

QUALITÄTSBEURTEILUNG DER SCHAFTFRÄSER AUS SCHNELLARBEITSSTAHL AUF GRUND VON STANDZEIT- UND KRAFTMESSUNGEN

Von

I. BÁNHIDI*

Lehrstuhl für Fertigungstechnik, Technische Universität, Budapest,

(Eingegangen am 30. April, 1975)

Vorgelegt von Prof. Dr. I. KALÁSZI

Die Entwicklung der Fertigungstechnologie in der Industrie ist heutzutage eine Schwerpunktfrage. Diese Tätigkeit läßt sich aber ohne die Entwicklung der spanenden Werkzeuge nicht vorstellen.

Die Forderungen an spanende Werkzeuge sind bekannt, die Wirkung der Änderungen der einzelnen Werkzeugkennwerte ist jedoch nicht klargestellt, besonders bei mehrschneidigen Werkzeugen. Wenn die Hersteller diese Kennwerte kennen, sind sie meistens imstande, die Qualität zu verbessern [1]. Die eindeutige Feststellung der Wirkung der Faktoren, die die Qualität der Werkzeuge beeinflussen, ist sehr kostspielig. Darum findet man oft Prüfmethoden, die für jede Bearbeitungsmethode empfehlenswert sind und eine allgemeine Gültigkeit haben [2]. Diese Methoden ermöglichen aber in der Regel nur einen relativen Vergleich der einzelnen Bearbeitungsverfahren. Viele Forscher haben bewiesen [3], daß die Versuchsergebnisse nicht übertragbar sind, wenn bei dem zu prüfenden Verfahren zusätzliche Faktoren auftreten, die im Modellversuch gar keine oder keine entscheidende Wirkung ausüben. Nach den Versuchen im Werk FORSZ mit dünnen spanabhebenden Werkzeugen kleiner Abmessungen wurde festgestellt, daß die Leistungsfähigkeit einiger Werkzeuge durch Werkzeugform und -abmessungen entscheidend beeinflußt wird [4].

Die in Serienfertigung hergestellten Werkzeuge können nur durch eine komplexe Prüfung zuverlässig beurteilt werden. Es ist zweckmäßig, den Spanbildungsvorgang je Werkzeugtyp und unter den kennzeichnenden Bearbeitungsbedingungen zu prüfen und die Leistungsfähigkeit des Werkzeuges zu bestimmen.

1. Spanabhebungsversuche mit Langlochfräsern

Die zu Spanabhebungsprüfungen angewandten Fräser wurden aus dem Handel beschafft. Die einzelnen Stücke wurden nicht ausgewählt, der Vorgang konnte also als Probenahme betrachtet werden, und auf Grund der Charak-

* Teil einer Dr. Thesis. Arbeitsstelle: Fabrik für Spanabhebende Werkzeuge.

teristiken der Proben ist es möglich, auf die Menge Folgerungen zu ziehen.

Die Versuche wurden mit Langlochfräsern der Abmessungen $d = 14$ und $d = 20$ mm durchgeführt. Diese wurden aus Schnellarbeitsstahl S-6-5-2 hergestellt. Die Meßwerte der wichtigsten Werkzeugmerkmale (Abb. 1) wurden statistisch ausgewertet und eine Normalverteilung vorausgesetzt. Die Berechnung wurde mit einem Risiko von 10% durchgeführt. Die Versuche entsprechen den betrieblichen Verhältnissen.

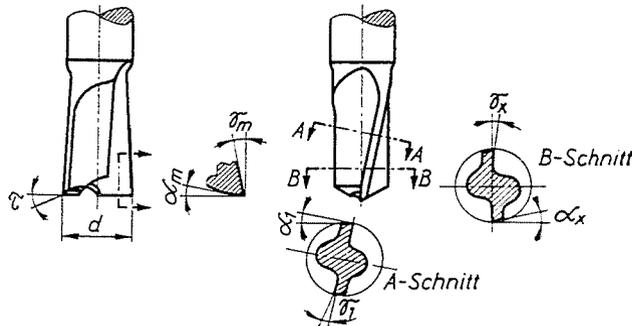


Abb. 1. Die Schneidewinkel des Langlochfräasers

Das Material des Werkstückes war ein normalgeglühter Kohlenstoffstahl C 45 mit einer Durchschnittshärte von $HB = 195$ kp/mm²; die Werkzeugmaschine eine Vertikalfräsmaschine großer Starrheit und großer Leistung, Typ FB 50 V. Die Bearbeitungsmethode war Langlochfräsen ohne Kühlung.

Es wurde die Wirkung der Schnittgeschwindigkeit, des Vorschubs und der Spantiefe auf die Standzeit geprüft. Ferner wurde die Änderung der Komponenten der in den Bewegungsrichtungen des Tisches (Tischsystem) auftretenden Schnittkräfte in Abhängigkeit von den erwähnten Parametern und von dem Verschleiß gemessen.

Bei der Bestimmung der Standzeit- und Kraftgleichungen wurden nicht die am besten passenden Kurven gesucht, sondern es wurde geprüft, welche Änderung der Regressionskurven unter den gegebenen Bedingungen zulässig ist.

2. Die Ergebnisse der Standzeitmessungen

Beim Langlochfräsen wird der Großteil der Zerspanarbeit durch die Eckschneide geleistet, die durch die Haupt- und Nebenschneide gebildet wird. Die Länge der wirksamen Eckschneide wird durch die Größe des Vorschubes und der Schnitttiefe bestimmt. Aus der Eigenart des NutfräSENS folgt, daß die ursprünglich mit einem bestimmten Radius ausgebildete Kantenschneide während der Zerspanung eine sphärenartige Form annimmt, die Verschleiß-

geschwindigkeit ist aber entlang der Hauptschneide veränderlich. Die Ausmusterung der Langlochfräser wird durch den Verschleiß der Eckschneide bestimmt, entscheidend ist also die Größe der Abrundung.

Beim Messen wurde der Durchschnittswert des Maximalverschleißes auf der Freifläche der Hauptschneide berechnet. Als Kriterium für das Ende der Standzeit wurde ein Freiflächenverschleiß von $\Delta = 0,35$ mm bei $d = 14$ mm Fräserdurchmesser und ein solcher von $\Delta = 0,55$ mm bei $d = 20$ mm angenommen. Die Messungen wurden nach der Methode der kleinsten Quadrate ausgewertet. Die Berechnungen wurden mit einer Rechenmaschine Typ HP 9810 durchgeführt.

Bei der Arbeit gingen wir von der linear transformierten Form der Taylor-Gleichungen aus. Die Exponenten und die Konstanten wurden aus den Achsenschnitten der Geraden berechnet. Die Streuung und der Standardfehler sind:

$$\sigma_T^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\ln T_i - \ln \bar{T})^2}{N} \quad S_T^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (\ln T_i - \ln T_{sz})^2}{N}$$

Der Korrelationskoeffizient:

$$r = \sqrt{1 - \frac{S_T^2}{\sigma_T^2}}$$

Die für verschiedene Vorschübe berechneten Exponenten und die Daten der Kurven sind in Tabelle 1 zu finden. Die Größe der Exponenten ist nicht gleich, demzufolge sind die T - v -Kurven nicht parallel. Die T - v -Kurven wurden so korrigiert, daß die einzelnen Regressionsgeraden um ihren Schwerpunkt bis zum Erreichen der gemeinsamen Richtungstangente verdreht wurden. Bei der Festlegung dieser Richtungstangente wurde mit dem gewogenen Mittelwert der einzelnen Koeffizienten gerechnet. Abb. 2 zeigt diese Korrektur. In den Abb. 3 und 4 sind diese korrigierten T - v -Kurven zu sehen.

Unserer Meinung nach spielt im Verlauf der Standzeitgleichung, neben dem mechanischen und dem Diffusionsverschleiß [5] und der Änderung der Verschleißgeschwindigkeit [6], die elastische Formänderung des Werkzeuges eine Rolle. Bei Werkzeugen, die einen dünnen Span abheben, ist die Standzeit auch Funktion des dynamischen Schlages im Werkzeugspaner [4, 7]. Aus den Abbildungen ist zu ersehen, daß sich die Stelle des Maximums bei Werkzeugen mit gleicher Geometrie der Schneide beim Zerspanen mit verschiedenen Vorschüben verändert. Bei einem großen Vorschub je Fräserzahn verschwindet das Maximum. Die Lage der Knickpunkte ändert sich auch dann, wenn sich die Abmessung des Werkzeuges und die Form der Schneide verändern. Die Stelle des Maximums der T - v -Kurven hängt also ab von

Tabelle 1

d mm	e _t mm/Zahn	v m/min	m	C _{Tv}	C _v	r	S _T min	korrigiert			
								m	C _{Tv}	r	S _T min
14	0,056	28,6—39,3	—2,26838	51 955	120	0,97279	1,06113	—2,393	79 964	0,97132	1,06279
14	0,089	30,8—48,2	—2,60029	339 900	134	0,98816	1,07656	—2,393	159 272	0,98502	1,08646
20	0,112	11,3—17,3	0,68678	10,893	7,5	0,88227	1,06722	—	—	—	—
20	0,116	22,1—44,6	—2,94966	618 000	92	0,97645	1,18318	—1,987	24 080	0,92299	1,34981
20	0,089	16,9—42,2	—1,23401	2212,6	523	0,93923	1,18173	—1,987	27 126	0,74462	1,38360
20	0,177	13,4—35,2	—1,42170	2544,8	249	0,91369	1,21837	—1,987	14 193	0,83835	1,80335

$$T = \frac{C}{v^m} \text{ (min) und } T = Cv^m \text{ (min)}$$

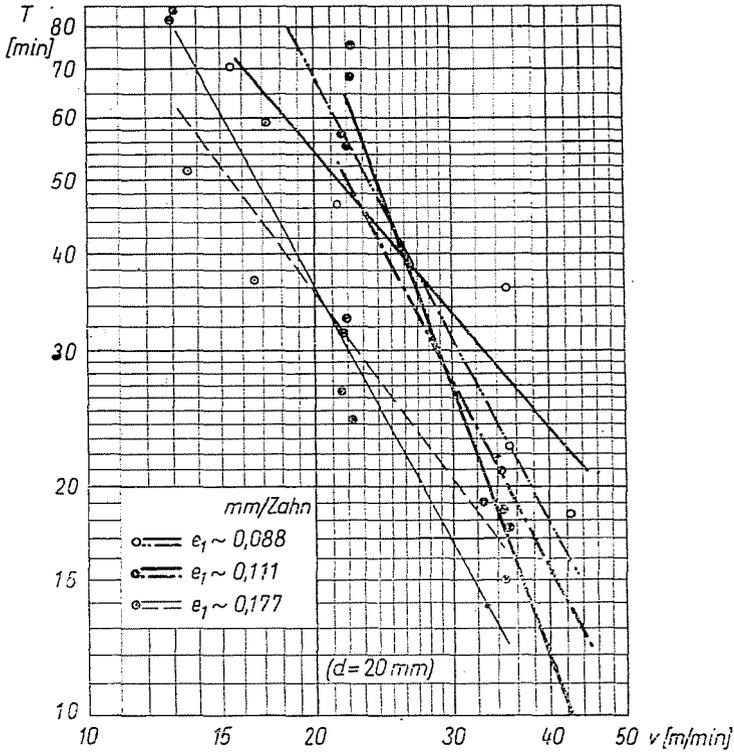


Abb. 2. Rechnerische und korrigierte $T-v$ -Kurven

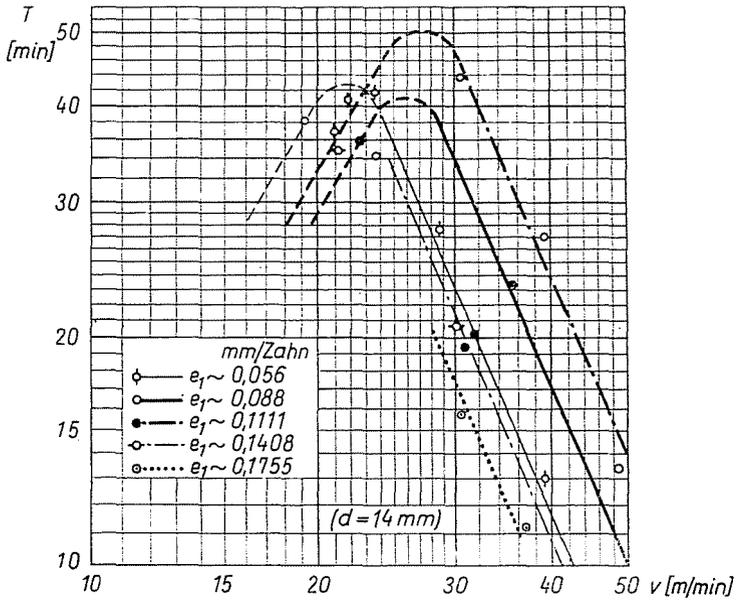
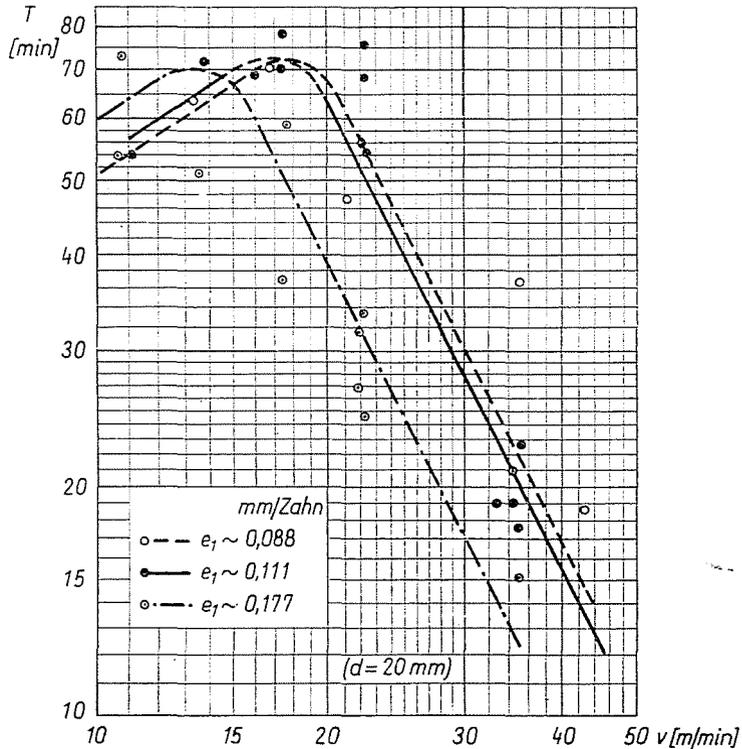


Abb. 3. Korrigierte $T-v$ -Kurven ($d = 14$)

Abb. 4. Korrigierte T - v -Kurven ($d = 20$)

- der Abmessung der Schneideform, der Qualität des Scharfschleifens, dem Material des Werkzeuges
- dem Zerspanungsparameter, meistens von der Größe des Vorschubes,
- der Starrheit und Präzision der Werkzeugmaschine.

Aus den bei verschiedenen Vorschüben festgestellten T - v -Kurven ist auch die Wirkung der Änderung der Vorschübe je Zahn abzulesen. Mit größerem Vorschub nimmt die Standzeit bis zum Erreichen eines bestimmten Wertes zu, die T - e_1 -Kurve hat also ein Maximum. Aus den Angaben der T - v -Kurven wurde die Funktion $T = f(e_1)$ erhalten. Der Exponent wurde nach der dargelegten Methode korrigiert. Die Angaben sind in Tabelle 2 zu finden.

Aus den Standzeitmessungen ist festzustellen, daß ein verhältnismäßig kleiner Vorschub je Fräserzahl eine sehr ungünstige Wirkung auf die Standzeit der Fräser hat. Diese Wirkung wird dadurch verursacht, daß sich mit der Abnahme des Vorschubes die Verschleißverhältnisse verschlechtern. Eine weitere Verschlechterung ist zu beobachten, wenn die Abrundung der Schneide zunimmt.

Wegen des Knickpunktes der T - v -Kurven ist es unerlässlich, die optimalen Zerspanungsparameter zu suchen (Abb. 5).

Tabelle 2

d mm	v m/min	a_1 mm/Zahn	f mm	x	C_{T_0}	r	S_a min	korrigiert			
								x	C_{T_0}	r	S_T min
14	30	0,089—0,177	1	—1,59838	1,00	0,99329	1,04706	—1,586	1,03	0,99326	1,04716
14	29	0,089—0,177	1	—1,57690	1,14	0,99028	1,05623	—1,586	1,12	0,99026	1,05628
14	34	0,089—0,177	1	—1,57022	0,78	0,99302	1,04717	—1,586	0,76	0,99297	1,04734
14	37	0,089—0,177	1	—1,59843	0,60	0,99217	1,05095	—1,586	0,62	0,99214	1,05105
20	20	0,088—0,177	1,5	—0,88479	8,09	0,96371	1,07403	—0,884	8,11	0,96371	1,07404
20	24	0,088—0,177	1,5	—0,88196	5,65	0,96199	1,07569	—0,884	5,63	0,96199	1,07570
20	30	0,088—0,177	1,5	—0,88427	3,64	0,96520	1,07232	—0,884	3,64	0,96520	1,07232

$$T = \frac{C_{T_0}}{e_1^x} \text{ (min)}$$

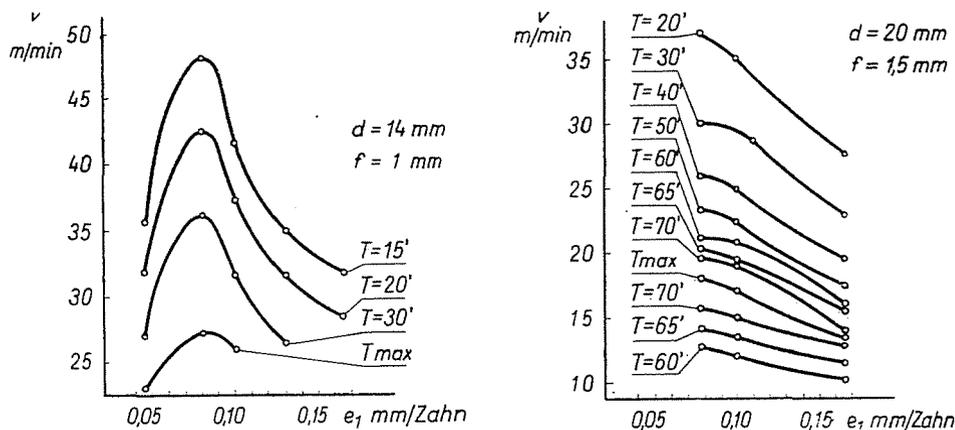
Abb. 5. v - e_1 -Kurven

Tabelle 3

d mm	f mm	v m/min	e_1 mm/Zahn	m	z	C_T min	r	S_T min
14	1	30,3—48,2	0,0880—0,1761	-2,393	-1,586	3540	0,98347	1,08
14	1	28,6—48,2	0,0555—0,0893	-2,393	1,327	4102820	0,94741	1,13
20	1,5	13,4—44,6	0,0880—0,2817	-1,987	-0,884	3260	0,88088	1,34

$$T = \frac{C_T}{v^m e_1^z} \text{ (min)} \quad \text{und} \quad T = \frac{C_T e_1^z}{v^m} \text{ (min)}, \text{ wenn } v > v_{T\max}$$

Auch die Gleichung $T = f(v, e)$ wurde aufgeschrieben. Die Daten sind in Tabelle 3 zu finden.

Der Konfidenzintervall der Standzeitgleichungen mit einem oder mehreren Veränderlichen wurde mit dem Bereich der Meßpunkte bestimmt, die die Regressionsgeraden liefern. Als Gültigkeitsgrenze der Richtungstangente wurden die berechneten und korrigierten Werte derselben gewählt. Die Gültigkeitsgrenzen der Gleichungen sind mit dem Konfidenzintervall der angewandten Fräserabmessungen ergänzt in Tabelle 4 zu finden.

3. Das Ergebnis der Kraftmessungen

Das angewandte Kraftmeßgerät ist mit einem gedehnten Oktogonalring ausgestattet, dessen Signalumformer ein Dehnungsmeßstreifen ist [8]. Das Gerät ist auf dem Tisch der Fräsmaschine montierbar und mißt gleichzeitig die Größe der Komponenten in Richtung des Vorschubs und der Schnitttiefe.

Beim Nutenfräsen im momentanen Spanbogenwinkel-Intervall von $0^\circ \leq \varphi \leq 180^\circ$ kommen die Spanungskraftverhältnisse des Stirnfräsens mit

Tabelle 4

	$d = 14 \text{ mm}$ $f = 1 \text{ mm}$ $v > v_{Tmax}$ $m = 2,393$ $x = 1,586$	$d = 14 \text{ mm}$ $f = 1 \text{ mm}$ $v < v_{Tmax}$ $m = 2,393$ $x = 1,327$	$d = 20 \text{ mm}$ $f = 1,5 \text{ mm}$ $v < v_{Tmax}$ $m = 1,987$ $x = 0,884$
$v \text{ m/min}$	30,3 — 48,2	28,6 — 48,2	13,4 — 44,6
$e_1 \text{ mm/Zahn}$	0,0880 — 0,1761	0,0555 — 0,0893	0,0880 — 0,2817
m	2,268 — 2,600	2,268 — 2,600	1,234 — 2,950
x	1,570 — 1,598	1,280 — 1,376	0,882 — 0,885
γ_1^0		10,0 — 12,0	1,9 — 3,9
α_1^0		11,3 — 13,3	13,1 — 15,1
ω^0		9,4 — 10,0	11,7 — 12,6
α_m^0		10,2 — 12,2	3,7 — 5,7
τ^0		4,0 — 5,0	2,8 — 3,8
$\Delta\tau^0$		$\leq 0,25$	$\leq 0,25$
$cs_1 \text{ mm}$		0 — 0,1	0 — 0,1
$\Delta cs_1 \text{ mm}$		$\leq 0,03$	$\leq 0,03$
$\Delta\gamma_1 = \Delta\alpha_1 = \Delta\omega = \Delta\alpha_m$		$\leq 0,5$	$\leq 0,5$

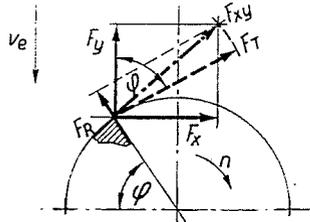


Abb. 6. Komponente der Schnittkräfte in der Bearbeitungsebene. F_{xy} : Resultierende Schnittkraft in der Bearbeitungsebene

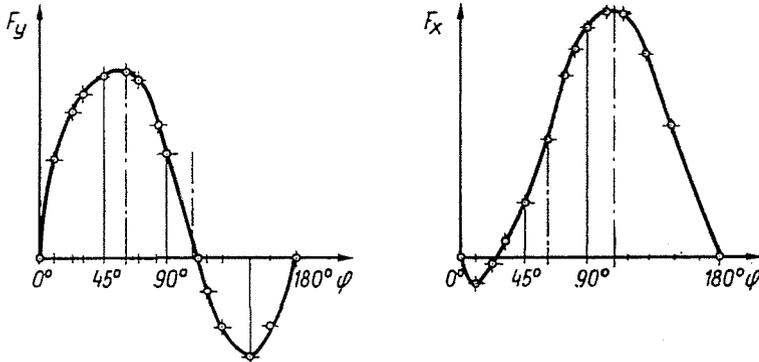


Abb. 7. Verlauf der Komponenten in Vorschubrichtung

einem Hauptschneideinstellwinkel von $\kappa = 90^\circ$ zur Geltung. Es ist üblich, die räumlichen Schnittkräfte bzw. Reaktionskräfte in drei aufeinander senkrechte Komponenten zu zerlegen. Die in der waagerechten Ebene wirkenden Komponenten sind in Abb. 6 zu sehen. Die Änderung der Komponenten von F_x und F_y in Abhängigkeit vom Spanwinkel ist in Abb. 7 dargestellt. Die

tangentiale Hauptschnittkraft F_T und die radiale Komponente F_R können berechnet werden:

$$F_T = F_x \cdot \sin \varphi + F_y \cos \varphi$$

$$F_R = F_y \cdot \sin \varphi + F_x \cos \varphi$$

Nach Abb. 7 wurde an den wichtigsten Stellen die Größe der Komponenten F_T und F_R durch Konstruktion bestimmt und so wurden die in Abb. 8 dargestellten $F_T(\varphi)$ - und $F_R(\varphi)$ -Kurven erhalten.

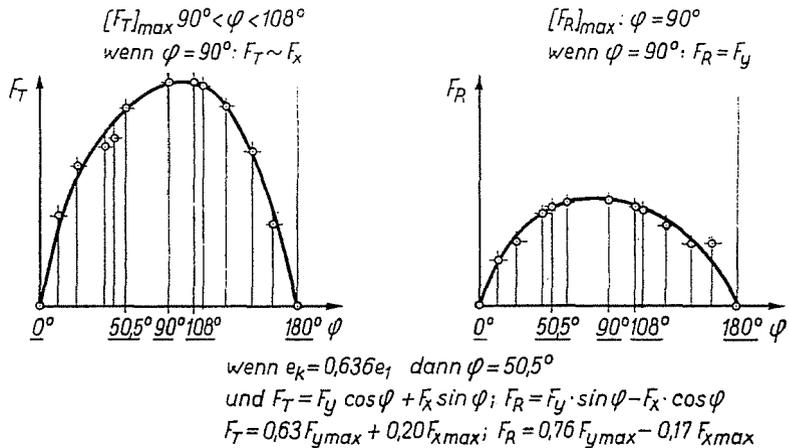


Abb. 8. Verlauf der Hauptschnittkraft und der Radialkomponente

Zur Verminderung der störenden Wirkung des Schlages wurde mit einem Fräser von $d = 14$ mm eine Meßreihe durchgeführt, wo die beiden Komponenten mit einer einzigen Einspannung bei 17 verschiedenen $v-e_1$ -Wertpaaren gemessen wurden. Die Erfahrung zeigte, daß der Unterschied der Kräfte, die an zwei Zähnen des Werkzeuges auftreten, in Abhängigkeit von dem Vorschub und der Schnittgeschwindigkeit veränderlich ist. Bei kleinem Vorschub wird der eine Zahn nicht oder nur wenig arbeiten. Wird der Unterschied der auf zwei Zähnen des Werkzeuges auftretenden Kräfte (ΔF) zu \bar{F} ins Verhältnis gestellt, also die spezifische Kraftänderung untersucht (Abb. 9), ist es möglich, jene Schnittgeschwindigkeit bzw. jenen Vorschubbereich zu bestimmen, in die Kraftänderung am günstigsten ist.

Der Grund des hyperbolischen Charakters der spezifischen Kraftänderung ist darin zu suchen, daß infolge einer relativ größeren Kraftwirkung die elastische Deformation der Zähne die Grenze erreicht, bei der im Meßraum der meßbare Radialschlag des Werkzeuges während der Zerspanung ausgeglichen wird. Es scheint notwendig, zwei verschiedene Arten des Schlages zu unterscheiden, nämlich den statischen Schlag, der im, in der Werkzeugmaschine,

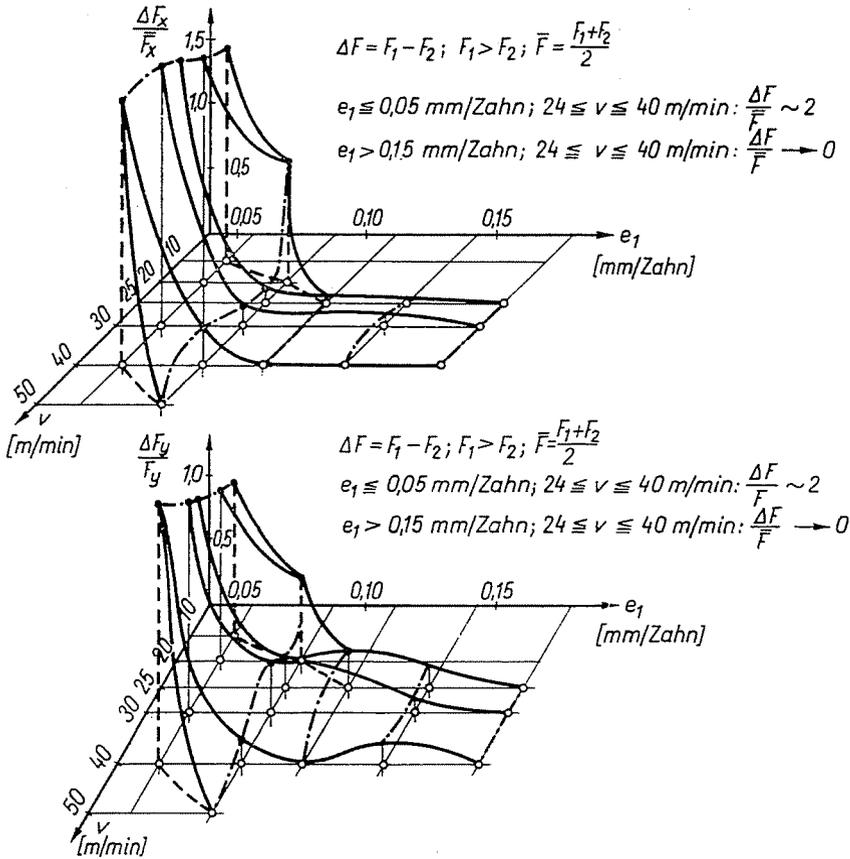


Abb. 9. Spezifische Kraftänderung in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubes je Zahn

eingespannten Zustand, also im Ruhezustand, gemessen wird, und den dynamischen Schlag, der während der Zerspanung auftritt und nur indirekt meßbar ist. Der statische Schlag ist ein resultierender Schlag des Werkzeuges, der Spannelemente und der Hauptspindelenden. Der dynamische Schlag ist dagegen auch die Funktion der Zerspanungsparameter. Es darf aber nicht außer Acht gelassen werden, daß die Tendenz zum Ausgleich vorwiegend in der Phase des gleichförmigen Verschleißes zur Geltung kommt, bei der Anwendung eines abgenutzten oder übermäßig abgenutzten Fräasers ist das nicht feststellbar. Der dynamische Schlag, die Standzeit des Werkzeuges und der gleichmäßige Lauf der Werkzeugmaschine sind miteinander gegenseitig zusammenhängende Faktoren.

Die große Zahl der Messungen ermöglichte die Bestimmung der Kraftgleichungen bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten nach der Methode

der kleinsten Quadrate. Bei der Auswertung wurden nur die Durchschnittswerte der bei einem neuen Werkzeug auf zwei Zähnen gemessenen Maximalkräfte in Betracht gezogen. Die Berechnungen wurden für eine Einheits-schneidelänge durchgeführt. Der Exponent der Schnitttiefe wurde nach Literaturangaben mit $\gamma = 1$ angenommen. Als Ergebnis wurden die Zusammen-

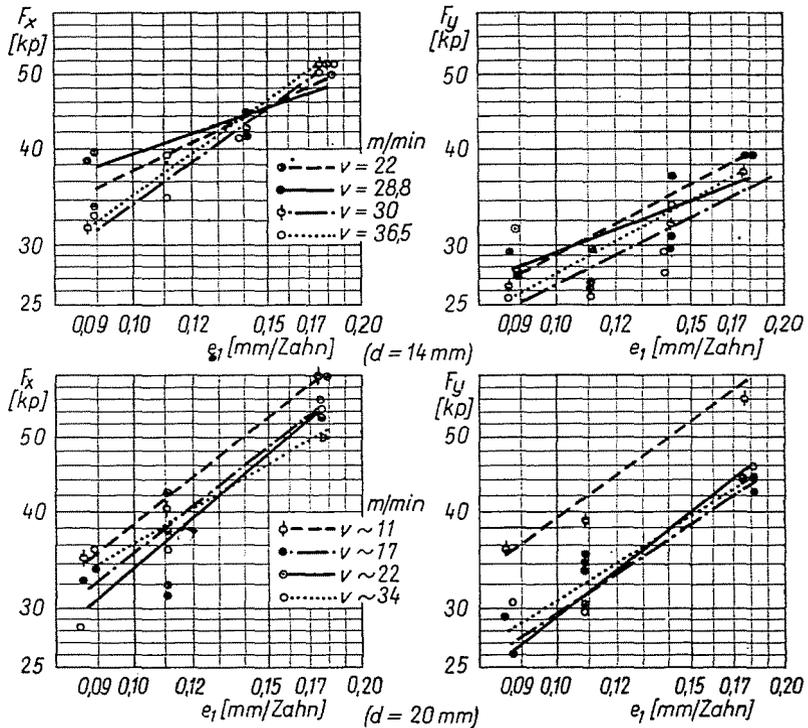


Abb. 10. Kraftänderung in Abhängigkeit von der Spanndicke

hänge $F_x = C_{F_x} e_1^{a_1}$ und $F_y = C_{F_y} e_1^{k_1}$ ermittelt, die in Abb. 10 dargestellt sind. Die Daten der Kurven sind in Tabelle 5 zu finden. Wie bereits erwähnt, wurden die korrigierten Werte der Exponenten und der Konstanten bestimmt. Die Gültigkeitsgrenzen der Kraftgleichungen sind der Tabelle 6 zu entnehmen.

Unter den gegebenen Versuchsverhältnissen ist die Kraftmessung allein zur Qualitätsbeurteilung des Werkzeuges nicht ausreichend. Sie ist nur als Ergänzung der Standzeitmessungen anwendbar. Bei Werkzeugen, die dünne Späne abheben, ist die Prüfung der dynamischen Schläge und der elastischen Deformation für die Bestimmung der Parameter der spanabhebenden Bearbeitung wichtig.

Tabelle 5

d mm	F kp	v m/min	e ₁ mm/Zahn	x	C _F kp	r	S _F kp	korrigiert			
								x	C _F	r	S _F
14	F _x	28,8	0,0880—0,1761	0,35812	88,85718	0,88311	1,05025	0,574	139,14860	0,70473	1,07696
14	F _y	28,8	0,0880—0,1761	0,40131	73,51390	0,79766	1,08133	0,494	89,12652	0,77612	1,08519
14	F _x	22,0	0,0893—0,1786	0,51299	120,99908	0,91766	1,05951	0,574	137,27997	0,91114	1,06178
14	F _y	22,0	0,0893—0,1786	0,49452	91,12677	0,86329	1,07812	0,494	91,02798	0,86329	1,07812
14	F _x	36,5	0,0889—0,1750	0,70005	169,64155	0,98356	1,03146	0,574	131,69813	0,96749	1,04434
14	F _y	36,5	0,0889—0,1750	0,49787	83,15327	0,84080	1,08033	0,494	82,50897	0,84078	1,08033
14	F _x	30,0	0,0880—0,1761	0,72089	178,96431	0,99330	1,02144	0,574	132,97783	0,97245	1,04371
14	F _y	30,0	0,0880—0,1761	0,58032	102,79454	0,96067	1,04334	0,494	86,33085	0,94998	1,04887
20	F _x	21,9	0,0887—0,1760	0,86322	246,21472	0,93650	1,08902	0,770	201,98053	0,93111	1,09275
20	F _y	21,9	0,0887—0,1760	0,80233	186,24633	0,92592	1,09027	0,741	163,49060	0,92322	1,09190
20	F _x	11,1	0,0875—0,1750	0,79594	240,43553	0,99565	1,02164	0,770	227,53665	0,99153	1,02292
20	F _y	11,1	0,0875—0,1750	0,68285	184,10415	0,98484	1,03518	0,741	208,32419	0,98125	1,03916
20	F _x	34,4	0,0893—0,1785	0,78336	228,70442	0,89589	1,10625	0,770	205,70875	0,89576	1,10632
20	F _y	34,4	0,0893—0,1785	0,73487	158,53409	0,96685	1,05175	0,741	160,56285	0,96681	1,05177
20	F _x	17,1	0,0893—0,1786	0,63601	155,94906	0,95775	1,05058	0,770	205,77870	0,93622	1,06214
20	F _y	17,1	0,0893—0,1786	0,70392	153,02117	0,94715	1,06354	0,741	165,22620	0,94583	1,06432

$$F = C_F e_1^x f \text{ (kp)} \quad f = 1 \text{ mm, } b = d$$

Tabelle 6

	$d = 14 \text{ mm } 0,0880 \leq c_1 \leq 0,1786 \text{ mm/Zahn}$ $f = 1 \text{ mm } a = 0,574 \text{ k} = 0,494$				$d = 20 \text{ mm } 0,0887 \leq c_1 \leq 0,1786 \text{ mm/Zahn}$ $f = 1 \text{ mm } a = 0,770 \text{ k} = 0,741$			
	$v = 28,8 \text{ m/min}$	$v = 22 \text{ m/min}$	$v = 36,5 \text{ m/min}$	$v = 30 \text{ m/min}$	$v = 21,9 \text{ m/min}$	$v = 11,1 \text{ m/min}$	$v = 34,4 \text{ m/min}$	$v = 17,1 \text{ m/min}$
a	0,358—0,574	0,513—0,574	0,574—0,700	0,574—0,721	0,770—0,863	0,770—0,796	0,770—0,783	0,636—0,770
C_{Fy}	89—139	121—137	132—170	133—179	202—246	228—240	206—229	156—206
k	0,401—0,494	0,494—0,495	0,494—0,498	0,494—0,580	0,741—0,802	0,683—0,741	0,735—0,741	0,704—0,741
C_{Fy_0}	74—89	91	83	86—103	163—186	184—208	156—161	153—165
γ_{1_0}		10,7—12,7				2,2—4,2		
α_{1_0}		7,9—9,9				11,4—13,4		
ω_{1_0}		8,5—10,0				11,7—12,9		
α_{m_0}		10,2—12,2				4,0—6,0		
τ		5,4—6,4				4,2—5,2		
$\Delta\tau^\circ$		$\leq 0,25$				$\leq 0,25$		
$cs_1 \text{ mm}$		0—0,1				0—0,1		
$\Delta cs_1 \text{ mm}$		$\leq 0,03$				$\leq 0,03$		

$$\Delta\gamma_1 = \Delta\alpha_1 = \Delta\omega_1 = \Delta\alpha_m \leq 05^\circ$$

4. Die Zuverlässigkeit der Zerspanungsversuche

Bei der Beurteilung der Maßgenauigkeit der Langlochfräser ist die Maßstreuung der Spanwinkel innerhalb eines Werkzeuges wichtig. Die Toleranz der Spanwinkel der Fräser ist nach der ungarischen Norm meistens mit $\pm 1^\circ$ bestimmt, die Norm gibt aber keine Begrenzung für die Maßabweichungen der verschiedenen Zähne desselben Fräasers. Diese Toleranz hat aber bei kleinen Winkeln eine große Bedeutung.

Der Korrelationskoeffizient der festgesetzten Standzeit- und Kraftgleichungen und der Standardfehler der Schätzung beweisen, daß die in Serienfertigung hergestellten Werkzeuge zur Aufnahme der Regressionskurven anwendbar sind. Die Versuche haben auch gezeigt, daß bei Werkzeugen von kleinem Format unter vorgegebenen Verhältnissen solche Werkzeuge anzuwenden sind, wo die Geometrie der Schneiden mehrerer Zähne nur wenig voneinander abweicht ($\Delta\alpha \sim 0,5^\circ$). Die Durchschnittsabweichungen aller angewandten Fräser haben nur eine sekundäre Bedeutung. Wenn die Durchschnittsabweichung den nach der Norm zulässigen Wert von $\pm 1^\circ$ nicht überschreitet, ist der untersuchte Fräser für die Bestimmung der Zerspanungsgleichungen geeignet.

Zusammenfassung

Die Verfasserin bestimmt durch Versuche die Standzeit- und Kraftgleichungen von in Serienfertigung hergestellten Langlochfräsern beim Nutenfräsen. Es wird nachgewiesen, daß die Standzeitkurven des Werkzeuges ein Maximum haben. Die Komponenten der Schnittkraft wurden in Richtung des Lang- und Quervorschubes der Maschine untersucht. Die Kraftgleichungen werden in Abhängigkeit von der Spandicke aufgeschrieben. Die Ursache des hyperbolischen Charakters der spezifischen Kraftänderung wurde geprüft. Bei dem Schlag des Werkzeuges ist ein statischer und dynamischer Schlag zu unterscheiden.

Die Bedingungen der Anwendbarkeit der in Serienfertigung hergestellten Werkzeuge für die Bestimmung der Regressionskurven wurden geprüft. Es wird nachgewiesen, daß unter festgelegten Versuchsbedingungen Werkzeuge anzuwenden sind, bei welchen die Geometrie der Schneiden mehrerer Zähne eines Fräasers nur wenig abweichend ist. Für die Qualitätsbeurteilung werden Standzeitmessungen vorgeschlagen. Die Methode zur Standzeitmessung ist die Aufnahme der T - v -Kurve.

Symbole

b	mm	Fräsbreite
cs_1	mm	zylindrische Facette an der Hauptschneide, senkrecht zur Hauptschneide gemessen
Δcs_1	mm	Unterschied zwischen auf zwei Zähnen gemessenen Facetten
d	mm	Durchmesser des Fräasers
e	mm	Spandicke
e_1	mm/Zahl	Vorschub je Zahn
f	mm	Schnitttiefe
F	kp	Schnittkraft
\bar{F}	kp	durchschnittliche Schnittkraft (arithmetisches Mittel)
F_x	kp	Komponente in Richtung des Quervorschubes
F_y	kp	Komponente in Richtung des Langvorschubes

N		Zahl der Messungen
r		Korrelationskoeffizient
S_F		Standardfehler der Schätzung der Kraftgleichungen
S_T		Standardfehler der Schätzung der Standzeitgleichungen
σ		Standardabweichung
T	min	Werkzeugstandzeit
\bar{T}	min	Durchschnittsstandzeit (arithmetisches Mittel der Meßwerte)
T_i	min	gemessene Standzeit
T_{sz}	min	berechnete Standzeit
v	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_e	mm/min	Vorschub des Werkstückes pro Minute

Literatur

1. MIHÁLYI, F.: Zielprogramm No. 21, Abschnitt IV, Hervorgehobene Zerspanungsforschungen, Komplexe Begutachtung von Zerspanungswerkzeugen. Studie SZERGELEM, Manuskript (1969). (21. sz. Célprogram Kiemelt Forgácsolási Kutatások. IV. fejezet, Forgácsolószerszámok komplex minősítése. Tanulmány SZERGELEM, Kézirat 1969.)
2. BAKONDI, K.: Die Bestimmung der Bearbeitbarkeit der Metalle. Kandidatendissertation. Manuskript, Budapest (1956). (A fémek megmunkálhatóságának meghatározása. Kandidátusi értekezés. Kézirat. Budapest 1956.)
3. VICTOR, H.—MÜLLER, H.: Zerspanversuche mit Kleinstbohrern. Werkstatttechnik, Zeitschr. für ind. Fertigung, No. 2 (1972).
4. BÁNHIDI, I.: Qualitätsbeurteilung von Langloch- und Fingerfräsern aus Schnelldrehstahl mittels Zerspanung II. Konf. für Werkstoffe und Werkzeuge. Budapest (1971). — Vortrag.
5. POURNY, J. L.—EUGENE, F.: Mise en évidence et mesure des deux types d'usure des outils en acier rapide. Le Génie Civil, 138, No. 2. Paris (1961).
6. NAGY, O. T.: Einige Fragen der Qualitätsbeurteilung der Schnellarbeitsstähle. I. Konf. für Werkzeugstoffe und Werkzeuge. Miskolc (1968). — Vortrag. (Gyorsacélok minősítésének egyes kérdései. I. Szerszámanyagok és szerszámok konf. Miskolc, 1968.)
7. BÁNHIDI, I.: Vorversuche mit Langlochfräsern $\varnothing 6$ und $\varnothing 14$ mm. Bericht SZERGELEM. Manuskript (1970).
8. TU Budapest — Lehrstuhl f. Fertigungstechnologie: Projektierung und Fertigung von zur Messung mehrerer Komponenten geeigneten Kraftmessungsanlagen. Schlußbericht TU Budapest. Manuskript, Budapest (1969). (Több komponens mérésére alkalmas erőmérőberendezések tervezése és gyártása. Zárójelentés. Kézirat, Budapest 1969.)
9. TU Budapest — Lehrstuhl f. Fertigungstechnologie: Zerspanungsprüfung der Schaftfräser durch Kraftmessung, Bericht. Manuskript, Budapest (1970). (Szárasmaró forgácsolási vizsgálata erőméréssel. Témajelentés. Budapest 1970. febr. Kézirat.)

Ibolya BÁNHIDI, H-1202 Budapest, Mártírok útja 210.