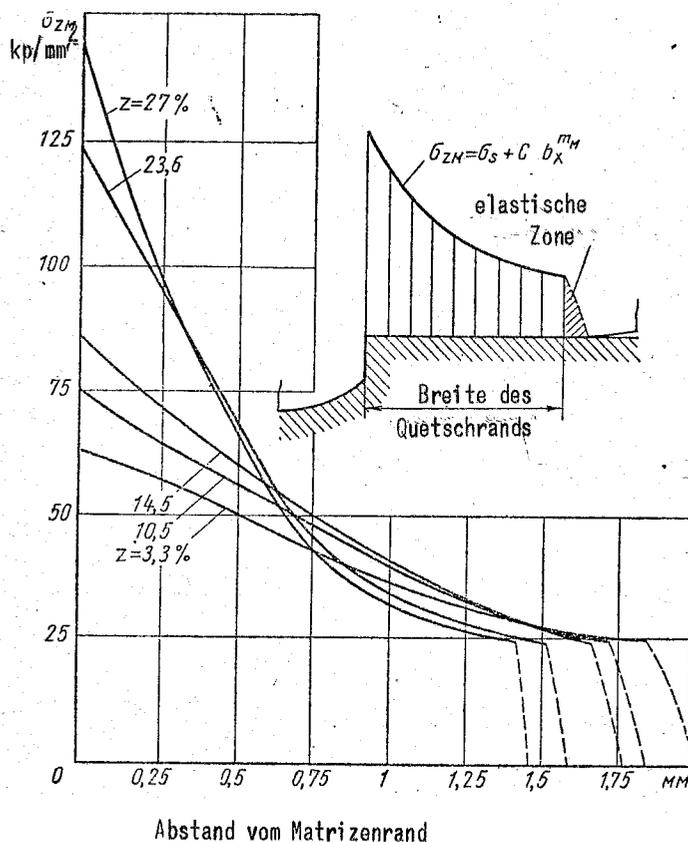


Abbildung 28. Veränderung der Verteilung der Normalspannungen an der Stirnseite der Matrize in Abhängigkeit von der Spaltgröße (Stahl 15)

Aufgrund des oben Dargelegten kann zum Zwecke der Steigerung der Standzeit der Werkzeuge (mit der Standzeit der Werkzeuge hängt auch die Genauigkeit der Fertigungsteile eng zusammen) folgendes empfohlen werden:

- a) bei kleinen Spaltbreiten (unter 15 - 17 %) ein entsprechendes Schmiermittel zu verwenden;
- b) im Falle großer Spaltbreiten (über 20 %) ist die größte Wirkung zu erwarten bei Anwendung von solchen Werkstoffen für Stempel und Matrize, die eine höhere Fließgrenze besitzen.

LITERATUR

1. Губкин С. И., Закон дополнительных напряжений. Сб. «Технология цветных металлов», Металлургиздат, 1946.  
Gubkin, Sergej Ivanovič: Zakon dopolnitel'nych naprjaženij.  
In Sammelband: Technologija cvetnych metallov. Moskva: Verlag Metallurgizdat, 1946.  
<Das Gesetz der Nebenspannungen.>
2. Давиденков Н. Н. и Спиридонова Н. И., Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца, «Заводская лаборатория» № 6, 1945.  
Davidenkov, N.N., Spiridonova, N.I.: Analiz naprjažennogo sostojanija v šejke rastjanutogo obrazca.  
In: Zavodskaja laboratorija. Moskva, 11 (1945), Nr 6, S. 583 bis 593.  
<Analyse des Spannungszustandes in der Einschnürzone einer Zugprobe.>
3. Безухов Н. И., Теория упругости и пластичности, Гостехиздат, 1953.  
Bezochov, Nikolaj Ivanovič: Teorija uprugosti i plastičnosti. Moskva: Verlag Gostechizdat, 1953.  
<Theorie der Elastizität und Plastizität.>
4. Зубцов М. Е., Технология холодной штамповки, Машгиз, 1950.  
Zubcov, M.E.: Technologija chododnoj štampovki. Moskva: Gos. naučno-techn. izd-vo mašinostroitel'noj literatury, 1950.  
<Technologie der spanlosen Kaltformung.>
5. Звороно Б. П., Расчет и конструирование штампов для холодной штамповки, Машгиз, 1949.  
Zvorono, B.P.: Rasčet i konstruirovanie štampov dlja chododnoj štampovki. Moskva: Gos. naučno-techn. izd-vo mašinostroitel'noj literatury, 1949.  
<Berechnung und Konstruktion von Werkzeugen für das Kaltumformen.>
6. Прозоров Л. В., Отметчик малых перемещений, Сб. ЦНИИТМАШ, кн. 17, Машгиз, 1949.  
Prozorov, L.V.: Otmetčik malych peremeščenij.  
In Sammelband: Central'nyj naučno-issledovatel'skij institut tehnologii i mašinostroenija. Kniga 17. Moskva: Verlag "Mašgiz", 1949.  
<Markierer für geringe Verschiebungen.>
7. Головлев В. Д., Исследование процесса вырубki-пробивки, кандидатская диссертация, Станкин, 1949.  
Golovlev, V.D.: Issledovanie processa vyrubki-probivki. Stankin, Kandidatendissertation, 1949.  
<Untersuchung des Vorgangs des Schneidens und Lochens.>
8. Мещерин В. Т., Влияние зазора между пуансоном и матрицей вырезного штампа на поверхность среза и на размеры самой вырезки и отверстия, «Вестник машиностроения» № 7—8, 1937.  
Meščerin, V.T.: Vlijanie zazora meždu puansom i matricej vyrežnogo štampa na poverchnost' sreza i na razmery samoj vyrezki i otverstija.  
In: Vestnik mašinostroenija. Moskva, 1937, Nr 7 - 8.  
<Der Einfluß des Spalts zwischen Stempel und Matrize des Schneidwerkzeugs auf die Scherfläche und die Maße des Ausschnitts selbst sowie des Loches.>

Stuttgart, den 25.10.1976

Übersetzung von:

*Ottmar Pertschi*  
(Ottmar Pertschi)  
Dipl.-Übersetzer

Übersetzungsstelle  
der Universitätsbibliothek Stuttgart

N a c h t r a g zur Übersetzung

Čudakov, P.D.

Untersuchung der Mechanik des Schneidens und Lochens

Berichtigung zu S. 14 ff.:

Stahl 9ChS heißt nicht 9% Cr; 1% Si,  
sondern: 0,9% C; 1% Cr; 1% Si.

Ergänzung zu S. 14 ff.:

Die folgenden Stähle bedeuten

Stahl 08	unberuhigt vergossener Baustahl	mit 0,08% C
Stahl 15	Kohlenstoffstahl	mit 0,15% C
Stahl 20	"	mit 0,20% C
Stahl 45	"	mit 0,45% C

Stuttgart, den 29.10.1976

*Ottmar Pertschi*

(Ottmar Pertschi)