

2/402

Renne, I.P. (Dr.d.techn.Wiss.); Kartašov, A.F.

Untersuchung des Rollbiegens

Deutsche Vollübersetzung aus:

Kuznečno-šampovočnoe proizvodstvo. Moskva, 1991, Nr 8, S. 11 - 14.

Russ.: **Анализ процесса гибки-завивки**

Analiz processa gibki-zavivki

Mechanik des Rollbiegeverfahrens von dem Streifen, welcher in eine halbrunde Biegematrize hineingedrückt wird. Theoretische Untersuchung des Verfahrens unter der Berücksichtigung des Einflusses des Verfestigungsexponenten $n = 0$ bis $0,3$ und der Rückfederung. Ermittlung der geometrischen Parameter des Verfahrens, minimaler Biegeradius, notwendige Vorbiegung des Streifenendes, andere Verfahrensparameter.

Für das Rollbiegen, das in Abb. 1 schematisch dargestellt ist, ist eine starke Krümmungsänderung im Querschnitt I-I bezeichnend. Der Werkstoff des zu biegenden Streifens 4 bewegt sich links und recht von diesem Querschnitt ohne Verformung, da der absolute Wert j der Normaldruckspannung

$$|\sigma_{N_1}| = N_1/(B \cdot h_1)$$

(mit N_1 und h_1 für die Normaldruckkraft und die Streifendicke links vom Querschnitt I-I ; B - Streifenbreite) geringer ist als die Werkstoff-Fließgrenze $\sigma_{0,2}$ und da der absolute Wert der Spannung

$$|\sigma_{N_2}| = N_2/(B \cdot h_2)$$

(mit N_2 und h_2 für die Normaldruckkraft und die Streifendicke rechts vom Querschnitt I-I) geringer ist als der Wert $|\sigma_{N_1}|$. Den Querschnitt I-I kann man als "enge Zone der plastischen

Verformung" (EZPV) darstellen, innerhalb derer es zu einer starken unumkehrbaren Krümmungsänderung kommt [1]. In einem beliebigen, zur Streifenoberfläche senkrechten Querschnitt der EZPV nehmen zwei innere Kraftfaktoren Einfluß: das Biegemoment M und die Normalkraft N , deren Werte von der Eintrittskante bis zur Austrittskante des Werkstoffs aus dieser Zone variieren von M_1 und N_1 bis zu M_2 und N_2 .

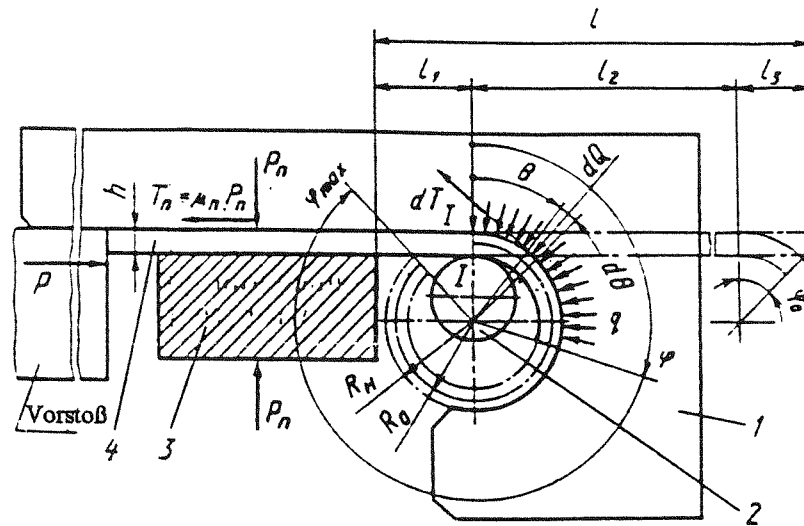


Abb. 1

Untersuchen wir zuerst den Fall, daß der Werkstoff des Streifens ideal elastoplastisch (nicht verfestigend) ist und daß seine Formänderungsfestigkeit gleich der Fließgrenze ist $R_e = \sigma_s = \text{const}$).

Wir nehmen den Spannungszustand in der EZPV als eben an ($\sigma_z = 0$), d.h. wir vernachlässigen die Einwirkung der Radialspannungen und nehmen unter Berücksichtigung, daß das

Verhältniss von Streifenbreite zu Streifendicke $B/h_1 \geq 5$ ist, den Verformungszustand ebenfalls als eben an ($e_y = 0$) [2].

In diesem Fall sind die dimensionslosen Normalspannungen

$\bar{\sigma}_{N_1} = \sigma_{N_1}/\sigma_\tau$ und $\bar{\sigma}_{N_2} = \sigma_{N_2}/\sigma_\tau$ verbunden durch die Gleichung [1]

$$\begin{aligned} & (1+0,75*\bar{\sigma}_{N_1}^2)/(1+0,75*\bar{\sigma}_{N_2}^2) = \\ & = (4\bar{R}_H [\arctg(\sqrt{3}/2*\bar{\sigma}_{N_2}) - \arctg(\sqrt{3}/2*\bar{\sigma}_{N_1})]) / \\ & \quad (1+2 [\arctg(\sqrt{3}/2*\bar{\sigma}_{N_2}) - \arctg(\sqrt{3}/2*\bar{\sigma}_{N_1})]), \end{aligned} \quad (1)$$

wobei $\bar{R}_H = R_H/h_1$ (R_H Krümmungsradius der Kontaktoberfläche des Gesenks);

$$h_2 = \bar{h}_2/h_1 = (1+0,75*\bar{\sigma}_{N_1}^2)/(1+0,75*\bar{\sigma}_{N_2}^2). \quad (2)$$

Die Biegemomente an den Ein- und Austrittskanten der EZPV sind formelmäßig gleich:

$$M_1 = ((\sigma_\tau*Bh_1^2)/(2*\sqrt{3}))*(1-0,75*\bar{\sigma}_{N_1}^2); \quad (3)$$

$$M_2 = ((\sigma_\tau*Bh_2^2)/(2*\sqrt{3}))*(1-0,75*\bar{\sigma}_{N_2}^2). \quad (4)$$

Die Normaldruckkräfte an den Ein- und Austrittskanten der EZPV sind formelmäßig gleich:

$$N_1 = -\bar{\sigma}_{N_1}*Bh_1*\sigma_\tau; \quad (5)$$

$$N_2 = -\bar{\sigma}_{N_2}*Bh_2*\sigma_\tau. \quad (6)$$

Wir nehmen an, daß entlang der Kontaktflächen des zu biegender Streifens mit dem Gesenk (der zylindrischen Oberfläche mit dem Radius R_H) eine gleichmäßig verteilte Last Einfluß nimmt (siehe Abb. 1).

$$q = Q / (2BR_H \sin(\varphi/2)) ,$$

wobei Q für die Resultierende der Normalkontaktkräfte steht, deren Größe durch den Wert des Winkels φ bestimmt wird. Dann erhalten wir aus den Kräftegleichgewichtsbedingungen die Werte der äußeren Kraftfaktoren M_2^* und N_2^* an der Austrittskante der EZPV:

$$M_2^* = B \cdot R_H \cdot R_0 \cdot (1 - \cos\varphi + \mu \cdot \sin\varphi - (R_H/R_0) \cdot \mu\varphi) \cdot q, \quad (7)$$

$$N_2^* = B \cdot R_H \cdot (1 - \cos\varphi + \mu \cdot \sin\varphi) \cdot q, \quad (8)$$

wobei $R_0 = R_H - 0,5 \cdot h_2$; μ Koeffizient der Kontaktreibung ist. Wir verwenden die Relation $N_2/M_2 = N_2^*/M_2^*$ und erhalten nach Einsetzen der Werte aus den Ausdrücken (4), (6), (7) und (8) die Gleichung:

$$(1 - 0,75 \cdot \bar{\sigma}_{N_2}^2) \cdot \bar{h}_2 + \sqrt{3} \cdot \bar{\sigma}_{N_2} \cdot [2\bar{R}_H(1-f) - \bar{h}_2] = 0, \quad (9)$$

wobei

$$f = \mu\varphi / (1 - \cos\varphi + \mu \sin(\varphi/2)). \quad (10)$$

Wir lösen Gleichung (9) bezüglich f und erhalten

$$f = 1 + (\bar{h}_2(1 - 0,75 \cdot \bar{\sigma}_{N_2}^2 - \sqrt{3} \cdot \bar{\sigma}_{N_2})) / (2\sqrt{3} \cdot R_H \bar{\sigma}_{N_2}). \quad (11)$$

Mit den Gleichungen (1), (2), (10) und (11) können wir die Graphiken $f(\bar{\sigma}_{N_1})$ und $h_L(\bar{\sigma}_{N_1})$ für die verschiedenen Werte von R_H konstruieren (Abb. 2a und b).

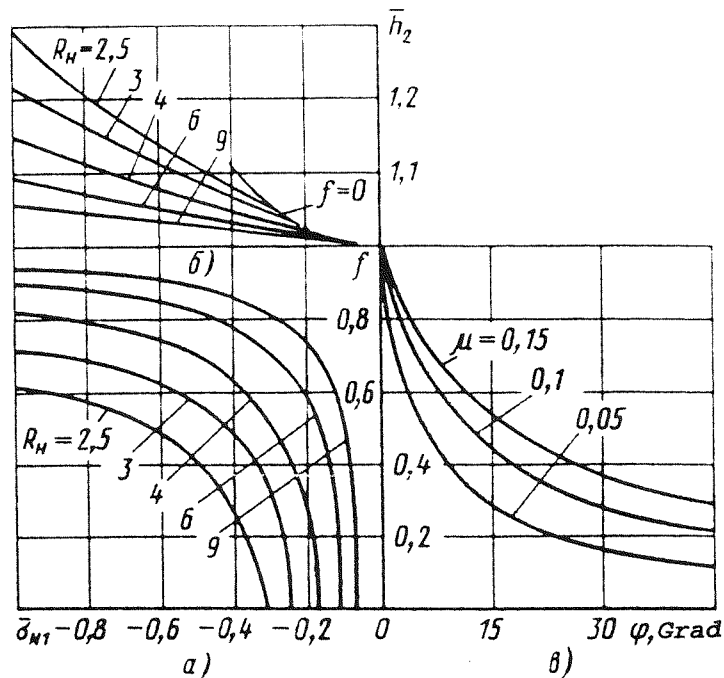


Abb. 2

Offensichtlich ist das Rollbiede-Verfahren nur dann möglich, wenn die Normalspannung $\bar{\sigma}_{N_1}$ im Streifenquerschnitt vor der Eintrittskante der EZPV geringer ist als ein gewisser kritischer Wert $\bar{\sigma}_K$, bei dem ein Stabilitätsverlust der rechteckigen Streifenform eintreten kann, d.h. es muß die Bedingung

$$|\bar{\sigma}_{N_1}| < |\bar{\sigma}_K| / \sigma_\tau = K_Y \quad (12)$$

erfüllt werden. Durch diese Bedingung wird die zulässige Größe des Koeffizienten f bestimmt. Der Wert darf nicht über einem gewissen kritischen f_K liegen, das man durch den kritischen Wert $\bar{\sigma}_{N_1}^K = -K_Y$ bestimmen kann. Wie aus der Gleichung (10) folgt, entspricht dem kritischen Wert f_K ein gewisser Wert des Winkels $\varphi = \varphi_0$, der von den Kontaktreibungsbedingungen abhängt (d.h. vom Wert des Koeffizienten μ). Anders ausgedrückt: das Rollbiege-Verfahren kann ohne Stabilitätsverlust durchgeführt werden, wenn das vordere Ende des zu biegenden Streifens vorab bogenförmig gebogen wurde mit einem Außenradius R_H in einem Winkel, der größer oder gleich φ_0 ist.

Der kritische Wert σ_K kann bestimmt werden, wenn man den Schlankheitsgrad λ des Streifens kennt.

Bekanntlich [3] ist

$$\lambda = Kl/r_{\min} , \quad (13)$$

wobei l die Länge des Rohlings bezeichnet, d.h. den Abstand von seinem vorderen Ende bis zum Spannkloben (siehe Abb. 1); $r_{\min} = 0,25 h_1$ den geringsten Trägheitsradius des ursprünglichen Streifenquerschnitts; K den vom Aufbau der Lagerung abhängigen Koeffizienten: man kann $K = 2$ annehmen, wenn vorausgesetzt wird, daß das eine Ende des Streifens (das linke) durch den Spannkloben 3 festgeklemmt wird und das andere Ende (das rechte) frei ist, bzw. $K = 0,7$, wenn das zweite (rechte) Ende gelenkig ist (z.B. wenn im Biegegesenk eine Zusatzeinrichtung vorhanden ist: eine frei rotierende Welle 2, wobei das zu biegende

Streifenende im Spalt zwischen der Welle und dem Gesenk 1 liegt; die Achse der Welle 2 ist auf das Gesenk 1 fixiert).

Beim Rollbiegen im "vollen Winkel" mit

$$\varphi = \varphi_{\max} = 2\pi - \arccos((R_H - h_1)/R_H) = 2\pi - \arccos((\bar{R}_H - 1)/\bar{R}_H) \quad (14)$$

kann man die Größe l bestimmen, wenn man die Veränderung der Streifendicke h berücksichtigt und annimmt, daß nötigenfalls sein Ende um den Winkel φ_0 vorgebogen wird, $l = l_1 + l_2 + l_3$, wobei $l_1 \approx R_H = \bar{R}_H h_1$ gleich dem Abstand vom Spannkolben bis zur Achse der gebogenen Schleife;

$$l_2 \approx (\varphi_{\max} - \varphi_0) * (R_H - 0,5 * h_2) * h_2 / h_1 = h_1 * (\varphi_{\max} - \varphi_0) * (\bar{R}_H - 0,5 * \bar{h}_2) * \bar{h}_2$$

gleich der Länge des Arbeitsbereiches, in dem während des Rollbiegens eine Zunahme der Dicke stattfindet;

$$l_3 \approx \varphi_0 * (R_H - 0,5 * h_1) = h_1 * \varphi_0 * (\bar{R}_H - 0,5)$$

gleich der Abwicklungslänge des vorabgebogenen Streifenabschnitts.

Wir setzen diese Werte ein und erhalten nach Transformationen:

$$l = h_1 * \{ \varphi_{\max} * \bar{h}_2 * (\bar{R}_H - 0,5 * \bar{h}_2) [1 - (\bar{\varphi}_0 * (\bar{h}_2 - 1) * (\bar{R}_H + 0,5 - 0,5 * \bar{h}_2)) / (\bar{R}_H - 0,5 * \bar{h}_2)] + \bar{R}_H \} \quad (15)$$

mit $\bar{\varphi}_0 = \varphi_0 / \varphi_{\max}$.

Berücksichtigt man, daß der Klammerwert nur unwesentlich von Eins abweicht, wenn der Winkel der Vorbiegung $\varphi_0 \leq 20-30^\circ$, dann kann man eine approximative Gleichung benutzen, die einen etwas höheren Wert von l liefert:

$$l \approx h_1 * [\varphi_{\max} * h_2 (R_H - 0,5) + \bar{R}_H] \quad (15a)$$

Dann erhalten wir nach Einsetzen von l und r_{\min} in Gleichung (13) und unter Berücksichtigung von Gleichung (14)

$$\lambda = 4K * R_H * \{ [2\pi - \arccos((\bar{R}_1 - 1) / \bar{R}_H)] [1 - h_2 / 2\bar{R}_H] * \bar{h}_2 + 1 \} \quad (16)$$

Ist λ größer als der Wert λ_1 , bei dem die nach der Eulerschen Gleichung berechnete kritische Druckspannung annähernd $0,85 * R_e$ ist [3], d.h. wenn

$$\lambda > \lambda_1 = \pi * \sqrt{(E / 0,85 * \sigma_\tau)} = 3,41 * \sqrt{(E / \sigma_\tau)} \quad (17)$$

wobei E den Elastizitätsmodul bezeichnet, dann kann man zur Bestimmung der kritischen Spannung die Eulersche Gleichung benutzen:

$$\sigma_K = \pi^2 * E / \lambda^2 \quad (18)$$

Ist $\lambda < \lambda_1$ und größer als der Wert $\lambda_2 = 40$, dann bestimmt man den Wert der kritischen Spannung, indem man von der Annahme ausgeht, er verändere sich linear vom Wert $\sigma_K = \sigma_\tau$ bei

$\lambda = \lambda_2 = 40$ bis zu dem Wert $\sigma_K = 0,85 \cdot \sigma_\tau$ bei $\lambda = \lambda_1$, d.h. in diesem Bereich der Werte λ ist

$$\sigma_K = \sigma_\tau \cdot (1 - (0,15\lambda - \sigma) / (\lambda_1 - 40)). \quad (19)$$

Deshalb kann man annehmen:

$$\begin{aligned} K_y &= 1 && \text{bei } \lambda \leq 40 ; \\ K_y &= 1 - (0,15\lambda - 6) / (\lambda_1 - 40) && \text{bei } 40 \leq \lambda \leq \lambda_1 ; \\ K_y &= \pi^2 \cdot E / (\lambda^2 \cdot \sigma_\tau) && \text{bei } \lambda > \lambda_1 . \end{aligned} \quad (20)$$

In den Abb. 3a) und b) sind die Graphiken von $K_y(\lambda)$ angegeben, die mit der Gleichung (20) für Werkstoffe mit verschiedenen Werten der Relation R_e/E konstruiert werden, und ebenso die Graphiken von $\lambda(R_H)$, die mit der Gleichung (16) bei verschiedenen Werten von h_2 und K konstruiert wurden.

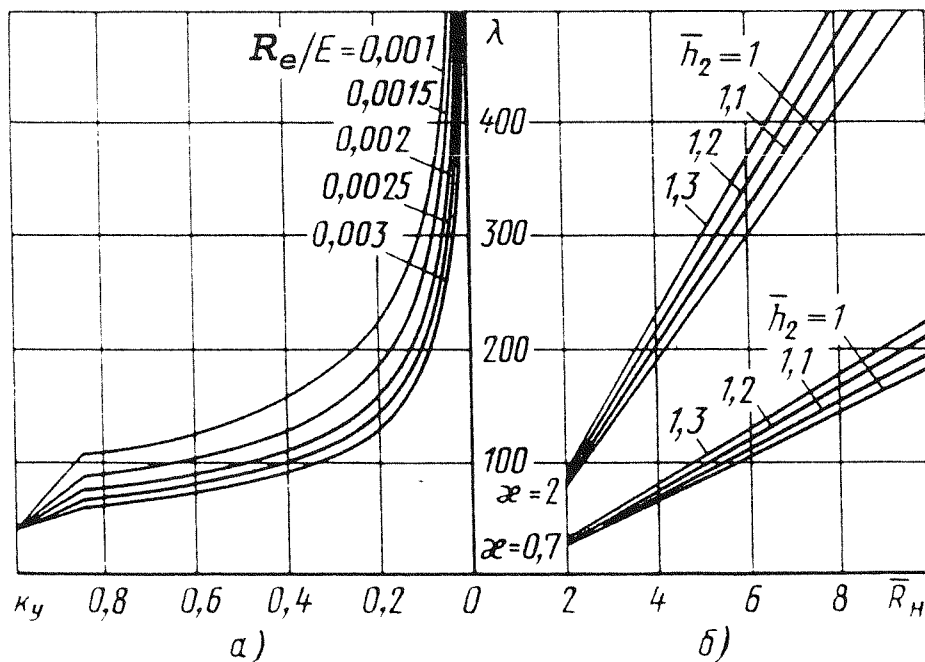


Abb. 3

Mit den Graphiken der Abb. 2 kann man bestimmen, ob das Rollbiegen mit dem vorgegebenen Krümmungsradius R_H ohne die Welle 2 (siehe Abb. 1) möglich ist oder ob es nur mit dieser Welle geht, ob es dabei notwendig ist, das Ende des Rohlings vorab zu biegen und um welchen Winkel φ_0 .

Führt man z.B. das Rollbiegen an einem Rohling (Streifen) mit dem relativen Radius $\bar{R}_H = 3$ aus einem idealplastischen Werkstoff mit der Beziehung $\bar{\sigma}_\tau/E = 0,001$ und $K_Y = |\bar{\sigma}_{N_1}^K|$ durch (letzteres folgt aus der Gleichung (12)), verfährt man folgendermaßen: man gibt vorab den Wert $\bar{h}_2 = 1,1$ vor (der später präzisiert wird) und ermittelt nach der Graphik $\lambda(\bar{R}_H)$ in Abb. 3b den Flexibilitätswert bei $K = 2$ ($\lambda=140$) und nach der Graphik $K_Y(\lambda)$ in Abb. 3a den ihm entsprechenden Wert K_Y bei $\bar{\sigma}_\tau/E = 0,001$, ($K_Y = 0,505$).

Unter Berücksichtigung, daß $K_Y = |\bar{\sigma}_{N_1}^K|$, ermittelt man nach der Graphik $\bar{h}_2(\bar{\sigma}_{N_1}^K)$ in Abb.2b den dem Wert $\bar{\sigma}_{N_1}^K$ bei $R_H = 3$ entsprechenden Wert \bar{h}_2 ($\bar{h}_2=1,087$) und korrigiert, unter Verwendung dieses neuen Wertes \bar{h}_2 , die Werte λ ($\lambda=138$) und K_Y ($K_Y=|\bar{\sigma}_{N_1}^K|=0,52$).

Nach der Graphik $f(\bar{\sigma}_{N_1}^K)$ in Abb. 2a ermittelt man den Wert $f = f_K$ ($f_K=0,58$), der $\bar{\sigma}_{N_1}^K = -0,52$ entspricht, und nach der Graphik $f(\varphi)$ in Abb. 2c den Wert des Winkels φ_0 der Vorabbiegung ($\varphi_0 \approx 5,5; 10, 5$ und 16° bei $\mu = 0, 05; 0, 1$ und $0,15$). Folglich ist das Rollbiegen mit dem relativen Radius $\bar{R}_H = 3$ ohne eine Welle möglich, bedarf jedoch, daß das Rohlingsende vorab gebogen wird.

Beim Rollbiegen eines Streifens aus demselben Werkstoff und mit demselben relativen Radius $\bar{R}_H = 3$, jedoch mit einer Welle, wobei $K = 0,7$, verfahren wir gleichmaßen und ermitteln, daß $\lambda = 52$; $h_1 = 1,21$; $K_y = |\bar{\sigma}_{N_1}^K| = 0,975$; $f_K = 0,705$ und $\varphi_0 \approx 2,2$; 5 und 7° bei $\mu = 0,05$; $0,1$ und $0,15$.

Wir vergleichen diese Ergebnisse mit den Ergebnissen der Berechnung bei $K = 2$ und können die Schlußfolgerung ziehen, daß die Benutzung einer Welle beim relativen Krümmungsradius $\bar{R}_H = 3$ nicht sinnvoll ist, weil - obwohl dabei ein geringerer Vorabbiegungswinkel (um ca. das 2,5fache) erforderlich ist - die spezifische Kraft um beinahe das Doppelte steigt und die Streifendicke im Biegebereich starkt zunimmt.

Bei der Bestimmung des Winkels φ_0 für die Vorabbiegung des Rohlingsendes bei den üblichen Werkstoffen, deren Formänderungsfestigkeit σ_s beim Kaltbiegen vom Verformungsgrad abhängt, muß man die Verformungsverfestigung berücksichtigen.

Bei der stationären Verformung, wozu man auch das Rollbiegen zählen kann, stellt die Größe der Zunahme der spezifischen Kraft am Prozeßende ($\Delta\sigma_N = \sigma_{N_2} - \sigma_{N_1}$) den Mittelwert der spezifischen Verformung a_{im} dar [4]; die relative Größe dieser Zunahme zum Mittelwert der Formänderungsfestigkeit (σ_{sm}) im plastischen Bereich kann man als approximativen Wert des mittleren Verformungsgrades (e_{im}) ansehen, d.h.

$$\Delta\sigma_N = \Delta\sigma_N / \sigma_{sm} = a_{im} / \sigma_{sm} = e_{im} \cdot \quad (21)$$

Dabei kann man, wie in [5] aufgezeigt, den mittleren Verformungsgrad des fest werdenden Werkstoffes mit ziemlicher Genauigkeit genauso berechnen, wie man unter denselben Verformungsbedingungen bei einem idealen sich nicht verfestigenden Werkstoff vorgeht.

Wir benutzen die Fließkurvengleichung, deren Gleichung durch die Potenzgleichung

$$\bar{\sigma}_s = A * e_i^n \quad (22)$$

approximiert wird. Die Koeffizienten A und n bestimmen wir mit Hilfe der Gleichungen [6]

$$n = \ln(1 + 2/3 * A_5) ; \quad (23)$$

$$A = R_m * \exp n/n^n , \quad (24)$$

wobei R_m und A_5 Zugfestigkeit und Bruchdehnung des Streifenwerkstoffes sind.

Aus der Gleichung (22) folgt, daß die spezifische Verformung

$$a_i = A / (n+1) * e_i^{n+1} . \quad (25)$$

Wir setzen in die Gleichung (25) die Werte $a_i = a_{im}$ und $e_i = e_{im} = \Delta \bar{\sigma}_N$ ein und erhalten

$$a_{im} = A / (n+1) * (\Delta \bar{\sigma}_N)^{n+1} . \quad (26)$$

Dann ist der Mittelwert der Formänderungsfestigkeit

$$\bar{\sigma}_{Sm} = A / (n+1) * (\Delta \bar{\sigma}_N)^n \quad (27)$$

oder, bei Berücksichtigung der Gleichung (24),

$$\bar{\sigma}_{Sm} = m * R_{p0,2} / \eta \quad (27a)$$

wobei $R_{p0,2}$ die 0,2%-Dehngrenze ist:

$$m = \exp n * (\Delta \bar{\sigma}_N)^n / ((n+1)n^n) \quad ; \quad (28)$$

$$\eta = R_{p0,2} / R_m \quad . \quad (29)$$

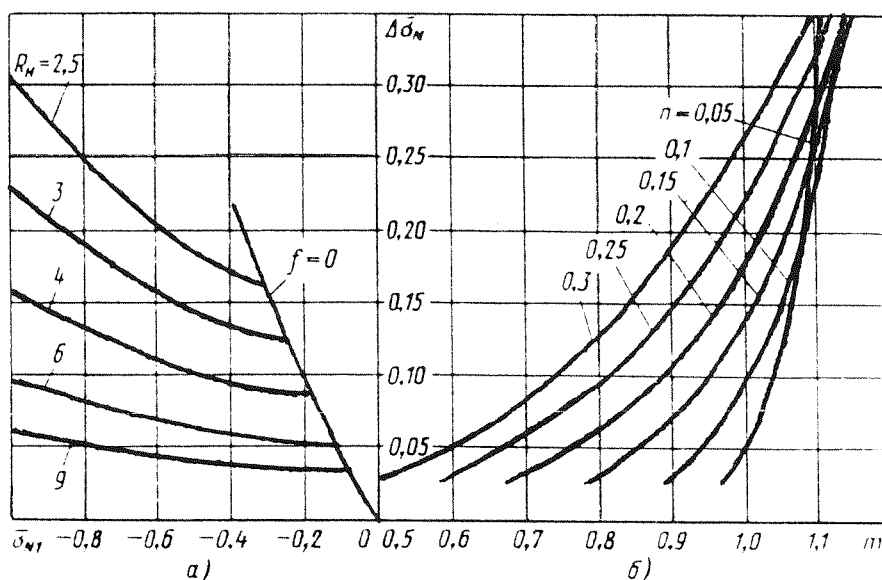


Abb. 4

In Abb. 4a ist die Gleichung $\Delta \bar{\sigma}_N$ von $\bar{\sigma}_{N1} = \sigma_{N1} / \sigma_{Sm}$ graphisch dargestellt.

Die Konstruktion erfolgte mit der Gleichung (1) bei mehreren

Werten von \bar{R}_H . In Abb. 4b sind die mit der Gleichung (28) für mehrere Werte des Potenzwertes der Verfestigung n konstruierten Gleichungen $\Delta\bar{\sigma}_N$ von m angegeben. Die gestrichelte Linie entspricht der Lösungsgrenze, wo $f = 0$. Wenn der Werkstoff verfestigt, dann kann man folglich die Relation der kritischen Spannung σ_K zur mittleren Formänderungsfestigkeit σ_{sm} , d.h. den kritischen absoluten Wert der dimensionslosen Spannung, nach der Formel

$$|\bar{\sigma}_{N_1}^K| = - \sigma_K / \sigma_{sm} = \eta K_y / m \quad (30)$$

bestimmen. Im Einzelfall eines sich nicht verfestigenden Werkstoffes ist $\eta = m = 1$ und $\sigma_{sm} = R_e$.

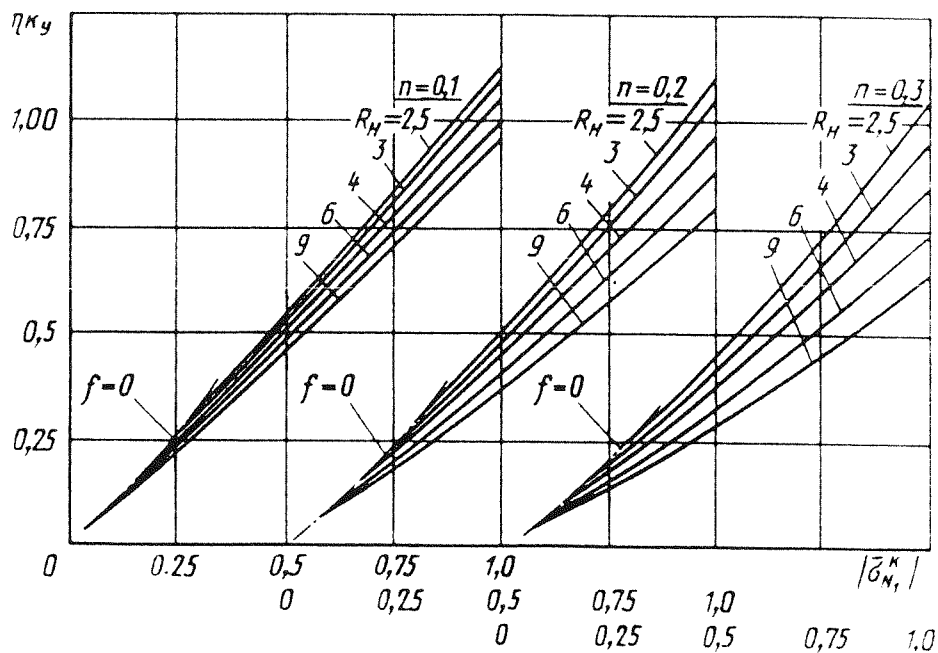


Abb. 5

In Abb. 5 sind die Abhängigkeiten der Größe $\eta_{K_Y}^{K_1}$ von $|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}|$ angegeben, konstruiert bei verschiedenen Werten von n und \bar{R}_H mittels der Gleichungen (1), (28) und (30). Mit ihnen läßt sich bei bekannten Werten von η und K_Y der dimensionslose Wert $|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}|$ unter Berücksichtigung der Werkstoffverfestigung graphisch (und durch Interpolation) bestimmen.

Als Beispiel untersuchen wir das Rollbiegen mit dem relativen Radius $\bar{R}_H = 3$ eines Streifens aus Stahl St3kp (unberuhigter Stahl St3), dessen Zugfestigkeit $R_m = 420$ MPa, angenommene Dehngrenze $R_{p0,2} = 240$ MPa und Bruchdehnung $A_5 = 28$ % sei [7]. Zu Beginn bestimmen wir für diese Stahlsorte

$$\eta = R_{p0,2}/R_m = 0,58; \quad R_{p0,2}/E = 0,0012$$

Die Koeffizienten der Verfestigungskurve sind $A = 670$ MPa und $n = 0,17$. Wir geben den Wert $\bar{h}_2 = 1,1$ vor und bestimmen nach der Graphik $\lambda(R_H)$ in Abb. 3b für $K = 2$ den Wert λ ($\lambda=140$); Danach ermitteln wir für diesen λ - Wert nach der Graphik $K_Y(\lambda)$ in Abb. 3a die Werte K_Y bei $R_{p0,2}/E = 0,001$ ($K_Y = 0,505$) und bei $R_{p0,2}/E = 0,0015$ ($K_Y = 0,33$) und durch Interpolieren den Wert K_Y bei $R_{p0,2}/E = 0,0012$ ($K_Y = 0,40$).

Nach der Graphik $\eta_{K_Y}(|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}|)$ ermitteln wir in Abb.5 nach dem Wert $\eta_{K_Y} = 0,58 \cdot 0,40 = 0,232$ die Werte $|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}|$ bei $n = 0,1$ ($|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}| = 0,225$) und bei $n = 0,2$ ($|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}| = 0,250$) und durch Interpolieren den Wert

$$|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}| \text{ bei } n = 0,17 \quad (|\bar{\sigma}_{N_1}^{K_1}| = 0,245).$$

Desweiteren ermitteln wir nach der Graphik $\bar{h}_2(\bar{\sigma}_{N_1})$ in Abb.2b den definierten Wert von \bar{h}_2 ($\bar{h}_2 = 1,03$), der $\bar{\sigma}_{N_1} = -0,245$ entspricht.

Wir wiederholen diese Prozedur, d.h. wir geben einen neuen Wert $h_2 = 1,03$ vor und ermitteln die definierten Werte:

$$\lambda = 134; \quad K_Y = 0,45; \quad \eta K_Y = 0,262; \quad \bar{\sigma}_{N_1}^K = -0,27$$

und $h_2 = 1,035$.

Danach stellen wir mit der Graphik $f(\bar{\sigma}_{N_1})$ in Abb.2a den Wert $f_K = 0,22$ fest, der $\bar{\sigma}_{N_1} = -0,27$ bei $\bar{R}_H = 3$ entspricht, und mit der Graphik $f(\varphi)$ in Abb. 2c bestimmen wir φ_0 , das den verschiedenen Werten der Reibungszahl entspricht ($\varphi_0 \approx 22; 45$ und 80° bei $\mu = 0,05; 0,1$ und $0,15$).

Die ermittelten Ergebnisse zeigen, daß das Rollbiegen ohne Welle mit dem relativen Radius $\bar{R}_H = 3$ eines Streifens aus Stahl St3kp nur bei relativ kleinen Werten der Reibungszahl möglich ist.

Nach der Graphik $\Delta\bar{\sigma}_N(\bar{\sigma}_{N_1})$ in Abb. 4a stellen wir fest, daß dem Wert $\bar{\sigma}_{N_1} = -0,27$ der Wert $\Delta\bar{\sigma}_N = 0,127$ entspricht, und nach der Graphik $\Delta\bar{\sigma}_N(m)$ in Abb. 4b ermitteln wir den Wert $m(m=0,97)$, der bei $\bar{R}_H = 3$ den Werten $n = 0,17$ und $\Delta\bar{\sigma}_N = 0,127$ entspricht.

Folglich ist der Mittelwert der Formänderungsfestigkeit, der $\bar{\sigma}_{N_1}^K = -0,27$ entspricht,

$$\sigma_{S_m} = m \cdot R_m = 0,97 \cdot 420 = 407 \text{ (MPa)}$$

und die kritische Spannung

$$\sigma_{N_1}^K = \sigma_{N_1}^K \cdot \sigma_{S_m} = -0,27 \cdot 407 = -110 \text{ (MPa)}.$$

Die Rechenergebnisse zeigen, daß bei feststehenden gleichen Bedingungen mit zunehmendem relativem Krümmungsradius \bar{R}_H eine Vergrößerung des Winkels φ_0 des Vorbiegens des Rohlingsendes erforderlich ist. Beim Rollbiegen ohne Welle ($K=2$) wird der Wert

\bar{R}_H durch einen gewissen Grenzwert \bar{R}_H^n limitiert, der von den Reibungsbedingungen (Wert des Koeffizienten μ) und den Werkstoffeigenschaften (den Werten der Parameter η , n und $R_{p0,2}/E$) abhängt, bei dem entweder ein sehr großer Vorbiegewinkel erforderlich ist oder daß der Vorgang aufgrund des Stabilitätsverlustes bei einem beliebig großen Wert dieses Winkels unmöglich wird. Beim Rollbiegen eines Streifens aus Stahl St3kp mit Vorbiegen im Winkel $\varphi_0 \geq 45^\circ$ bei $\mu = 0,1$ und $K = 2$ (ohne Welle) ist der Grenzwert $\bar{R}_H^n \leq 3$. Beim Rollbiegen eines Streifens aus idealem elastoplastischem Werkstoff mit derselben Relation σ_T/E ist der Wert $\bar{R}_H^n \leq 5$. Bei $K = 0,7$ (mit einer zusätzlichen Welle) kann das Rollbiegen bei einem wesentlich größeren Radius erfolgen ($\bar{R}_H^n = 45$). In diesem Fall nimmt mit zunehmendem \bar{R}_H jedoch der Wert φ_0 zu, bei dem die Spannung σ_{N_1} gleich dem kritischen Wert ist.

Die Rollbiegekraft kann man bestimmen, indem man die Spannung σ_{N_1} gleich dem kritischen Wert annimmt,

$$\text{d.h. } |\sigma_{N_1}| = \sigma_K$$

Entsprechend dem Schema der in Abb.1 dargestellten Betriebskräfte erhalten wir aus ihren Gleichgewichtsbedingungen

$$P = N_1^K + P_n \mu_n, \quad (31)$$

wobei P_n Anpreßdruck; μ_n Reibungszahl unter der Andruckvorrichtung im Gleitbereich des Streifens zum Stempel; N_1^K kritischer Wert der Normalkraft vor der Eintrittsgrenze der EZPV:

$$N_1^K = B \cdot h_1 \cdot |\sigma_{N_1}^K| = B \cdot h_1 \cdot R_{p0,2} \cdot K_Y \quad (32)$$

Es muß berücksichtigt werden, daß beim Rollbiegen die Kraft anfangs abnimmt (und zwar umso stärker, je geringer der Vorbiege­winkel (φ_0) und, wenn er seinen kleinsten Wert bei einem gewissen Winkelwert $\varphi = \varphi_1$ (bei $\mu=0,05$ und $0,15$; $\varphi_1 \approx 131^\circ$ und 126°) erreicht hat, erneut größer wird, solange der Winkel φ 180° nicht überschreitet.

Schlußfolgerung:

Mit der durchgeführten Analyse ließen sich einige Besonderheiten des Rollbiegens feststellen und der Einfluß der wichtigsten Faktoren auf die technischen Möglichkeiten bewerten. Feststeht, daß mit zunehmenden Werten n ; $\eta = R_{p0,2}/R_m$; $R_{p0,2}/E$ und μ der Grenzwert des relativen Krümmungsradius R_H abnimmt.

Mit dem vorgeschlagenen Rechenverfahren läßt sich die Wahl des optimalen (notwendigen) Wert des Vorbiege­winkels des Streifenendes vor dem eigentlichen Rollbiegen begründet treffen.

Literaturverzeichnis

1. *Карташов А. Ф., Ренне И. П. Элементарный анализ процесса стационарного изгиба // Изв. вузов. Машиностроение, 1990, № 5. С. 105—111.*

Kartašov, A.F.; Renne, I.P.: Élementarnyj analiz processa stacionarnogo izgiba.

In: Izvestija. Vysšie učebnye zavedenija. Mašinostroenie. Moskva, 1990, Nr 5, S. 105 - 111.

/Elementare Analyse des stationären Biegens; russ./

2. *Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке. 5-е изд., перераб. и доп. Л.: Машиностроение, 1971. 782 с.*

Romanovskij, V/iktor/ P/etrovič/

Spravočnik po chołodnoj štampovke.

5-e izdanie, pererabotannoe i dopolnennoe.

Leningrad: Verlag "Mašinostroenie", 1971, 782 S.

Deutsch:

Romanowski, W.P.

Handbuch der Stanzereitechnik.

Übers. aus d. Russ.: Eugen Lietz. Dt. Bearb.: Rudolf Beck.

Berlin: Verlag Technik, 1971, 5. Aufl., 644 S.

3. *Рубинин М. В. Сопротивление материалов. М.: Машиностроение, 1961. 467 с.*

Rubinín, M. V.

Soprotivlenie materialov.

Moskva: Verlag "Mašinostroenie", 1961, 467 S.

/Festigkeitslehre; russ./

4. Хилл Р. Математическая теория пластичности. М.: ГИТТЛ, 1956. 407 с.

Chill, R.

Matematičeskaja teorija plastičnosti.

Moskva: Gosudarstvennoe izdatel'stvo tehniko-teoretičeskoj literatury, 1956, 407 S.

Übersetzung aus dem Englischen:

Hill, Rodney

The mathematical theory of plasticity.

(Reprint).

Oxford: Clarendon Prss, 1967, 355 S.

5. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение, 1979. 567 с.

Džonson, U.; Mellor, P.

Teorija plastičnosti dlja inženerov.

Moskva: Verlag "Mašinstroenie", 1979, 567 S.

Übersetzung aus dem Englischen:

Johnson, William/; Mellor, Peter/ Bassindale/

Plasticity for mechanical engineers.

London: van Nostrand, 1962, 412 S.

6. Ренне И. П., Шмелев В. Е. О выборе зависимостей, аппроксимирующих кривую упрочнения // Исследования в области теории, технологии и оборудования штамповочного производства. Тула: ТулПИ, 1989. С. 12—20.

Renne, I.P.; Smelev, V.E.: O vybore zavisimostej, approksimirujuščich krivuju upročnenija.

In: Issledovanija v oblasti teorii, tehnologii i oborudovanija šampovocnogo proizvodstva.

Tula: Tul'skij pedagogičeskij institut, 1989, S. 12 - 20.

/Über die Wahl der Abhängigkeiten zur Approximation der Verfestigungskurve; russ./

7. *Машиностроительные материалы: Краткий справочник.* 3-е изд., перераб. и доп. / В. М. Раскатов, В. С. Чуенков, Н. Ф. Бессонова, Д. А. Вейс. М.: Машиностроение, 1980. 511 с.

Mašinstroitel'nye materialy. Kratkij spravočnik.

3-e izdanie, pererabotannoe i dopolnennoe.

(Hrsg. :) V.M. Raskatov, V.S. Činenkov, N.F. Bessonova.

Moskva: Verlag "Mašinstroenie", 1980, 511 S.

/Werkstoffe im Maschinenbau. Kleines Handbuch; russ./

8. *Мещерин В. Т. Листовая штамповка. Атлас схем: Учебное пособие для вузов.* 3-е изд. перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1975. 227 с.

Meščerin, V. T.

Listovaja štampovka. Atlas schem.

Učebnoe posobie dlja vuzov.

3-e izdanie, pererabotannoe i dopolnennoe.

Moskva: Verlag "Mašinstroenie", 1975, 227 S.

/Stanzen von Blechen. Atlas schematischer Darstellungen; russ./

9. *Элер, Кайзер. Вырубные, гибочные и вытяжные штампы.* Пер. с нем. Л.: Машиностроение, 1961. 346 с.

Éler/Kajzer

Vyrubnye, gibočnye i vytjažnye štampy.

Perevod s nemeckogo.

Leningrad: Verlag "Mašinstroenie", 1961, 346 S.

Übersetzung aus dem Deutschen:

Oehler, Gerhard; Kaiser, Fritz

Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge.

Unter beso. Berücks. der neuesten Verfahren und Werkzeugstähle mit zahlr. Konstruktions- und Berechnungsbeispielen.

Berlin/Heidelberg: Springer, 1954, 2. Aufl., 480 S.; 1973, 6., verb. und erw. Aufl., 719 S.

Redaktionseingang: 18.9.1989

Stuttgart, den 8. Oktober 1992

übersetzt von

Ottmar Pertschi

(Ottmar Pertschi)

Dipl.-Übersetzer

Übersetzungszentrale
der Universitätsbibliothek Stuttgart

Nomenklatur zur Übersetzung

σ_{N1}, σ_{N2}	Normaldruckspannung	[N/mm ²]
B	Streifenbreite	[mm]
h_1, h_2	Streifenhöhe	[mm]
N_1, N_2	Normalkraft	[N]
M_1, M_2	Biegemoment	[Nm]
$R_{p0,2}$	0,2% - Dehngrenze	[N/mm ²]
σ_s	Fließspannung bzw. Formänderungsfestigkeit	[N/mm ²]
e_y	Verformung in y-Richtung = E_y	[]
$\overline{\sigma}_{N1}, \overline{\sigma}_{N2}$	dimensionslose Normalspannungen	[]
R_e	Streckgrenze	[N/mm ²]
R_H	Krümmungsradius der Kontaktfläche	[]
\overline{R}_H	$\overline{R}_H = R_H/h_1$, dimensionsloser Krümmungsradius	[]
q	Last, Normalkontaktkräfte	[N/mm ²]
Q	Resultierende der Normalkontaktkräfte	[N]
M_2^*	äußeres Moment	[Nm]
N_2^*	äußere Kraft	[N]
R_0	mittlerer Radius; $R_0 = R_H - 0,5 \cdot h_2$	[mm]
μ	Haftreibungskoeffizient	[]
f	Koeffizient, abhängig von φ und μ	[]
φ	Fügewinkel	[°]
σ_k	Knickspannung	[N/mm ²]
k_y	dimensionslose maximal zulässige Spannung, bei Überschreiten droht Knickgefahr; $k_y = \sigma_k / \sigma_\tau$	[]

λ	Schlankheitsgrad ("eine Art von") muß noch genauer untersucht werden	[]
K	Koeffizient, abhängig von der Einspannart; siehe Eulersche Knickfälle	[]
E	Elastizitätsmodul	[N/mm ²]
η	Stützziffer	