

INSTITUT ZA ALATNE MAŠINE I ALATE  
Beograd, 27 marta 80, tel. 340-017

---

*Milica Kalajdrić*

**ZBORNİK SAOPŠTENJA**  
V SAVETOVANJA PROIZVODNOG MAŠINSTVA  
Kragujevac, 15 — 16. V 1969.

II knjiga — OBRADA REZANJEM

BEOGRAD, 1969.

INICIJATOR SAVETOVANJA:

Zajednica jugoslovenskih naučnoistraživačkih institucija proizvodnog mašinstva

ORGANIZATORI SAVETOVANJA:

Institut za alatne mašine i alate (IAMA), Beograd  
Mašinski fakultet - Odeljenje u Kragujevcu  
Zavodi "Crvena Zastava", Kragujevac  
Društvo inženjera i tehničara (DIT), Kragujevac

ORGANIZACIJSKI ODBOR:

Ivković Branko, dipl.ing., docent Odeljenja Mašinskog fakulteta,  
Kragujevac,  
Micić Radoljub, dipl.ing., predsednik DIT-a, Kragujevac  
Nedeljković Milan, dipl.ing., rukovodilac Odeljenja za alatne mašine IAMA, Beograd,  
Smiljanić Slobodan, dipl.ing., direktor Fabrike automobila, Kragujevac,  
Šolaja Vladimir, dipl.ing., vanr. profesor Mašinskog fakulteta,  
direktor IAMA.

Organizacija V Savetovanja proizvodnog mašinstva, sada, posle uspešno održana dosadašnja četiri (I u Beogradu 1965, II u Zagrebu 1966, III u Ljubljani 1967 i IV u Sarajevu 1968), već tradicionalna zajednička akcija Zajednice jugoslovenskih naučnoistraživačkih institucija proizvodnog mašinstva, pala je ponovo u zadatak Institutu za alatne mašine i alate u Beogradu. Kako je na IV Savetovanju prihvaćen predlog da se ovaj skup održi u Kragujevcu, Institut je zainteresovao i uključio kao organizatore i Odeljenje Mašinskog fakulteta, Kragujevac, Zavode "Crvena Zastava", Kragujevac i DIT iz Kragujevca, što je, uz podršku Saveznog i Republičkog saveta za koordinaciju naučnih delatnosti omogućilo da se susretu omogući odgovarajući okvir.

U program V Savetovanja je po linijama (i) alatnih mašina, (ii) automatizacije i upravljanja i (iii) obrade rezanjem, uvršteno ukupno četrdesetosam referata iz instituta, fakulteta i privrednih organizacija. Zbog znatnog obima kompletni materijali Savetovanja iznose se u tri dela, pri čemu su u prvoj knjizi Zbornika saopštenja sadržani pripremljeni prilozi iz oblasti mašina alatki, automatizacije i upravljanja, u drugoj iz obrade rezanjem, a treća je posvećena uvodnim referatima, pripremljenim koreferatima i izvodu iz diskusije. U cilju unapredjenja aktivne participacije učesnika u radu Savetovanja, prve dve knjige izlaze dovoljno rano iz štampe, što omogućuje pripremu šire diskusije i naučne kritike dostignuća ostvarenih od strane pojedinih istraživačkih i razvojnih grupa.

Od ukupno osamnaest saopštenja iz obrade rezanjem, po jedno je iz Instituta za alatne strojeve, Zagreb, Instituta Mašinskog fakulteta, Novi Sad, Industrije SINTAL, Zagreb, Instituta "Iskra", Ljubljana i Strojarsko-brodogradjevnog fakulteta, Zagreb, tri iz Instituta za strojništvo, Ljubljana, a ostali iz Instituta za alatne mašine i alate Beograd (od ovih, a u okviru programa Instituta, tri iz Odeljenja Mašinskog fakulteta, Kragujevac, a jedan iz Mašinskog fakulteta, Novi Sad).

Organizacijski odbor veruje da izneti materijal svedoči o razvojnem trendu u kreiranju i asimilaciji novog znanja, i kroz to o rastućem doprinosu nauke unapredjenju efekata proizvodjenja u metalnoj industriji Jugoslavije, te da će kao i ranije informacije sa savetovanja, uključujući tu i druge uspostavljene vidove komuniciranja istraživač-korazvojne delatnosti sa proizvodnom praksom, predstavljati dalji prilog proširenju osnove i podizanju profesionalnog nivoa specijalne oblasti proizvodnog mašinstva.

Beograd, marta 1969

ORGANIZACIJSKI ODBOR V SAVETOVANJA

S A D R Ž A J

OBRADA REZANJEM (OR)	Strana
J. Stanić, Prilog teorijskom odredjivanju pravca sile trenja pri kosougлом rezanju višesečnim alatom .....	OR. 1.1
M. Jovičić, Ispitivanje procesa glačanja tvrdog metala i brzoreznog čelika abrazivnim pastama .....	OR. 2.1
S. Sekulić, Maksimalne dovoljene vrednosti pojasa habanja u zavisnosti od brzine rezanja .....	OR. 3.1
Š. Šavar, Neki problemi mjerenja sila i momenata kod glodanja domaćih konstrukcionih čelika .....	OR. 4.1
B. Popović, Kinematika mašinskih ureznika .....	OR. 5.1
P. Leskovar, Kvaliteta površine pri obdelavi aluminijevih zlitin .....	OR. 6.1
B. Justin, Obdelovalnost proti obrabi odpornih legiranih jeklenih litin .....	OR. 7.1
Z. Seljak, Kratkotrajni preskus obstojnosti hitroreznih jekel s prečnim struženjem .....	OR. 8.1
J. Stankov, Uporedno ispitivanje krutosti burgija .....	OR. 9.1
B. Ivković, Nova radioaktivna metoda za ispitivanje obradljivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika višesečnih reznih alata .....	OR.10.1
S. Zahar, Uticaj položaja ose čeonih glodala sa tvrdim metalom na srednju temperaturu rezanja, habanje sečiva i postojanost .....	OR.11.1
R. Mitrović, Oblik habanja sečiva i izbor kriterijuma zatupljenja čeonih glodala sa tvrdim metalom .....	OR.12.1
D. Dužević, Domaća iskustva u mjerenju veličine čestica i raspodjele čestica po veličini kod sirovine za alate s tvrdim metalom .....	OR.13.1
D. Vukelja, Kinematski odnosi u kočionom sloju strugotine pri obradi rezanjem .....	OR.14.1
E. Marek, A. Bleiweis, Določanje obdelovalnega režima pri ročni obdelavi z žaganjem in piljenjem .....	OR.15.1

E. Kuljanić, Neki parametri za eksploataciju glodaćih glava za glodanje sivog lijeva .....	OR.16.1
V. Šolaja, O. Popović, Prilog ispitivanju lisnatih testera .	OR.17.1
M. Kaplarević, Obradljivost nekaljenog i poboljšanog čelika metodom superfiniš .....	OR.18.1

J. S t a n i ć <sup>x)</sup>

PRILOG TEORIJSKOM ODREĐIVANJU PRAVCA SILE TRENJA NA GRUDNOJ POVRŠINI  
PRI KOSOUGLOM REZANJU VIŠESEČNIM ALATOM <sup>xx)</sup>

## 1. Uvod

Pravac sile trenja na grudnoj površini alata, odnosno ugao  $\varphi$  kojeg ova sila zatvara sa tangentom na radno sečivo, povezan je matematički sa nizom veličina i pojava u zoni rezanja [1], kao što su, na primer, sile i efektivna snaga rezanja, temperatura u paru strugotina - grudna površina, kinematska geometrija alata, deformacije i naponi u ravnima smicanja i slično. Zbog toga teorijska analiza odredjenih zakonitosti u zoni rezanja pretpostavlja pouzdan analitički metod odredjivanja ugla  $\varphi$  za najšira geometrijsko-tehnološka stanja procesa rezanja.

Klasičnim analitičkim metodama [1], [2] i jednačinama pravca sile trenja, koje proizilaze iz njega, nije obuhvaćen izvestan broj geometrijskih i tehnoloških parametara alata i procesa rezanja čiji se uticaj na ugao  $\varphi$ , prema rezultatima eksperimentalnih ispitivanja, ne sme zanemariti. Pored toga, pri matematičkom formulisanju dotičnih analitičkih jednačina, učinjene su odredjene manje ili više dopuštene pretpostavke, što krajnje jednačine ugla  $\varphi$  čini, u pogledu tačnosti, uslovnim i približnim.

Novim predloženim analitičkim postupkom pokušano je da se obuhvate svi oni geometrijski i kinematski faktori, čiji je uticaj na ugao  $\varphi$  primaran, i da se, na osnovu odredjenih teorijskih stavova, formulišu matematičke zakonitosti ugla pravca sile trenja, koje bi važile za

---

x) Joko P. Stanić, mgr. dipl. ing., docent Mašinskog fakulteta, samostalni saradnik Instituta za alatne mašine i alate.

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, Beograd. Rad je proistekao iz jednog dela naučnoistraživačkog projekta "Istraživanje u oblasti reznih i steznih alata" u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad.





nim domenima, materijal nominalno istih karakteristika. Zbog toga su, a imajući u vidu strukturu empirijskih jednačina otpora rezanja na strugu, parcijalne normalne sile ( $N_i$ ) na grudnu površinu proporcionalne radnim dužinama sečiva ( $l_i$ ). Ako se sa  $k$  obeleži faktor ove proporcionalnosti, a sa  $\mu$  - srednji koeficijent trenja za celu dodirnu grudnu površinu, onda je  $i$ -ta sila trenja na  $i$ -om sečivu jednaka

$$F_i = \mu k l_i . \quad (1)$$

Krak sprega sila  $\vec{F}_i$  na kontaktnoj površini zanemarljivo je mali, pa je vrednost ovog sprega praktično bezuticajna na opšti pravac toka strugotine.

Za opšti slučaj obrade sa sva tri sečiva, iskazan matematičkim uslovom

$$\delta - l_2 \sin \alpha_2 \cos \lambda_2 > 0 , \quad (2)$$

prirodne radne dužine glavnog ( $l$ ), pomoćnog ( $l_1$ ) i prelaznog ( $l_2$ ) sečiva iznose

$$l = \frac{\delta - l_2 \sin \alpha_2 \cos \lambda_2}{\sin \alpha \cos \lambda} , \quad (3)$$

$$l_1 = \frac{\sin \alpha_2}{\cos \lambda_1 \sin(\alpha_1 + \alpha_2)} s ,$$

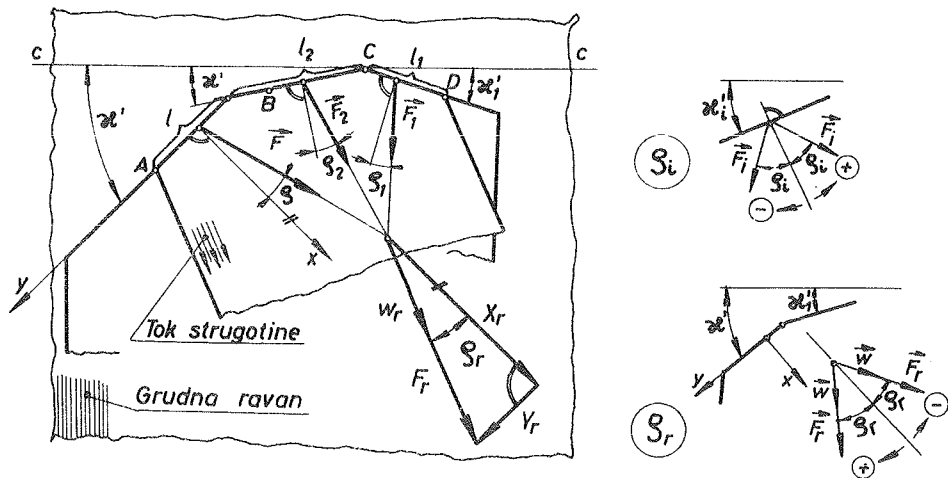
$$l_2 = l_2 .$$

Uglove  $\alpha'$ ,  $\alpha'_1$  i  $\alpha'_2$  zatvaraju glavno, odnosno pomoćno i prelazno sečivo i projekcija na grudnu ravan linije c-c povučene kroz vrh noža paralelno liniji centara (slika 2). Njihove jednačine, prema [1], glase

$$\begin{aligned} \cos \alpha' &= \frac{\cos \gamma_a}{\cos \gamma_N} \cos \alpha , \\ \cos \alpha'_1 &= \frac{\cos \gamma_a}{\cos \gamma_{1N}} \cos \alpha_1 , \\ \cos \alpha'_2 &= \frac{\cos \gamma_a}{\cos \gamma_{2N}} \cos \alpha_2 , \end{aligned} \quad (4)$$

pri čemu su  $\alpha$ ,  $\alpha_1$  i  $\alpha_2$  napadni uglovi glavnog, pomoćnog i prelaznog sečiva mereni u osnovnoj ravni (slika 1), a  $\gamma_{iN}$  grudi ugao u ravni normalnoj na prostorni položaj dotičnog sečiva određen relacijom

$$\operatorname{tg} \delta_{iN} = \operatorname{tg} \gamma_i \operatorname{tg} \lambda_i .$$



Sl.2. Pozicija sila trenja na grudnoj ravni višesečnog noža i orijentacija (znak) uglova  $\beta_1$  i  $\beta_r$ .

Pravci parcijalnih nezavisnih tokova strugotina sa glavnog, pomoćnog i prelaznog sečiva definisani su uglovima  $\beta$ ,  $\beta_1$  i  $\beta_2$ . Prema Granovskom i Stableru ovi su uglovi jednaki korespondentnim uglovima nagiba sečiva, tj.

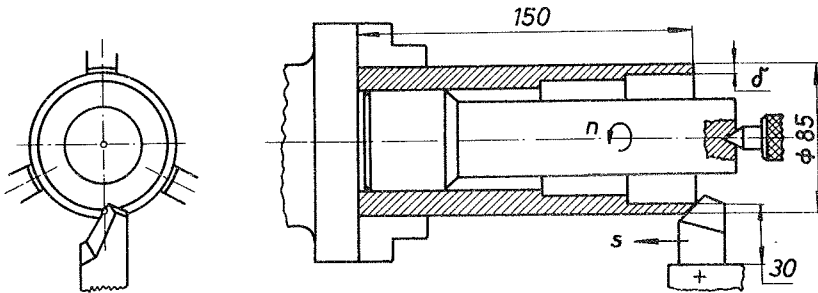
$$\beta = \lambda, \quad \beta_1 = \lambda_1, \quad \beta_2 = \lambda_2. \quad (5)$$

Međutim, analize izvedene u [1] pokazuju da jednačine (5) važe samo za jedno usko područje geometrijsko-tehnoloških uslova obrade. Radi utvrđivanja tačne empirijske zakonitosti uglova pravaca parcijalnih tokova strugotina  $\beta_1$ , autor je izveo seriju sistematskih eksperimentalnih ispitivanja pri uzdužnoj obradi na strugu.

Opiti su izvedeni na čeliku jačine  $\sigma_m = 70 \text{ kp/mm}^2$  prema šemi na slici 3. Varirana je brzina rezanja ( $v$ ), korak ( $s$ ), napadni ugao ( $\alpha$ ), grudni ugao ( $\gamma$ ), ugao nagiba sečiva ( $\lambda$ ) i dubina rezanja ( $\delta$ ) u sledećim područjima:  $v = 5 \div 133 \text{ m/min}$ ,  $s = 0,10 \div 0,30 \text{ mm/o}$ ,  $\alpha = 30^\circ \div 60^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ \div 30^\circ$ ,  $\lambda = -15^\circ \div +40^\circ$  i  $\delta = 1 \div 3 \text{ mm}$ . Serije noževa od brzoreznog čelika, istog nazivnog kvaliteta i dimenzija  $h \times b = 16 \times 16 \text{ mm}$ , oštrene su pod istim uslovima sa završnim finim brušenjem grudne površine na svakom nožu. Pojedinačni opiti ponavljani su višestruko. Ugao  $\beta$  meren je direktnom metodom pomoću mikroskopa sa revolverskom glavom [1]. Cilindrične površine radnog predmeta i trna (slika 3) dovedene su pre opita u strogu centričnost, uz pretho-

OR.1.4

dnu visokokvalitetnu obradu baznih površina predmeta i trna. Noževi su orijentisani prema referentnom sistemu ( $\vec{s}$ ,  $\vec{s}_p$ ) u osnovnoj ravni (slika 1). Prema ovom sistemu, odnosno projekciji glavnog sečiva u



Sl. 3. Šema obrade jednosečnim alatom pri eksperimentalnoj analizi jednačine  $\rho_i = \lambda_i$ .

osnovnoj ravni, regulisan je i optički sistem skala mikroskopa. Podesljivi držač noževa, sa posebno izradjenim graničnikom, obezbedio je da se najjisturenija radna tačka sečiva ("vrh" noža) dovede u centričan položaj, tj. u ravan linije centara paralelnu osnovnoj ravni.

Delimični rezultati opita prikazani su na slici 4. U toku opita i pri obradi rezultata ispitivanja zapažena je oštra selektivnost uticaja obuhvaćenih faktora: ugao  $\rho$  zavisi od  $\lambda$  i  $v$ , dok su faktori  $\alpha$ ,  $s$ ,  $\delta$  i  $\gamma$  praktično bezuticajni na ugao pravca toka strugotine. Tako se pretpostavljena zavisnost  $\rho = f(v, s, \delta, \alpha, \lambda, \gamma)$  svodi na  $\rho = f(\lambda, v)$ .

Matematičkom obradom rezultata sa slike 4. dobija se empirijska zakonitost

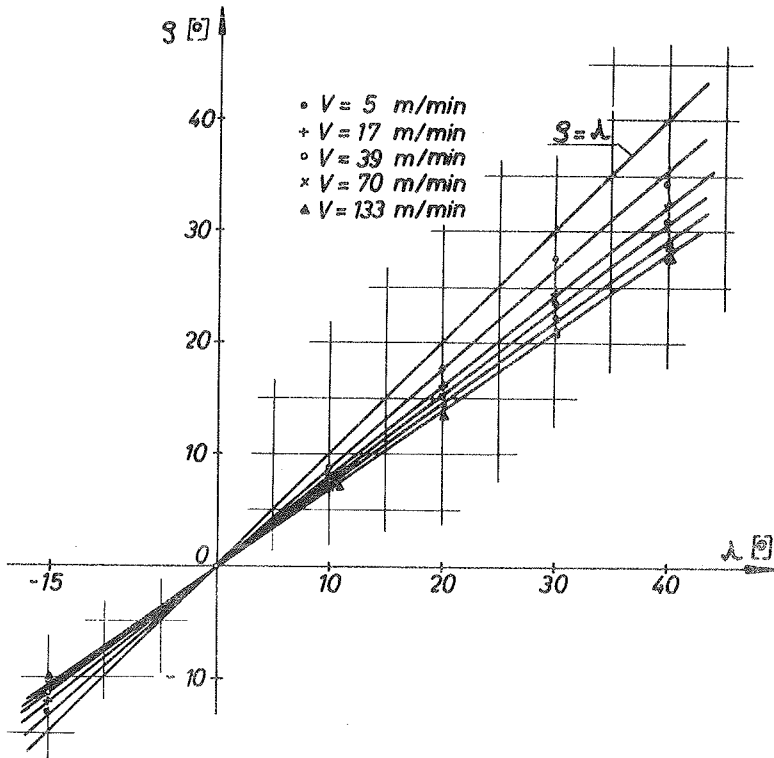
$$\rho = \lambda v^{-0,075}, \quad (6)$$

koja pokazuje da je jednačina  $\rho = \lambda$  korektna samo pri vrlo malim brzinama rezanja i relativno malim vrednostima ugla  $\lambda$ . Pri regularnim brzinama rezanja, kakve se sreću u pogonima, ne može se, dakle, pisati  $\rho = \lambda$  a da se pri tom ne učini određena greška čija je vrednost evidentna u dijagramima slike 4 (tako se, na primer, za  $\lambda = 30^\circ$  i  $v = 133$  m/min, prema jednačini  $\rho = \lambda$ , dobija  $\rho = 30^\circ$ , dok je stvarna vrednost ugla  $\rho = 22^\circ$ ; učinjena greška iznosi  $\Delta\rho = 8^\circ$ ).

Pošto ugao  $\rho$  ne zavisi od  $s, \delta, \alpha$  i  $\gamma$ , može se važnost jednačine (6) proširiti i na parcijalne tokove strugotine na pomoćnom i prelaznom sečivu, odnosno napisati

$$\rho = \lambda v^{-0,075}, \quad \rho_1 = \lambda_1 v^{-0,075}, \quad \rho_2 = \lambda_2 v^{0,075}. \quad (7)$$

Iz ovih rezultata ispitivanja proizilazi da se jednačine (5) moraju zameniti empirijskim jednačinama (7), pošto ove poslednje relacije daju vrednosti koje su vrlo bliske stvarnim vrednostima uglova  $\rho_i$  pravca parcijalnih tokova strugotine.



S1.4. Zavisnost ugla pravca toka strugotine  $\rho$  od ugla nagiba sečiva  $\lambda$  i brzine rezanja  $v$  pri uzdužnom struganju jednosečnim alatom čelika jačine  $70 \text{ kp/mm}^2$  ( $\alpha = 45^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $\alpha = 7^\circ$ ,  $\delta = 1,5 \text{ mm}$ ,  $s = 0,124 \text{ mm/o}$ )

Definisani skup veličina  $F$ ,  $F_1$ ,  $F_2$ ,  $l$ ,  $l_1$ ,  $l_2$ ,  $\alpha'$ ,  $\alpha'_1$ ,  $\alpha'_2$ ,  $\rho$ ,  $\rho_1$ ,  $\rho_2$  prikazanim jednačinama omogućuje da se, korišćenjem navedenih stavova ekvivalentnosti i kolinearnosti, kao i uslova ravnoteže sila na grudnoj površini (slika 2), postavi jednačina ugla  $\rho_r$  rezultujućeg pravca sile trenja u krajnjem matematičkom obliku

$$\text{tg } \rho_r = \frac{-l \sin \rho + l_1 \sin(\alpha' + \alpha'_1 - \rho_1) + l_2 \sin(\alpha' - \alpha'_2 - \rho_2)}{l \cos \rho + l_1 \cos(\alpha' + \alpha'_1 - \rho_1) + l_2 \cos(\alpha' - \alpha'_2 - \rho_2)}. \quad (8)$$

Dužinski ( $l_1$ ) i uglovni ( $\alpha'_1, \rho_1$ ) elementi, koji ulaze u strukturu jednačine (8), određeni su relacijama (3), (4) i (7), pa se iz ovih jednačina i jednačine (8) mogu analitičkim putem odrediti teorijske vrednosti ugla  $\rho_r$  pravca sile trenja na grudnoj površini višesečnog alata za dotične geometrijsko-kinematske uslove obrade<sup>x</sup>).

### 3. Jednačina ugla $\rho_r$ za neke posebne oblike alata i rezanja

Jednačina (8) koristi se kada u procesu rezanja učestvuju sva tri sečiva (ABCD, slike 1 - 2), tj. kad je zadovoljen uslov (2). Medjutim, kada u obradi učestvuju samo prelazno i pomoćno sečivo (BCD, slika 2), što se matematički izražava uslovom

$$\delta - l_2 \sin \alpha_2 \cos \lambda_2 \leq 0, \quad (9)$$

tada se vrednost ugla  $\rho_r$  pravca sile trenja određuje iz jednačine

$$\operatorname{tg} \rho_r = \frac{l_1 \sin(\alpha'_1 + \alpha'_2 - \rho_1) + l_2 \sin(\alpha'_2 - \alpha'_1 - \rho_2)}{l_1 \cos(\alpha'_1 + \alpha'_2 - \rho_1) + l_2 \cos(\alpha'_2 - \alpha'_1 - \rho_2)}, \quad (10)$$

pri čemu je u ovom slučaju  $l_2$  prirodna dužina onog dela prelaznog sečiva (BC, slika 2) koja učestvuje u rezanju

$$l_2 = \frac{\delta}{\cos \lambda_2 \sin \alpha_2}, \quad (11)$$

dok izrazi (3), (4) i (7) za  $l_1, \alpha'_1$  i  $\rho_1$  ne menjaju oblik.

U posebnom slučaju obrade dvosečnim nožem (bez prelaznog sečiva) sa relativno malim poluprečnikom  $r$  zaobljenja vrha noža dobija se iz opšte relacije (8) izraz za ugao  $\rho_r$  u prostijem obliku

$$\operatorname{tg} \rho_r = \frac{-l \sin \rho + l_1 \sin(\alpha'_1 + \alpha'_2 - \rho_1)}{l \cos \rho + l_1 \cos(\alpha'_1 + \alpha'_2 - \rho_1)}. \quad (12)$$

Prirodne radne dužine glavnog i pomoćnog sečiva za ovaj slučaj nalaze se iz izraza

$$l = \frac{\delta}{\sin \alpha \cos \lambda}, \quad (13)$$

<sup>x</sup>) Jednačine (7) važe pri obradi čelika ( $\sigma_m = 70 \text{ kp/mm}^2$ ). Pri rezanju drugih konstrukcijskih materijala valjalo bi, na način identičan izloženome, utvrditi odgovarajuće oblike ovog empirijskog zakona.

$$\ell_1 = \frac{\sin \vartheta \ell}{\cos \lambda_1 \sin(\vartheta + \vartheta_{e_1})} s, \quad (14)$$

a uglovi  $\vartheta'_1$  i  $\beta_1$  - iz jednačina (4) i (7).

Uglovi  $\lambda$ ,  $\lambda_1$  i  $\lambda_2$  u jednačini (7) predstavljaju statičke uglove nagiba sečiva. Kako je efektivna (stvarna) brzina rezanja ( $\vec{v}_u$ ) jednaka vektorskom zbiru obimne brzine ( $\vec{v}$ ) i brzine pomoćnog kretanja ( $\vec{v}_s$ ), potrebno je, kada se pojave relativno veće razlike između brzina  $v_u$  i  $v$ , umesto statičkog ugla  $\lambda_1$ , uvesti odgovarajući kinematski ugao  $\lambda_{ki}$ . Ovaj se ugao, prema [1], izračunava iz relacije

$$\sin \lambda_k = \frac{s \cos \vartheta - 2\pi r (\cos \varphi \sin \vartheta - \cos \varphi \operatorname{tg} \lambda)}{\sqrt{s^2 + 4\pi^2 r^2}} \cos \lambda, \quad (15)$$

gde je  $\lambda$  statički ugao nagiba sečiva.

I konačno, kada se izvodi obrada nožem sa zaobljenjem  $r$  na vrhu<sup>x</sup>), koriste se, za određivanje jednačina ugla  $\beta_r$ , isti metodski principi kao i kod obrade višesečnim nožem. Račun je znatno složeniji, a isto tako i oblik krajnjih jednačina. Dobljene jednačine se mogu međjutim pojednostaviti ako se efekti prelaznog luka (zaobljenog vrha), u pogledu pravca toka strugotine, izjednače sa efektima odgovarajuće tetive luka na vrhu. Pri ovakvom uprošćenju, koje opravdavaju eksperimentalni rezultati (videti narednu tačku), dobijaju se jednostavne relacije

$$\vartheta_2 = \frac{\vartheta - \vartheta_1}{2}, \quad \ell_2 = \frac{2r}{\cos \lambda_2} \sin \frac{\vartheta + \vartheta_1}{2}, \quad (16)$$

koje, zajedno sa (4) i (7), dopuštaju da se iz jednačine (8) izračuna ugao rezultujućeg pravca sile trenja pri obradi nožem zaobljenog vrha za date uslove obrade i geometriju alata.

<sup>x</sup>) Nož sa prelaznim sečivom (slika 1) koristi se prvenstveno pri produktivnim operacijama obrade, sa relativno velikim koracima. Prema rezultatima ispitivanja, njegove osnovne karakteristike su (uz o bezbedjenje drugih geometrijsko-režimskih uslova) visoka čvrstoća i otpornost vrha, smanjena debljina strugotine, olakšan odvod toplote, dobar kvalitet obradjene površine (za slučaj  $\vartheta_1 \approx 0$ ). Pored toga, kod ovog se noža znatno lakše oštiri ledjna površina prelaznog sečiva u odnosu na ledjnu površinu u području radijusa kod noža sa zaobljenim vrhom.

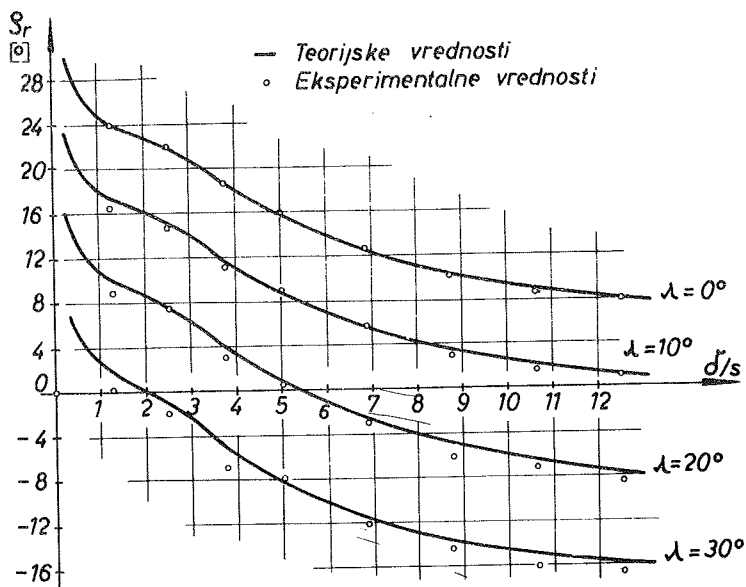
#### 4. Rezultati eksperimentalne provere postavljenih jednačina ugla $\rho_r$

Provera izloženih jednačina ugla  $\rho_r$  pravca sile trenja izvedena je sa dve grupe serija eksperimenata. U prvoj grupu upotrebljeni su noževi sa prelaznim sečivom, a u drugoj - sa zaobljenim vrhom.

Pri ispitivanju korišćena je identična eksperimentalna tehnika, metodi i uslovi kao i u prethodnim opitima (videti tačku 2) istraživanja zakonitosti ugla  $\rho$  pri rezanju jednosečnim alatom.

Rezultati su prikazani na slikama 5 i 6. Pune linije predstavljaju teorijske vrednosti ugla  $\rho_r$ , dobijene iz postavljenih jednačina, dok su kružićima označene neposredno (u opitima) izmerene vrednosti ugla pravca sile trenja.

U procesu rezanja često se zapažao lučni (blaži ili oštiji) tok strugotine počevši neposredno od sečiva pa dalje u pravcu ravni grudne površine. Ova pojava je posledica geometrijsko-tehnoloških razlika u tekućim tačkama radnih sečiva (razlika brzina rezanja od tačke do ta-



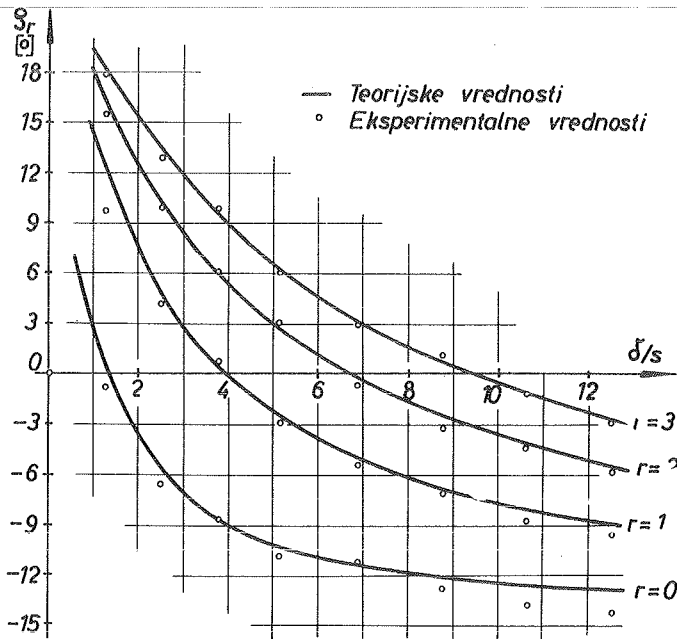
Sl.5. Teorijske i eksperimentalne zavisnosti  $\rho_r = F(d/s, \lambda)$  pri uzdužnoj obradi na strugu trosečnim nožem ( $G_m = 70 \text{ kp/mm}^2$ ,  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\alpha_1 = 10^\circ$ ,  $\alpha_2 = 22^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $l_2 = 1,2 \text{ mm}$ ,  $s = 0,16 \text{ mm/o}$ ,  $v = 39 \text{ m/min}$ )

čke sečiva, pre svega). U ovakvim slučajevima ugao  $\rho_r$  je meren tako što su končanice obrtne glave optičkog sistema postavljane u pravcu tangente na tok strugotine neposredno uz sečivo.

Kada se rezanje izvodi u uslovima nastajanja naslage na grudnoj površini, tada se javlja manje ili više nestabilan tok strugotine koji se ispoljava kroz slučajno periodično oscilovanje (povezano sa prirodom formiranja ili razaranja naslage) oko jednog stalnog pravca, sa amplitudama pokatkad i do nekoliko stepeni. Za ugao  $\rho_r$  uzimana je tada srednja vrednost iz maksimalnih ekstremnih skretanja. Medjutim, kada se ne pojavljuje naslaga i kada je proces rezanja ujednačen u fizičkom smislu, tada su tokovi strugotina (odnosno pravci sila trenja) veoma stabilni i vremenski postojani.

Na osnovu dijagrama na slikama 5 i 6 mogu se izvesti sledeći zaključci:

1. Pri relativno većim vrednostima odnosa  $\delta/s$  gubi se uticaj veličina  $l_1$ ,  $l_2$  i  $r$  (pomoćnog i prelaznog sečiva) na pravac sile trenja između grudne površine i strugotine sa glavnog sečiva. Tada pravac parcijalne sile trenja  $F$  odnosno parcijalni tok sa glavnog sečiva po-



Sl.6. Teorijske i eksperimentalne zavisnosti  $\rho_r = F(\delta/s, r)$  pri uzdužnoj obradi na strugu ( $G_m = 70 \text{ kp/mm}^2$ ,  $\alpha = 45^\circ$ ,  $\alpha_1 = 10^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $\lambda = 20^\circ$ ,  $s = 0,16 \text{ mm/o}$ ,  $v = 39 \text{ m/min}$ )



staje dominantan, pa ugao  $\varphi_r$  pravca rezultujuće sile  $F_r$  (rezultujućeg toka) teži uglu  $\varphi$  pravca parcijalne sile trenja  $F$ . Drugim rečima, pojedine krive iz familije  $f(\delta/s, \lambda) = 0$  i  $f(\delta/s, r) = 0$  asimptotski se približavaju korespondentnim linijama  $\varphi_r = \varphi$  što je evidentno na dijagramima slika 5 i 6.

2. Na pojedinim krivim linijama familije  $f(\delta/s, \lambda) = 0$  (slika 5) pri obradi višesečnim alatom (sa prelaznim sečivom) zapažaju se, na njihovom gornjem delu, po dve tačke infleksije (prevojne tačke) koje istovremeno predstavljaju granicu uočljivog "talasa" na odnosnoj krivoj familije. Talas je konveksan u pozitivnom smeru ose  $\varphi_r$ . Područje talasa odgovara području (ćošku) ukrštanja prelaznog i glavnog sečiva.

3. Za uslove i režime pod kojima su izvršena eksperimentalna ispitivanja ispoljena je, kao što se na slikama 5 i 6 vidi, praktično zadovoljavajuća saglasnost teorijskih i eksperimentalnih rezultata, što znači da su postavljene jednačine pravca sile trenja na grudnoj površini korektne i praktično upotrebljive.

#### Literatura

- [1] Stanić, J., Teorijska i eksperimentalna analiza pravca toka strugotine pri kosougloznom rezanju višesečnim alatom, IAMA, Beograd (1968), Elaborat 94/68
- [2] Stanić, J., Ugao pravca toka strugotine i metodi njegovog određivanja, Mašinstvo (u štampi)

J. S t a n i ć

A Contribution to the Theoretical Determination of the Direction of Friction Force upon the Rake Face in Oblique Cutting with a Tool with Broken Edge

The concept of a new analytical method in determining the friction force angle  $\varphi$  on rake face has been proposed, the direction of friction force being specified as the deviation of chip flow from the normal to the cutting edge. The derived equations have been verified experimentally, and they may be applied in oblique cutting with a tool with a single edge, with a broken edge and with a nose radius. It has been shown that the dependance of the angle  $\varphi$  upon the obliquity of edge  $\lambda$  and the cutting speed  $v$  in oblique cutting may be expressed by the empirical equation  $\varphi = \lambda \cdot v^{-m}$ , where the exponent  $m$  for a steel with rupture strength  $\sigma_m = 70 \text{ kp/mm}^2$  is equal to  $m = 0,075$ .

OR.1.11



M. J o v i č i ć x)

ISPITIVANJE PROCESA GLAČANJA TVRDOG METALA I BRZOREZNOG ČELIKA  
ABRAZIVNIM PASTAMA xx)

1. Uvodno razmatranje

Pri oštrenju reznih alata potrebno je ostvariti visok kvalitet radnih površina alata, kako u odnosu na hrapavost površine tako i u odnosu na stanje površinskog sloja ovih površina (odsustvo defekata u površinskom sloju, koji nastaju pri brušenju - najčešće u vidu naprslina pri brušenju tvrdog metala, odnosno strukturno izmenjenog površinskog sloja pri brušenju brzoreznog čelika).

Defekti brušenja i visoka hrapavost površine, nastali pri grubom oštrenju alata, odstranjuju se pri izvodjenju završnog oštrenja. Pritom se završno oštrenje reznih alata može izvoditi brušenjem sa tocilima veće finoće pri optimalnom režimu brušenja i glačanjem pomoću abrazivne paste. Kako je poznato, sa porastom finoće konvencionalnih tocila (elektrokorundna i SiC-tocila) intenzivira se razvoj toplote i povišava temperatura u zoni brušenja (uglavnom radi bržeg zatupljenja tocila, koje nastaje usled lepljenja čestica metala na radnoj površini istog), a time se povećava pojava defekata brušenja [1]. Da bi se izvelo kvalitetno oštrenje reznih alata sa ovim tocilima, potrebno je često vršiti poravnavanje tocila i posvetiti posebnu pažnju izboru uslova brušenja. Kvalitetno izvodjenje završnog oštrenja reznih alata (posebno od tvrdog metala) brušenjem može se ostvariti samo primenom dijamantskih tocila. Pri brušenju tvrdog metala dijamantskim tocilima, čija je rezna sposobnost znatno veća od konvencionalnih tocila, tem-

---

x) Milenko M. Jovičić, mgr. dipl.ing., asistent Mašinskog fakulteta, samostalni saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, Beograd. Rad je je proistekao iz dela istraživačkog projekta "Ispitivanje i poboljšanje metoda i sredstava za oštrenje alata", u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad i neke privredne organizacije.

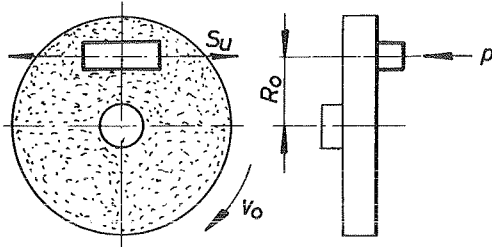
peratura u zoni brušenja je niža tako da je manja verovatnoća za pojavu defekata brušenja. Pored toga, pri povećanju finoće dijamantskih tocila smanjuje se temperatura u zoni brušenja [2] - pri istoj koncentraciji, sa povećanjem finoće tocila povećava se broj zrna po jedinici površine, poboljšava se odvodjenje toplote iz zone rezanja i smanjuje se presek rezanja po zrnu.

Pri izvodjenju završnog oštrenja alata glačanjem pomoću paste abrazivnih materijala (elektrokorund, silicijumkarbid, borkarbid, dijamant), takodje se ostvaruje kvalitetno oštrenje - sa niskom hrapavošću i bez defektnog površinskog sloja, pošto se proces odvajanja materijala odvija pri daleko nižoj temperaturi no kod brušenja. Iz ovih razloga se ovaj način završnog oštrenja alata široko primenjuje u praksi, posebno kada je potrebno ostvariti visok kvalitet površine.

U radu se prikazuju neki rezultati ispitivanja procesa glačanja tvrdog metala i brzoreznog čelika, koja su izvedena u Institutu za alatne mašine i alate u okviru istraživačkog projekta "Ispitivanje i poboljšanje metoda i sredstava za oštrenje alata" [3]. Pritom je detaljnije ispitivan proces glačanja pomoću dijamantske paste, dok je izveden i manji broj opita glačanja sa pastama silicijumkarbida i elektrokorunda radi uporedjenja rezultata. Kao osnovni parametri procesa glačanja usvojeni su učinak (debljina sloja skinutog metala) i hrapavost površine, čija je promena praćena u zavisnosti od finoće paste i parametara režima glačanja.

## 2. Uslovi izvodjenja opita

Odvajanje materijala pri obradi glačanjem se ostvaruje pomoću abrazivne paste, koja se nalazi na površini obrtnog diska; pritom se



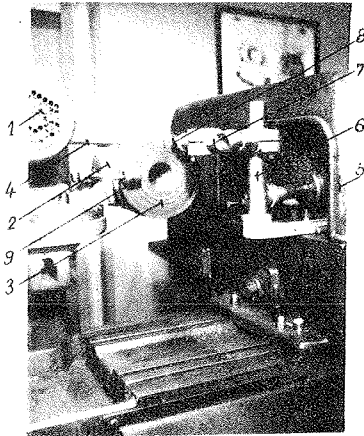
Sl.1. Šema uređaja za glačanje  
kazan je uprošćena šema uređaja za glačanje, sa naznačenim osnovnim kinematskim parametrima.

disk obrće obimnom brzinom  $v_0$  [m/sec], radni predmet izvodi pravolinijsko-naizmenično kretanje  $s_u$  [m/min] a na dodirnoj površini između diska i radnog predmeta vlada površinski pritisak  $p$  [kp/cm<sup>2</sup>]. Na slici 1 prikazano je uprošćena šema uređaja za glačanje, sa naznačenim osnovnim kinematskim parametrima.

Osnovni podaci o opitnom uređaju, karakteristikama probnih uzoraka i abrazivne paste, kao i režimu glačanja dati su u narednom izlaganju.

Opitni uređaj - opiti su izvodjeni na jednoj brusilici za unutrašnje brušenje, na koju je bila postavljena jedinica za ostvarivanje obrtnog kretanja diska, dok je pomoćno kretanje uzorka ostvarivano pomoću hidrauličnog prenosnika brusilice, slika 2.

Kao jedinica za izvođenje obrtnog kretanja diska primenjen je uređaj za kružno brušenje univerzalne brusilice za oštrenje alata UOZA-5, koji se sastoji od elektromotora (1), nosača glavnog vretena (2) sa diskom (3) i kaišnog prenosnika (4) - pomoću ovog prenosnika moguće je ostvariti brojeve obrtaja diska od  $n_0 = 135, 270$  i  $540$  o/min. Ovaj uređaj je bio postavljen na postolje brusilice, tako da je osa diska bila upravna na osu uzdužnog klizača brusilice (5).



Sl.2. Izgled opitnog uređaja za glačanje

Na uzdužni klizač brusilice bio je postavljen, preko nosača (6), uređaj za proizvodjenje pritiska (7) sa probnim uzorkom (8), tako da je naizmenično-pravolinijsko kretanje uzorka ostvarivano posredstvom uzdužnog klizača i hidrauličnog prenosnika brusilice. Na ovaj način je bilo moguće varirati brzinu pomoćnog kretanja (uzdužni korak  $s_u$ ) u oblasti  $0 - 6$  m/min. Uređaj za proizvodjenje površinskog pritiska bio je na principu opruge, tako da je sa promenom opruge variran površinski pritisak  $p$  u granicama  $0,5 - 5$  kp/cm<sup>2</sup>.

Ravnomerno rasporedjivanje paste po površini diska u toku glačanja vršeno je pomoću obrtnog gumenog valjčića (9), koji je bio spregnut sa diskom na principu trenja.

Probni uzorci su bili od tvrdog metala KO5 (pločice tvrdog metala C20) i brzoreznog čelika Č.9782, sa površinom glačanja od  $0,67$  cm<sup>2</sup> (dimenzije  $6 \times 11,1$  mm). Pre izvođenja glačanja vršeno je brušenje uzoraka sa dijamantskim točilom D10-B1-50%.

Vrste i karakteristike abrazivne paste, sa kojima su izvodjeni opiti glačanja su bile sledeće:

- (1) Dijamantska pasta sovjetske proizvodnje, finoće DP60, DP28, DP14 i DP7 (DP - dijamantska pasta, dok brojevi označavaju srednju veličinu dijamantskih čestica paste u  $\mu\text{m}$ ) i povišene koncentracije.
- (2) Silicijumkarbidna pasta SiC-240 (veličina čestica silicijumkarbida 50 - 63  $\mu\text{m}$ ), domaće proizvodnje - oznaka proizvođača C3.
- (3) Elektrokorundna pasta  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -150 (veličina čestica elektrokorunda 80 - 100  $\mu\text{m}$ ), domaće proizvodnje - oznaka proizvođača A2.

Sve pomenute paste su bile pripremljene za primenu.

Režim glačanja, izražen parametrima  $v_0$ ,  $s_u$  i  $p$  variran je u sledećim granicama:

- obimna brzina diska  $v_0 = 0,95$ ,  $1,9$  i  $3,8$  m/sec (srednje vrednosti izračunate za sredinu uzorka - pri poluprečniku  $R_0 = 65$  mm, prema slici 1),
- brzina pomoćnog kretanja (uzdužni korak)  $s_u = 0,5$ ,  $1$  i  $2$  m/min i
- površinski pritisak u zoni glačanja  $p = 0,5$ ,  $1,5$  i  $3$  kp/cm<sup>2</sup> (pri površini glačanja  $A = 0,67$  cm<sup>2</sup> i sili opruge  $P = 0,33$ ,  $1$  i  $2$  kp).

Ostali uslovi: Za svaku vrstu i finoću paste korišćen je poseban disk i gumeni valjčić; diskovi su bili izradjeni od sivog liva SL18 sa brušenom radnom površinom. Put glačanja je u većini opita bio konstantan, i iznosio je 5 m (pri hodu od 50 mm i 100 hodova glačanja), dok je vreme glačanja bilo promenljivo u zavisnosti od veličine uzdužnog koraka (na primer pri  $s_u = 1$  m/min i 100 hodova glačanja, vreme glačanja je iznosilo oko 5 min.).

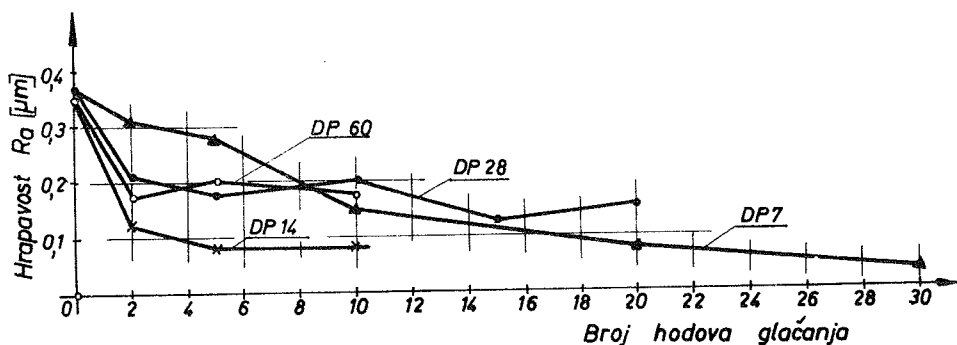
Karakteristike procesa glačanja - hrapavost površine i debljina sloja skinutog metala, su merene na sledeći način: hrapavost površine je merena instrumentom Talysurf Model 3 po sredini površine glačanja, a u pravcu upravnom na pravac uzdužnog koraka  $s_u$  i obimne brzine diska  $v_0$  prema slici 1 (opiti su pokazali da je hrapavost u pravcu parametara  $s_u$  i  $v_0$  manja za oko 25%), dok je debljina sloja skinutog metala merena pomoću mikrokatora (merenjem visine uzorka pre i posle opita).

### 3. Rezultati opita

#### 3.1. Glačanje tvrdog metala

Glačanje tvrdog metala je vršeno dijamantskim pastama DP60, DP28, DP14 i DP7 i silicijumkarbidnom pastom SiC-240.

Pre prelaska na ispitivanje uticaja finoće paste i parametara režima glačanja na učinak glačanja i hrapavost površine, izvedeni su opiti u cilju utvrđivanja potrebnog broja hodova glačanja za ostvarivanje krajnje moguće hrapavosti sa pastom određene finoće. Rezultati ovih ispitivanja prikazani su na slici 3, na kojoj je data promena hrapavosti  $R_a$  u zavisnosti od broja hodova glačanja i finoće dijamantske paste pri glačanju tvrdog metala KO5; režim glačanja je bio  $v_0 = 1,9$  m/sec,  $s_u = 1$  m/min i  $p = 3,5$  kp/cm<sup>2</sup>. Početna hrapavost pre glačanja bila je  $R_a \approx 0,35$   $\mu$ m, ostvarena brušenjem pomoću dijamantskog tocila.



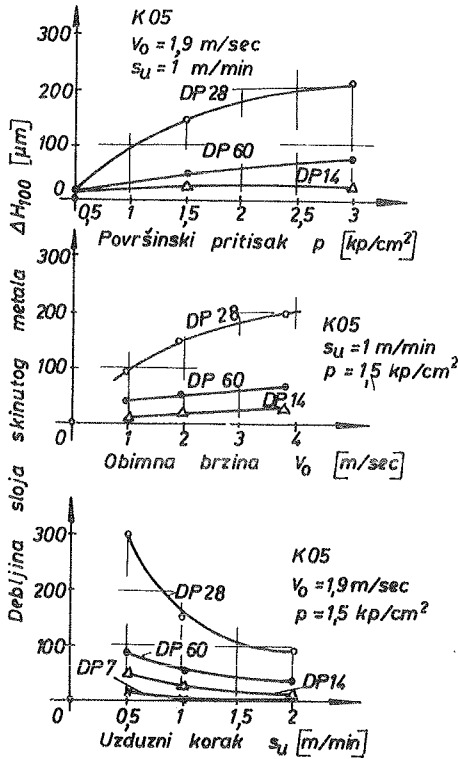
Sl.3. Promena hrapavosti površine u zavisnosti od broja hodova i finoće paste pri glačanju tvrdog metala KO5 dijamantskim pastama

Sa slike 3 se vidi da se pri glačanju sa pastama DP60, DP28 i DP14 najveće sniženje hrapavosti ostvaruje posle 2 - 5 hodova glačanja, a krajnja hrapavost se postiže već posle 10 hodova glačanja. Izuzetak je pri glačanju pastom DP7, jer se smanjenje hrapavosti ostvaruje postepeno a krajnja vrednost se postiže posle 30 hodova glačanja.

Na osnovu ovih rezultata se može zaključiti, da se glačanje tvrdog metala pomoću dijamantske paste izvodi vrlo efikasno: posle svega 2 hoda glačanja postiže se poboljšanje kvaliteta površine (smanjenje hra-

pavosti) za 2 - 3 puta pri glačanju pastama manje finoće, odnosno pri glačanju pastom DP7 posle 30 hodova glačanja postiže se čak desetostruko smanjenje hrapavosti i dostiže vrednost iste od  $Ra \approx 0,04 \mu m$ . Ispitivanje uticaja finoće paste i parametara režima glačanja na učinak i hrapavost vršeno je pri produženom glačanju do 100 hodova, što je odgovaralo putu glačanja od 5 m. Rezultati ovih ispitivanja prikazani su na slikama 4 i 5.

Na slici 4 data je promena učinka glačanja (debljina sloja skinutog



S1.4. Zavisnost učinka glačanja (debljina sloja skinutog metala)  $\Delta H_{100}$  od parametara režima glačanja i finoće paste, pri glačanju tvrdog metala K05 dijamantskim pastama

pri povećanju finoće paste iznad 28 nastaje radi smanjenja rezne sposobnosti sitnijih čestica dijamanta.

Treba naglasiti, da se učinak glačanja smanjuje sa porastom vremena

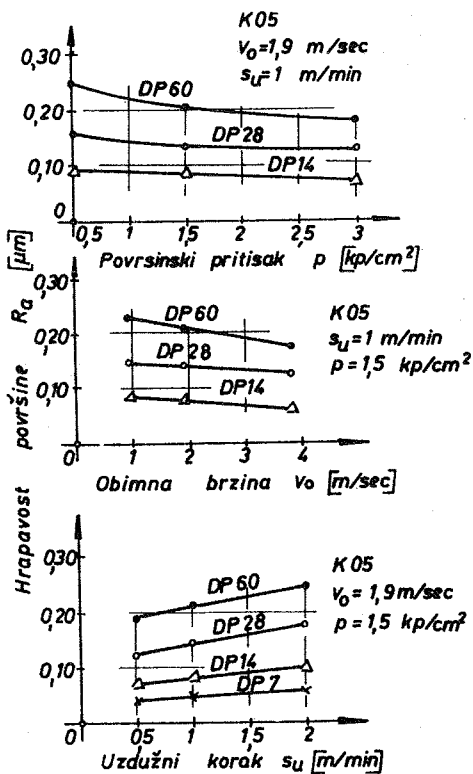
metala)  $\Delta H_{100}$  pri glačanju tvrdog metala K05 dijamantskim pastama DP60 - DP7, u zavisnosti od uzdužnog koraka  $s_u$ , obimne brzine diska  $v_0$  i površinskog pritiska  $p$ . Sa slike se uočava da je veliki uticaj svih parametara režima glačanja, posebno kod paste DP28: sa porastom uzdužnog koraka od  $s_u = 0,5$  na  $2 m/min$  opada učinak glačanja za oko 2-3 puta (zavisno od finoće paste), dok se pri porastu obimne brzine diska od  $v_0 = 0,95$  na  $3,8 m/sec$  povećava učinak za 1,5 - 2 puta. Pored toga, vrlo interesantno zapažanje odnosi se na zavisnost učinka glačanja od finoće paste. Naime, sa slike 4 se vidi da je maksimalni učinak ostvaren sa pastom DP28, dok se pri smanjenju i povećanju finoće paste isti smanjuje - slični se rezultati mogu naći u literaturi [4]. Smanjenje učinka glačanja pri smanjenju finoće paste može se objasniti slabijim prijanjanjem paste uz površinu diska, dok smanjenje učinka



glačanja pri radu bez dodavanja sveže paste.

Prikazani rezultati pokazuju, da je učinak pri glačanju tvrdog metala dijamantskom pastom znatan, što potvrđuje već pomenutu konstataciju uz sliku 3 (na primer kod paste DP28 učinak glačanja posle 100 hodova je oko  $150 \mu\text{m}$ , odnosno oko  $15 \mu\text{m}$  za 10 hodova). Naime, vidi se da se završno oštrenje glačanjem pomoću dijamantske paste može obaviti za relativno kratko vreme (zavisno od broja sečiva alata).

Promena hrapavosti obradjene površine pri glačanju tvrdog metala KO5, u zavisnosti od finoće dijamantske paste i parametara režima glačanja data je na slici 5. Sa slike se vidi da se pri povećanju uzdužnog koraka  $s_u$  povećava, odnosno pri povećanju obimne brzine diska  $v_o$  i površinskog pritiska  $p$  smanjuje hrapavost obradjene površine.



Sl.5. Zavisnost hrapavosti površine  $R_a$  od parametara režima glačanja i finoće paste pri glačanju tvrdog metala KO5 dijamantskim pastama

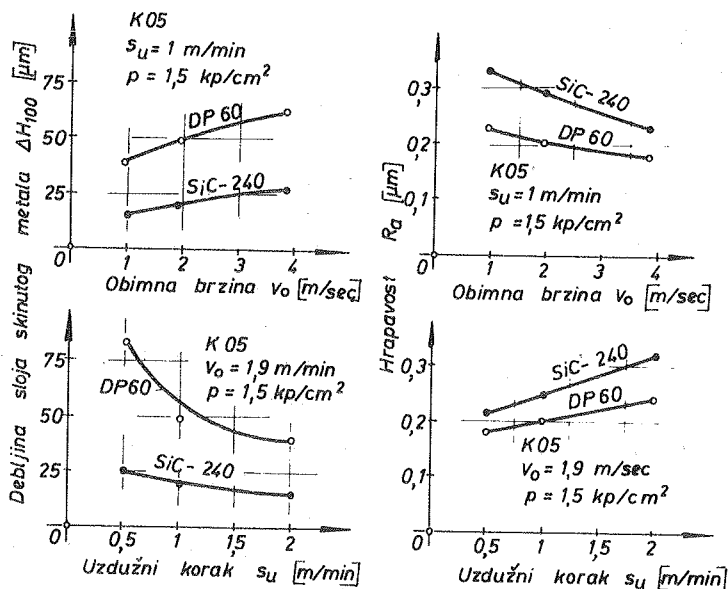
očljiv uticaj finoće paste na hrapavost površine: sa porastom finoće dijamantske paste od DP60 na DP7 smanjuje se hrapavost obradjene površine za oko 4 puta. Naravno, još veće smanjenje hrapavosti dobilo bi se pri kombinovanju optimalnih parametara režima glačanja (na pri-

Ako se ima u vidu uticaj parametara režima glačanja na učinak, onda proizilazi da je optimalni režim glačanja s obzirom na učinak glačanja i kvalitet obradjene površine: mala vrednost uzdužnog koraka a veća vrednost obimne brzine diska i površinskog pritiska; pritom su veličine obimne brzine diska i površinskog pritiska ograničene, pošto se pri prekoračenju određenih graničnih vrednosti ovih parametara smanjuje učinak glačanja zbog smanjenja prionljivosti paste na disku.

Sa slike 5 je, takodje, jasno u-

mer pri  $s_u = 0,5 \text{ m/min}$ ,  $v_o = 3,8 \text{ m/sec}$  i  $p = 3 \text{ kp/cm}^2$ ).

Pri glačanju tvrdog metala K05 silicijumkarbidnom pastom SiC-240, koja ima približno istu finoću kao i dijamantska pasta DP60, dobijena je zavisnost učinka glačanja  $\Delta H_{100}$  i hrapavosti površine  $R_a$  od parametara režima glačanja  $v_o$  i  $s_u$  prikazana na slici 6. Na istim dija-



S1.6. Zavisnost hrapavosti površine  $R_a$  od parametara režima glačanja pri glačanju tvrdog metala K05 pastama SiC-240 i DP60

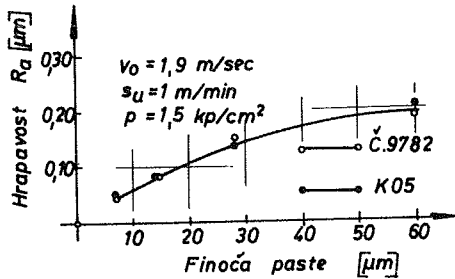
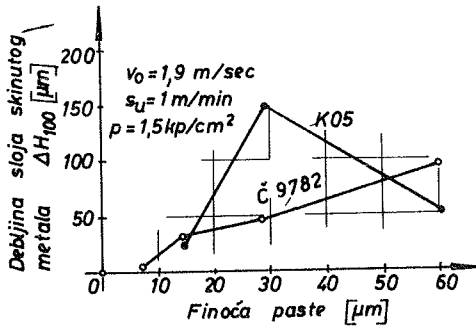
gramima je prikazana promena  $\Delta H_{100}$  i  $R_a$  dobijena pri glačanju tvrdog metala dijamantskom pastom DP60. Sa slike se vidi da je debljina sloja skinutog metala  $\Delta H_{100}$  manja za oko 2,5 - 3,5 puta pri glačanju tvrdog metala K05 sa pastom SiC-240, u odnosu na glačanje sa pastom DP60. Pored toga, hrapavost površine veća je pri glačanju pastom SiC-240 za 10 - 30% u odnosu na hrapavost ostvarenu pri glačanju sa pastom DP60.

### 3.2. Glačanje brzoreznog čelika

Glačanje brzoreznog čelika Č.9782 vršeno je dijamantskom, silicijumkarbidnom i elektrokorundnom pastom, a rezultati koji su pritom dobijeni prikazani na slikama 7 i 8.

Na sl. 7 prikazana je zavisnost debljine sloja skinutog metala  $\Delta H_{100}$  i hrapavosti površine  $R_a$  u zavisnosti od finoće dijamantske paste, pri glačanju brzoreznog čelika Č.9782 i tvrdog metala K05. Režim glačanja je bio konstantan.

Sa slike se vidi da se bitno razlikuje karakter promene učinka glačanja  $\Delta H_{100}$  u zavisnosti od finoće paste pri glačanju brzoreznog čelika i tvrdog metala:



Sl.7. Zavisnost učinka glačanja  $\Delta H_{100}$  i hrapavosti površine  $R_a$  od finoće paste pri glačanju brzoreznog čelika dijamantskim pastama

čelika Č.9782. Drugim rečima, može se očekivati da će zavisnost hrapavosti površine od parametara režima glačanja pri glačanju brzoreznog čelika biti slična kao na slici 5.

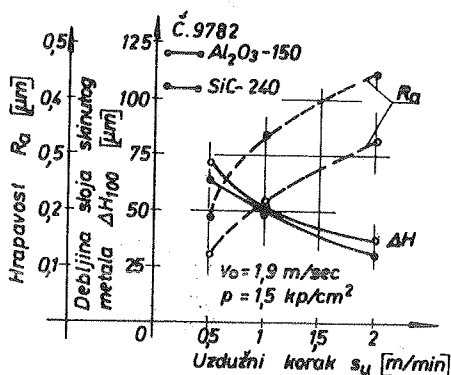
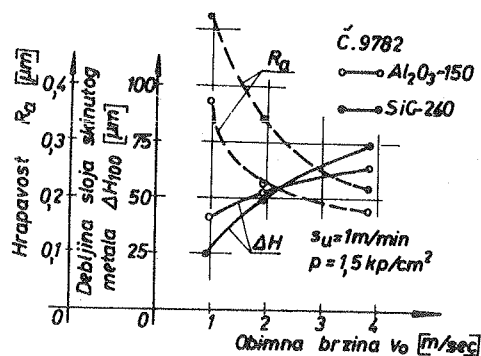
Na kraju, na slici 8 prikazana je zavisnost učinka glačanja  $\Delta H_{100}$  i hrapavosti površine  $R_a$  od uzdužnog koraka  $s_u$  i obimne brzine diska  $v_0$ , pri glačanju brzoreznog čelika Č.9782 pomoću silicijumkarbidne SiC-240 i elektrokorundne  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -150 paste.

Sa slike 8 se može zapaziti sledeće: (a) da je učinak glačanja u oba slučaja približno isti i (b) da je hrapavost površine znatno manja pri glačanju elektrokorundnom pastom  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -150 u odnosu na hrapavost

načinja  $\Delta H_{100}$  u zavisnosti od finoće paste pri glačanju brzoreznog čelika i tvrdog metala: dok se pri glačanju tvrdog metala K05 dobija maksimalni učinak pri glačanju pastom DP28, pri glačanju brzoreznog čelika Č.9782 učinak glačanja se povećava sa smanjenjem finoće paste. Ovakva razlika u karakteru zavisnosti učinka glačanja od finoće paste, nastaje, verovatno, radi razlike u tvrdoći brzoreznog čelika i tvrdog metala (moguć je uticaj odvojenih čestica tvrdog metala, koje se zadržavaju na površini diska, na učinak glačanja).

Sa dijagrama zavisnosti hrapavosti površine od finoće dijamantske paste (donji deo slike 7) se uočava, da nema bitne razlike u hrapavosti površine pri glačanju tvrdog metala K05 i brzoreznog

ostvarenu pri glačanju silicijumkarbidnom pastom SiC-240, mada je pasta SiC240 finija. Objašnjenje za ovu pojavu, prema zapažanjima u toku opita, jeste usitnjavanje čestica elektrokorundne paste u toku procesa glačanja, što se odražava na smanjenje hrapavosti površina.



Sl.8. Zavisnost učinka glačanja  $\Delta H_{100}$  i hrapavosti površine  $R_a$  od parametara režima glačanja pri glačanju brzoreznog čelika pastama  $\text{Al}_2\text{O}_3-150$  i  $\text{SiC}-240$

Prema ovim rezultatima, glačanje brzoreznog čelika izvodi se efikasnije pomoću elektrokorundne no silicijumkarbidne paste.

#### 4. Zaključak

Prikazani rezultati, dobijeni ispitivanjem procesa glačanja tvrdog metala i brzoreznog čelika abrazivnim pastama, dozvoljavaju da se zaključuje sledeće:

1. Glačanje tvrdog metala dijamantskim pastama je vrlo efektivno, jer se za svega nekoliko hodova glačanja uklanjaju tragovi prethodne obrade i postiže krajnja moguća hrapavost. Pritom je učinak glačanja znatan (posebno pri glačanju pastom DP28), a ostvaruje se vrlo visok kvalitet površine (na primer pastom DP7 ostvaruje se hrapavost  $R_a = 0,04 \mu\text{m}$ , što odgovara 3 klasi kvaliteta po JUS-u).
2. Pri glačanju tvrdog metala silicijumkarbidnom pastom SiC-240 ostvaruje se 2,5 - 3,5 puta manji učinak glačanja u odnosu na glačanje dijamantskom pastom iste finoće (DP60), dok je kvalitet površine neznatno niži.
3. Pri glačanju brzoreznog čelika dijamantskom pastom ostvaruje se približno isti kvalitet površine kao pri glačanju tvrdog metala, međjutim, učinak glačanja ima različit karakter u zavisnosti od finoće paste.
4. Uporedjenjem rezultata dobijenih pri glačanju brzoreznog čelika elektrokorundnom pastom  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -150 i silicijumkarbidnom pastom SiC-240 se vidi da je učinak glačanja približno isti, dok je hrapavost površine pri glačanju pastom  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -150 znatno niža.

## 5. Literatura

- [1] M. Jovičić, Neki rezultati ispitivanja procesa brušenja alatnih materijala, Saopštenja IAMA 5 (1967) 581
- [2] M.F. Semko, O nekotoryh fizičeskikh osobennostjah processa rezanija almaznym instrumentom, Stanki i režuščie instrumenty, Vypusk I Almaznaja obrabotka materialov, Har'kov (1966)
- [3] M. Jovičić, Ispitivanje procesa brušenja i glačanja alatnih materijala, elaborat br. 88/68, IAMA, Beograd (1968)
- [4] B.S. Koršunov, Almaznoe šlifovanie, Mašinstroenie, Leningrad (1967)

M. J o v i č i ć

## UNTERSUCHUNGEN DES LÄPPVORGANGES VON HARTMETALL UND SCHNELLSTAHL

Der Läppvorgang von Hartmetall K05 und Schnellstahl Č.9782(S18-1-2-10) mit Diamant-, Siliziumkarbid- und Edelkorundpaste ist untersucht worden. Die Läppleistung  $\Delta H$  und Rauhtiefe  $R_a$  der geläppten Oberfläche sind in Abhängigkeit von kinematischen Größen (Umfangsgeschwindigkeit  $v_0$ , Vorschubgeschwindigkeit  $s_u$  und spezifischer Druck  $p$ ), sowie Ein-

geschaffen der Paste untersucht worden. Die durchgeführte Versuche  
zeigten, dass die Grössen  $\Delta H$  und  $R_a$  sehr abhängig von Lappvor-  
gangbedingungen sind.

S. Sekulić<sup>x)</sup>

MAKSIMALNE DOZVOLJENE VREDNOSTI POJASA HABANJA U ZAVISNOSTI  
OD BRZINE REZANJA<sup>xx)</sup>

Pri obradi određene vrste materijala radnog predmeta, za usvojene elemente preseka strugotine, uz primenu određene vrste materijala alata, kao i njegovog geometrijskog oblika, potrebno je usvojiti određenu postojanost alata. Medjutim, osnovnu poteškoću pri izboru postojanosti predstavlja usvajanje kriterijuma koji je određuje.

Poznato je da postoji čitav niz kriterijuma za određivanje postojanosti. Alat se smatra zatupljenim kada se sečivo razori. Pojava svetlih mesta na površini rezanja može se koristiti kao kriterijum za postojanje. Nagla promena otpora prodiranja i otpora pomoćnog kretanja služi kao indicija da je došlo do zatupljenja alata. Određivanje postojanosti može se ostvariti i komparativnim putem pomoću klatna. Tehnološki kriterijum, koji se primenjuje kod završne obrade, zasniva se na usvajanju određene dopustive greške na dimenziji radnog predmeta koji se obradjuje. Habanje alata, kao kriterijum za postojanost, može se primeniti usvajajući razne veličine koje ga karakterišu (tako može biti usvojena: veličina pojasa habanja na ledjnoj površini, neka od dimenzija koja karakteriše veličinu kratera na grudnoj površini, ili odnos neke dimenzije vezane za veličinu kratera i njegov položaj u odnosu na sečivo). Radioaktivna metoda određivanja postojanosti zasniva se na primeni radioaktivnih izotopa, kojima se zrači alat.

Ispitivanja pokazuju da za isti materijal radnog predmeta i alata, pri istoj brzini rezanja i nepromenjenim elementima preseka strugotine, veličina postojanosti se razlikuje u zavisnosti od usvojenog kriterijuma za njeno određivanje. Prema tome, Tejlorova (Taylor) formula

$$v_1 T_1^m = v_2 T_2^m = \dots = v T^m$$

---

<sup>x)</sup> Sava S. Sekulić, dipl.ing., docent Mašinskog fakulteta, Novi Sad

<sup>xx)</sup> Saopštenje iz Instituta Mašinskog fakulteta, Novi Sad.

može se primeniti primenom samo jednog kriterijuma za postojanost.

Habanje alata, kao kriterijum, za odredjivanje postojanosti najviše se primenjuje. Pre svega, što se za merenje ne koriste neke naročite aparature, pa predstavlja i radioničku metodu. Pored toga ima i čitav niz drugih prednosti u odnosu na ostale kriterijume.

Prema literaturi period postojanosti može se odrediti na osnovu ekonomskih pokazatelja. Odredjivanje ekonomskog, odnosno perioda maksimalne proizvodnosti prema Tajloru ima odredjeni nedostatak zbog uvođenja zamene za brzinu rezanja

$$v = \left(\frac{C}{T}\right)^m = \left(\frac{C}{T}\right)^{\frac{1}{2}}$$

pošto se pri ispitivanju obradljivosti rezanje izvodi pri nepromenjenoj brzini rezanja, tj. pri  $v = v_1 = \text{const.}$ , tako da se specifična količina strugotine izražena u kg/min. može odrediti iz sledeće jednačine

$$q = \frac{\sum s v_1 \gamma T}{1000 (T + t_0)} = K_1 \frac{T}{T + t_0}$$

gde je  $\gamma$  specifična težina u  $\text{kg} \cdot \text{dm}^3$  i  $t_0$  ukupni vremenski gubici svedeni na jedno oštrenje u min., a  $K = K_1 = \text{const.}$

Posle zamene  $x = \frac{T}{t_0}$  dobijamo

$$q = K_1 \frac{x}{x + 1}$$

iz čega sledi da je

$$\frac{q}{K_1} = \frac{x}{x + 1} = q_1' = \text{const.}$$

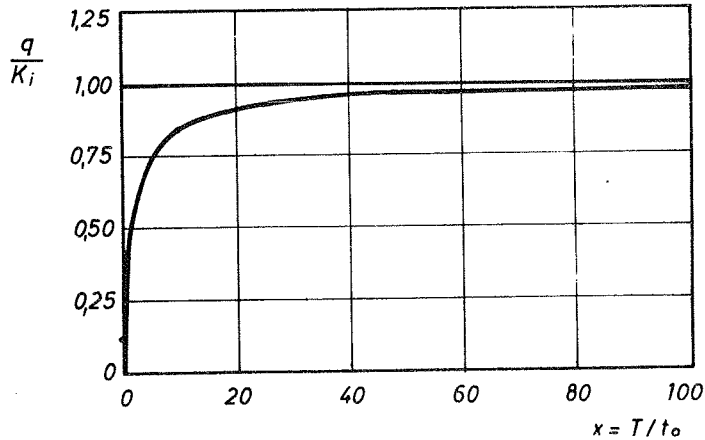
Sa grafika  $q/K_1 = f(T/t_0)$  uočljivo je da proizvodnost vrlo brzo raste sa porastom  $x = T/t_0$ , i da ova zavisnost nema ekstrema, već asimptotski raste kad  $x$  teži beskonačnosti (slika 1).

Različiti autori daju odredjene podatke za maksimalne dozvoljene vrednosti koje karakterišu habanje alata, a koje se usvajaju kao konstantne veličine za odredjivanje postojanosti. Tako se preporučuju, na primer, odredjene maksimalne dopuštene vrednosti pojasa habanja na ledjnoj površini za različite alate, u zavisnosti od vrste materijala radnog predmeta za pojedine vrste obrade [1], [2]. Ovi podaci za odredjene uslove imaju konstantnu vrednost nezavisno od uslova i režima ob-



rade.

Polazeći sa različitih stanovišta u svojim radovima, domaći autori, predlažu čitav niz metoda za određivanje momenta zatupljenja. Tako se optimalni period postojanosti može odrediti iz uslova maksimalne uku-



Slika 1

pne postojanosti alata izražene preko ekstremne veličine proizvoda  $(T i)_{\max}$  [3] ( $i$  - broj oštrenja), zatim, na osnovu minimuma troškova proizvodnje odnosno obrade, koji se sastoje iz troškova materijala, mašine, nadnica, alata i ostalih troškova, odnosno troškova izraženih u funkciji habanja alata, pri čemu je prethodno potrebno usvojiti optimalnu brzinu rezanja [4], [5]. Međutim, izrečeno je oprečno mišljenje prema kome ukupni troškovi ne mogu biti merilo za određivanje momenta zatupljenja, jer se oni vrlo malo menjaju u funkciji od parametara koji karakterišu habanje [6]. Ekonomski period, i pored maksimalne proizvodnosti, pri rezanju određivan je i na osnovu konkretnih tehničkih, ekonomskih i organizacionih uslova pri obradi [7].

Svi gore izloženi načini određivanja momenta zatupljenja odnosno perioda postojanosti, zasnovani na habanju alata, po našem mišljenju imaju izvesne nedostatke.

Pri određivanju trenutka zatupljenja pri obradi rezanjem potrebno je poznavati zavisnost

$$b = f(T)$$

pri  $v = \text{const.}$ ,  $\delta = \text{const.}$  i  $s = \text{const.}$ , gde je  $b$  uslovno usvojena veličina koja karakteriše habanje (širina pojasa habanja, dubina kratera i njegov položaj u odnosu na sečivo itd.),  $v$  brzina re-

zanja,  $\delta$  dubina rezanja i  $s$  posmak. Ova zavisnost određuje se eksperimentalno i obično predstavlja grafički, ili u određenim intervalima zamenjuje paraboličnim zavisnostima oblika

$$b = K T^{\rho}$$

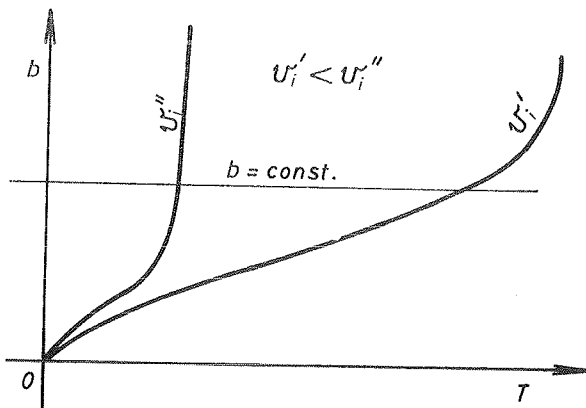
gde je  $K = \mathcal{Y}(v)$ .

Pri strugarskoj obradi širina pojasa habanja na lednoj površini noža, u zavisnosti od elemenata preseka strugotine, brzine rezanja i postojanosti ima sledeći oblik

$$b = C \delta^x s^y v^r T^p$$

pri čemu su  $C, x, y, r$  konstante, a  $P = f(v) = P(v)$  polinom od  $v$  [8].

Usvajanje, na primer, određene širine pojasa habanja očigledno ne zadovoljava, jer ako se povuče horizontala  $b = \text{const.}$  na dijagramu  $b = f(T)$  pri raznim vrednostima  $v = v_1 = \text{const.}$  može seći pri nekoj manjoj vrednosti brzine rezanja približno pravolinijski deo krive (druga faza habanja), a pri relativno velikoj brzini rezanja na delu krive koja se ne primenjuje pri obradi, jer se već nalazi u nedozvoljenoj oblasti (treća faza habanja) (slika 2). Iz gornjeg izlaganja sle-



Slika 2

di da je kriterijum zatupljenja  $b = \text{const.}$  potpuno proizvoljan i u širem dijapazonu brzina rezanja neprimenljiv.

Određjivanje trenutka zatupljenja po ostalim nabrojanim kriterijumima odnosi se za konkretne tehničke, ekonomske, pa čak, i organizacione uslove, što dovodi do nemogućnosti primene takvih rezultata kao univerzalnih

[3], [4], [5], [6], [7]. Prema tome, značilo bi, da svi podaci vezani za ispitivanje obradljivosti rezanjem, koji se nalaze u literaturi, ne mogu biti neposredno korišćeni ukoliko se ne izvrše korekcije postojećih rezultata, a koje bi svakako bile vrlo teške ili čak neizvodljive.

Da bi smo dali prilog rešavanju ovog, po našem mišljenju, veoma važnog problema izvršena su ispitivanja promene pojasa habanja u funkciji vremena rezanja  $b = f(T)$  u širokom dijapazonu brzina rezanja  $v = v_i = \text{const.}$

Eksperimenti su izvedeni na univerzalnom strugu "Krasnij proletarij", model 1620, sa kontinualnom promenom broja obrta. Kao alat korišćen je standardni strugarski nož: nož strugarski za uzdužnu obradu, pravi, sa pločicom od brzoreznog čelika GOST-1043-62, P-20x12-45°. Materijal pločice je brzorezni čelik F18 (R18). Geometrijski elementi sečiva noža: grudni ugao  $\gamma = 5^\circ$ , ledjni ugao  $\alpha = 8^\circ$ , napadni ugao  $\beta = 45^\circ$ , pomoćni napadni ugao  $\beta_1 = 10^\circ$ , ugao nagiba sečiva  $\lambda = 0^\circ$ , poluprečnik zaobljenja vrha noža  $r = 1,5$  mm. Ispitivan je teško obradljivi čelik 33XH3MA sledećeg hemijskog sastava: 0,38% C, 0,55% Mn, 0,23% Si, 0,019% P, 0,014% S, 1,00% Cr, 2,25% Ni, 0,36% Mo, tvrdoće 320 do 360 HB, jačine materijala na kidanje  $\sigma_{ki} = 108,7$  kg/mm<sup>2</sup>, relativno izduženje 12,33%, relativno suženje 60,6% i konstrukcioni čelik C 45 (St 45) standardnog hemijskog sastava i mehaničkih osobina.

Usvojen je jedan jedini presek strugotine  $A = \delta \cdot s = 1,5 \cdot 0,2 = 0,30$  mm<sup>2</sup>, i za svaki materijal koji je ispitivan obrada je izvedena za po 4 brzine rezanja. Pri svakoj od ovih brzina rezanja izvršeno je najmanje tri serije opita.

Za merenje pojasa habanja na ledjnoj površini korišćena je lupa za očitavanje otisaka pri ispitivanju tvrdoće po brinelu koja povećava 20 puta, tako da je tačnost očitavanja  $\pm 0,05$  mm.

Za teško obradljivi čelik 33XH3Ma, na osnovu protokola ispitivanja, konstruisana je familija krivih  $b = f(T)$  koje odgovaraju brzinama rezanja: 15, 20, 25 i 32,5 m/min. Za konstrukcioni čelik C 45 familija krivih konstruisana je za sledeće brzine rezanja: 40, 50, 60 i 70 m/min.

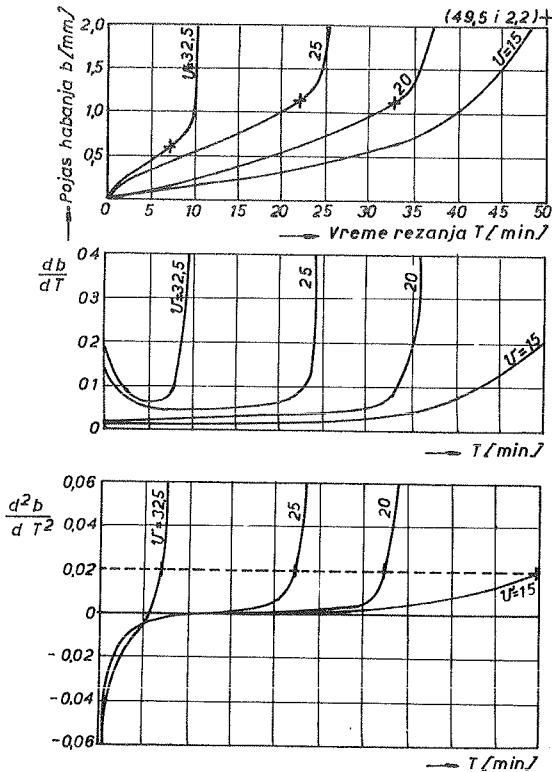
Da bi se odredio trenutak zatupljenja, pri obradi odredjene vrste materijala radnog predmeta alatom od odredjenog materijala i usvojenog geometrijskog oblika, predlaže se da za usvojene elemente preseka strugotine budu izvršena ispitivanja habanja u funkciji vremena rezanja u cilju konstruisanja familije krivih  $b = f(T)$  za razne vrednosti brzine rezanja  $v = v_i = \text{const.}$  Nakon toga potrebno je svaku od krivih grafički diferencirati i dobiti familiju krivih

$$\frac{db}{dT} = \chi(T)$$

koje predstavljaju brzinu karakteristične veličine habanja u funkciji vremena rezanja. Ako i tako dobivene krive grafički diferenciramo dobićemo novu familiju krivih

$$\frac{d^2b}{dT^2} = \psi(T)$$

što ustvari grafički predstavljaju ubrzanje habanja u zavisnosti od vremena rezanja. Povlačeći horizontalu za usvojenu veličinu ubrzanja habanja  $d^2b/dT^2 = \text{const.}$ , kao merodavnu karakteristiku za određivanje trenutka postojanosti dobijaju se u preseku sa krivim, iz familije  $d^2b/dT^2 = \psi(T)$  tačke kroz koje se povlače vertikale  $T_i = \text{const.}$ , koje seku familiju krivih  $b = f(T)$ . Kroz ovako novonastale presečne tačke povlače se horizontale koje na osi  $b$  određuju dozvoljenu maksimalnu karakterističnu veličinu habanja, za odgovarajuću brzinu rezanja  $v_i$ .



Slika 3

Za pojedine brzine rezanja  $v = v_1$  i postojanosti  $T_1$  određenih na predloženi način, lako je sada konstruisati i dijagram

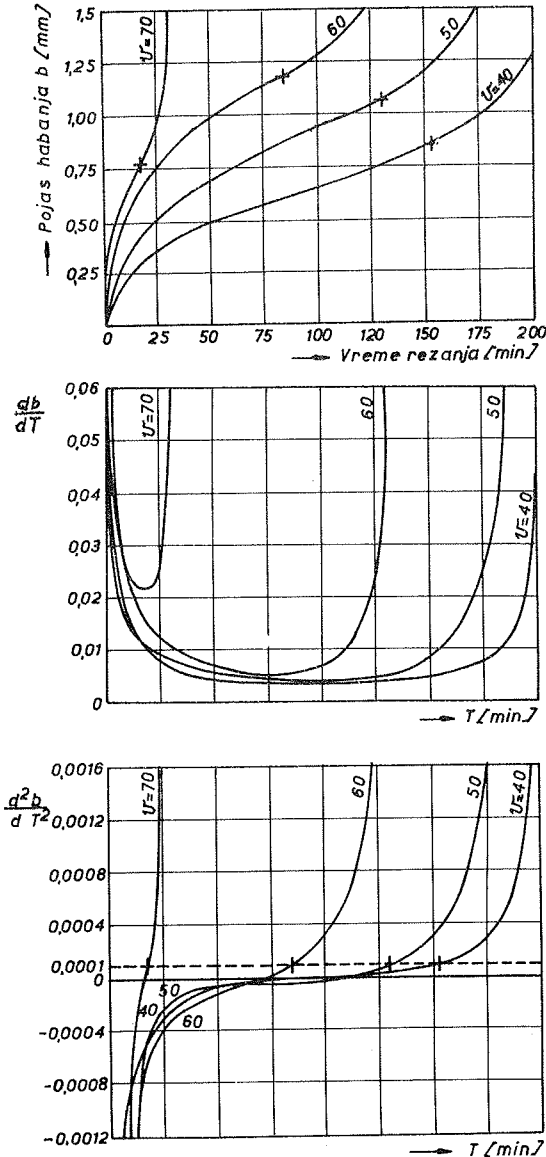
$$T = CO(v)$$

u log-log koordinatama, iz kojih se može odrediti i eksponent u Tajlorovoj jednačini  $m$  odnosno

$$z = 1/m$$

Na slikama 3a i 4a predstavljani su eksperimentalni podaci, a u nastavku slika 3b,c i 4b,c izvršeno je grafičko diferenciranje za obe vrste ispitivanog čelika. Vrednost dozvoljenog ubrzanja za teško obradljivi čelik 33XH3MA  $d^2b/dT^2 = 0,02$ , a za konstrukciomi čelik C 45  $d^2b/dT^2 = 0,0001$  usvojena je analizom dobivenih krivih. Na osnovu određenih postojanosti, koje odgovaraju pojedinim brzinama rezanja, izradjeni su dijagrami, postojanost - brzina rezanja, u log-log koordinatama, za ispitivanje vrste materijala radnog predmeta (slika 5 i slika 6).

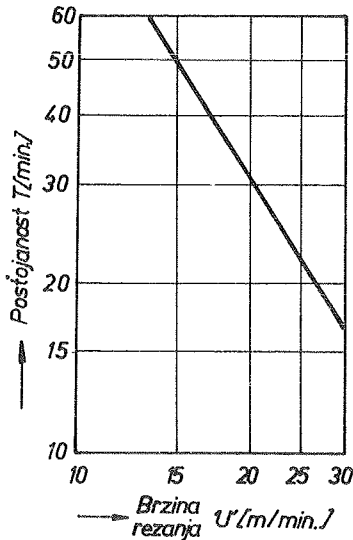
Na osnovu gore izloženog se može izvesti zaključak da primena predloženog načina obezbeđuje pouzdane podatke za veličine perioda postojanosti pri raznim brzinama rezanja, a preko njih i maksimalne dozvoljene vrednosti karakterističnih veličina habanja alata koje im odgovaraju. Veličina dozvoljenog ubrzanja habanja pri ostalim istim uslovima zavisi od vrste materijala radnog



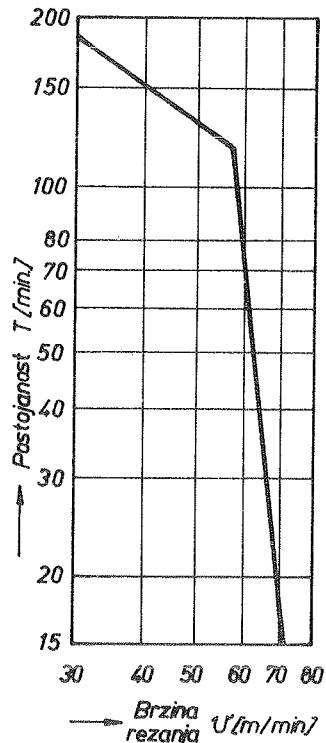
Slika 4

banja pri ostalim istim uslovima zavisi od vrste materijala radnog

predmeta. Pored toga, na osnovu dobivenih podataka lako je izraditi dijagram  $T = C v$  u log-log koordinatama i iz njega odrediti eksponent za Tajlorovu jednačinu.



Slika 5



Slika 6

### Literatura

- [1] Stanković, P., Mašinska obrada, I knjiga - Obrada metala rezanjem, Gradjevinska knjiga, Beograd (1967)
- [2] Pankin, A.V., Obrabotka metallov rezanijem, Mašgiz, Moskva (1961)
- [3] Stanić, J., Kriterijum optimalnog habanja i broj oštrenja glodača, Mašinstvo, 7 (1965) 149
- [4] Stanić, J., Metod odredjivanja postojanosti reznog alata na osnovu minimuma troškova proizvodnje, Mašinstvo, 12 (1965) 265
- [5] Vukelja, D., Neke napomene u vezi sa postojanošću alata pri rezanju metala, Mašinstvo, 11 (1966) 264
- [6] Ivković, B., Uticaj kriterijuma habanja alata na proizvodne troškove pri obradi kolutastim i valjkastim glodačima, Mašinstvo, 12 (1966) 269

- [7] Stanić, J., Ekonomični period i period maksimalne proizvodnosti pri obradi metala rezanjem, Mašinstvo, 1 (1968) 1
- [8] Sekulić, S., Pohabanost alata kao funkcija elemenata režima obrade, Strojniški vestnik, 3 (1967) 204
- [9] Rašković, D., Mehanika II - kinematika, Naučna knjiga, Beograd (1950)

СЕКУЛИЧ С.С.

## МАКСИМАЛЬНО ДОПУСКАЕМЫЕ ВЕЛИЧИНЫ ИЗНОСА НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ

В статье критически рассмотрены известные методы для определения стойкости режущих инструментов, в частности при применении методов заснованных на износу режущей части инструментов.

На основании исследования двух материалов - труднообрабатываемой стали ЗХНЗМА и конструкционной стали С 45, предлагается что резание надо остановить когда достигнется определенное ускорение величины которая характеризует износ / на пр. износ на задней поверхности резца/.

На конце сделан вывод что применение изложенного метода обеспечивает надежные данные для величины периода стойкости при различных скоростях резания, а на их основании и максимально допускаемые величины характеризующий износ металлорежущего инструмента, которые им соответствуют. Величина допускаемого ускорения износа, при остальных одинаковых условиях, зависит од материала изделия. Кроме того, на основании полученных данных легко можно построить график стойкость скорость резания в логарифмической сетке.





Š. Š a v a r <sup>x)</sup>

NEKI PROBLEMI MJERENJA SILA I MOMENATA KOD GLODANJA DOMAĆIH  
KONSTRUKCIONIH ČELIKA <sup>xx)</sup>

1. Uvod

Poznavanje veličine komponenti sile rezanja te njihove zavisnosti o utjecajnim parametrima režima obrade, alata i obradivanog materijala od velike su važnosti:

- za razradu režima maksimalne produktivnosti,
- za pravilno dimenzioniranje svih opterećenih dijelova kod projektiranja alatnih strojeva,
- za poznavanje opterećenja alata i pronalaženje optimalnog oblika njegovog reznog dijela,
- za pravilnu konstrukciju stezne naprave,
- za ocjenu u kojoj se mjeri stvarno gibanje oštrice alata u odnosu na izradak podudara sa teoretski zamišljenim gibanjem, a o čemu ovisi tačnost dimenzija i oblika izratka, i
- za izbor elektromotora, koji omogućuje glavno i pomoćna kretanja.

Sila rezanja rezultat je elastične deformacije materijala izratka i značajnih sila trenja između strugotine i prednje površine alata, te stražnje površine alata i izratka.

Produktivnost kod obrade ograničena je režimom rezanja u određenom sistemu, ako postoje određeni uslovi za stabilnost i potrebnu tačnost.

Tačnost izrade javlja se kao vrlo važna karakteristika sistema alatnog stroja. S tim u vezi odstupanja parametara sistema kod djelovanja vanjskih sila dobivaju slijedeće oblike izražene u pogrešnoj izradi:

- (1) statička greška obrade,

---

<sup>x)</sup> Šime Šavar, dipl.ing., predavač Strojarsko-brodogradjevnog fakulteta, Zagreb

<sup>xx)</sup> Saopštenje iz Strojarsko-brodogradjevnog fakulteta, Zagreb OR.4.1

- (2) stalna dinamička greška obrade,
- (3) prolazna dinamička greška obrade, i
- (4) slučajna dinamička greška obrade.

Promjenljive tolerancije izratka i kinematika kretanja alata i izratka određuju vanjsko djelovanje na proces rezanja.

Znači da kod mjerenja sile rezanja pri glodanju moramo uzeti u obzir i dinamičku karakteristiku rezanja, tj. zavisnost izmjene sile rezanja od relativne promjene položaja alata i izratka. Općenito promjene  $dF$  sile rezanja možemo dobiti, približno, kao sumu posebnih odijeljenih promjena, izazvanih različitim utjecajnim faktorima.

U skladu sa gore navedenim razlikovat ćemo komponente  $dF$  sile rezanja u vezi s tim promjenama

$dF_a$  ... diferencijal sile uslijed izmjene dubine rezanja "a"

$dF_v$  ... diferencijal sile uslijed izmjene brzine rezanja "v"

$dF_\gamma$  ... diferencijal sile uslijed izmjene prednjeg kuta "γ"

$dF_\alpha$  ... diferencijal sile uslijed izmjene stražnjeg kuta "α"

$$F = F(a, v, \gamma, \alpha \dots) \quad (1)$$

onda je

$$dF = dF_a + dF_v + dF_\gamma + dF_\alpha + \dots \quad (2)$$

gdje je

$$\begin{aligned} dF_a &= \frac{\partial F}{\partial a} \cdot da \\ dF_v &= \frac{\partial F}{\partial v} \cdot dv \\ dF_\gamma &= \frac{\partial F}{\partial \gamma} \cdot d\gamma \\ dF_\alpha &= \frac{\partial F}{\partial \alpha} \cdot d\alpha \end{aligned} \quad (3)$$

Veličina koeficijenata kod svake promjene određuje se na osnovu eksperimentalnih podataka.

U sadašnje vrijeme postoji vrlo opsežan materijal o statičkim zavisnostima sile rezanja u odnosu na različite utjecajne parametre (dubina rezanja, brzina rezanja, kut prednje površine itd.). Ali ove zavisnosti nisu dovoljne za analizu dinamičkih procesa, a za dinamičke pojave imamo vrlo malo podataka kod mjerenja sila.

Postupak glodanja, u uslovima suvremene industrijske proizvodnje, na-  
OR.4.2

šao je veliku primjenu, tako da ne samo serijska i masovna proizvodnja, već i pojedinačna proizvodnja traže sve veću produktivnost.

Kod razrade režima maksimalne produktivnosti potrebno nam je u prvom redu poznavanje utjecaja, brzine rezanja "v", posmaka "s", dubine rezanja "a", tj. parametara kojima je u prvom redu definiran režim obrade, čime ne isključujemo značenje utjecaja i ostalih faktora.

Poznato nam je da utjecaj navedenih parametara kod glodanja na veličinu sile rezanja nije još dovoljno istražen. Zadatak ovih istraživanja je iznalaženje daljnjih podataka o veličini sile rezanja i momenta kod glodanja domaćeg konstrukcionog čelika iz skupine čelici za poboljšanje Č.4730.

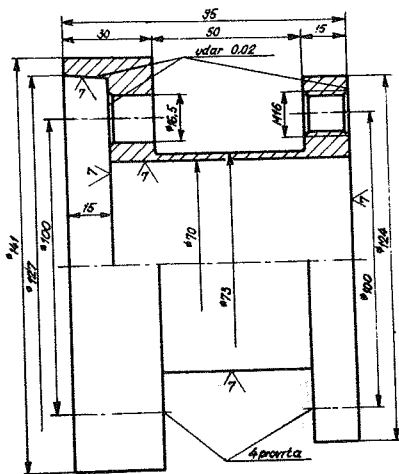
## 2. Izbor uređaja za mjerenje sile i momenta kod glodanja

Postavljeni zadatak, poznavanje komponenti sile rezanja koje djeluju između alata i izratka a mogu se mjeriti, kao i potreba za potpunijim objašnjenjem procesa glodanja nameću zahtjev da mjerač sile i momenta izvedemo u dva vida:

- (1) Za mjerenja momenta torzije na glodalici (momentometar) slika 1, i
- (2) Za mjerenje komponenti sile rezanja u tri koordinatna smjera (trokomponentni mjerač sile), slika 2.

U Katedri za alatne strojeve FSB u Zagrebu konstruirana su, izradjena i baždarena oba ova mjerača. U okviru ovog rada moguće je dati samo opis konstrukcije i princip njihova rada.

### 2.1. Momentometar



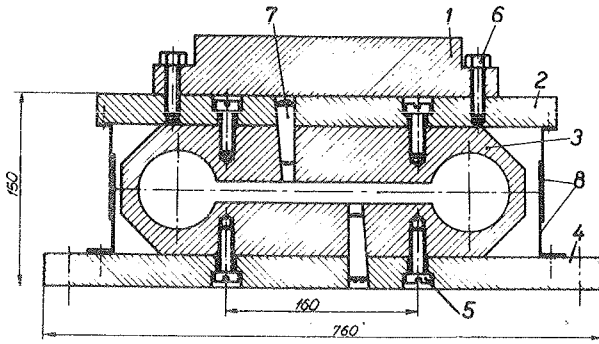
Sl.1. Momentometar

Iz slike 1 vidljivo je da konstrukcija mjernog elementa djeluje na principu elastične deformacije tankostijenog plašta šupljeg valjka. Na tom plaštu postavljene su 4 mjerno-stezne trake s veličinom otpora  $4 \times 150\Omega = 600\Omega$ . Mjerenjem promjene otpora mjerno isteznih traka direktno se određuje relativno istezanje " $\epsilon$ ".

Znači kod mjerenja momenta upotrijebili smo metodu na principu elastične deformacije.

## 2.2. Trokomponentni mjerač sila

Na slici 2 prikazana je konstrukcija trokomponentnog mjerača sila za mjerenje komponenti sile rezanja u tri koordinatna smjera x, y i z, kod glodanja. Mjerenje izvodimo na električnom principu preko mjerno-isteznih traka (strain-gange) koje mjere elastičnu deformaciju produženih prstenova preko specifičnog istezanja ili sabijanja.



S1.2. Trokomponentni mjerač sila

Trokomponentni mjerač sastoji se iz slijedećih dijelova:

- (1) gornja ploča (2), služi za pričvršćivanje izratka (1) s vijcima M 16 (6) ,
- (2) elastični elemenat (3) produženi prsten (2 kom.) povezuje gornju i temeljnu ploču preko vijaka M 14 (5) 8 komada,
- (3) temeljna ploča (4) pričvršćuje se vijcima M 16 za radni stol glodalice,
- (4) konusni zatic (7) i
- (5) zaštitni limovi (8).

Problem kod konstrukcije ovakovog mjerača je u tome, da se postigne selektivno pokazivanje što je ovdje i postignuto.

### 3. Ispitivani materijal, alat, utjecajni faktori i režim obrade

a) Ispitivani materijal je Č.4730 iz skupine "Čelici za poboljšanje", koji ima slijedeća mrhanička svojstva:

- granica razvlačenja  $\sigma_r = 40,2 \text{ kp/mm}^2$
- vlačna čvrstoća  $\sigma_m = 58,8 \text{ kp/mm}^2$
- izduženje  $\delta_{(10)} = 19,2 \%$
- kontrakcija  $\psi = 69,8 \%$
- tvrdoća materijala od 170 - 175  $\text{kp/mm}^2$  HB .

Materijal je u obliku kovane šipke žaren, piljen na elemente veličine

200 x 150 x 40 .

Mehanička svojstva materijala ispitana u Laboratoriji za mehanička ispitivanja FSB u Zagrebu.

b) Alat. - Koturasto glodalo sa ravnim zubima je slijedećih parametara: promjer glodala  $D = 160$  mm , širina  $b = 14$  mm , broj zubi  $z = 28$  , prednji kut  $\gamma = 11^\circ$  , stražnji kut  $\alpha = 4^\circ$  , izradjen je iz visokokvalitetnog brzoreznog čelika.

c) Utjecajni faktori:

Sve utjecajne faktore, od kojih ovisi veličina sile i momenta kod glodanja, možemo svrstati u tri grupe:

(1) faktori zavisni od oblika alata:

- promjer glodala  $D$  ,
- broj zubi  $z$  ,
- kut uspona spirale  $\beta$  , i
- prednji kut  $\gamma$  ,

(2) faktori zavisni od režima obrade:

- dubina glodanja  $a$  ,
- širina glodanja  $b$  ,
- posmak za jedan zub  $s_z$  ,
- posmična brzina  $s'$  ,
- brzina rezanja  $v$  ,
- sredstvo za hladjenje  $x$  , i
- stepen zatupljenja oštrice  $B$  .

(3) faktori zavisni od osobina materijala:

- čvrstoća materijala ,
- tvrdoća materijala  $HB$  ,
- struktura materijala  $j$  ,
- unutarnje trenje  $\mu$  ,
- specifična toplota  $c$  , i
- sprovodljivost materijala  $i$  .

Znači da je sila rezanja kod glodanja funkcija

$$F_R = (D, z, \beta, \gamma, a, b, s_z, s', v, x, B, \sigma, HB, j, \mu, c, i) . \quad (4)$$

Da se objasni utjecaj svih gornjih faktora mora se izvesti vrlo veliki broj ispitivanja na različitim materijalima sa vrlo velikom količinom raznovrsnih alata kako po obliku tako i po veličini. Ovaj

veliki broj utjecajnih faktora takodjer predstavlja kod ispitivanja veliki problem. Ovom prilikom ograničavamo se na traženje zavisnosti komponenti sile rezanja i momenta kod glodanja od brzine rezanja  $v$ .

- d) Režim obrade. - Naša ispitivanja provedena su kod obodnog protusmjernog glodanja s koturastim glodalom s ravnim zubima na univerzalnoj horizontalnoj glodalici "UHG" proizvodnje 1959. godine u tvornici "Prvomajska" Zagreb.

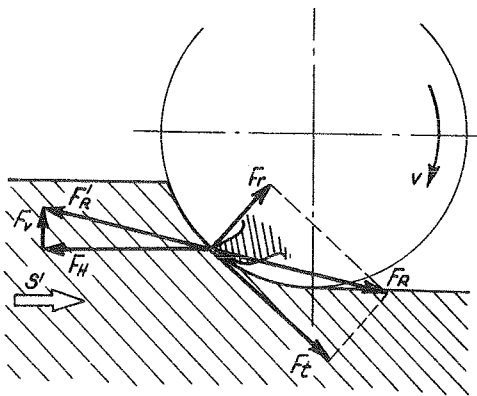
Hladjenje zone rezanja 10 %-tnom emulzijom ulja za rezanje u količini od 8 litara u minuti.

Promjenljiva veličina je brzina rezanja, i za pravilno crtanje dijagrama uzimamo 5 nivoa izmedju  $v_{max} = 26,1$  m/min i  $v_{min} = 11,1$  m/min.

Ostale veličine su konstantne: dubina rezanja  $a = 5$  mm, širina glodanja  $b = 14$  mm.

#### 4. Mjerenje komponentnih sila i momenta u zavisnosti od promjenljive brzine rezanja

Na slici 3 predočene su nam komponente sile rezanja kod obodnog protusmjernog glodanja, koje mjerimo ovim pokusom:



(1) tangencijalna sila  $F_t$  - mjerimo je preko izmjenjenog momenta torzije,

(2) horizontalna komponenta  $F_H$ , i

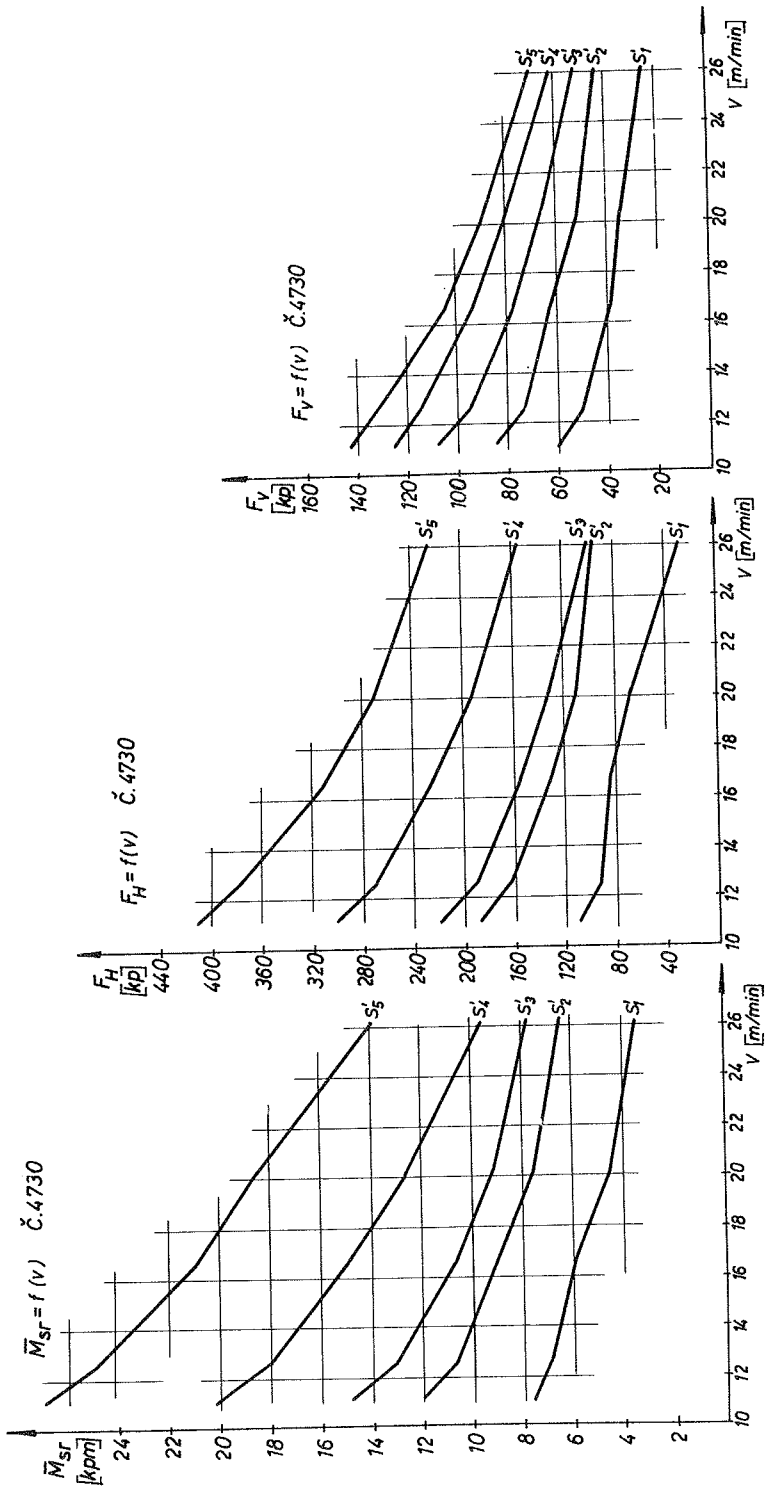
(3) vertikalna komponenta  $F_V$ .

Pokusi su provedeni kod slijedećih brzina rezanja:  $v_1 = 11,1$  m/min,  $v_2 = 12,6$  m/min,  $v_3 = 16,6$  m/min,  $v_4 = 20,1$  m/min,  $v_5 = 26,1$  m/min.

S1.3. Prikaz sila na jednom zubu glodala kod obodnog protusmjernog glodanja

Svaki pokus je ponovljen s pet različitih brzina i to:  $s'_1 = 12$  mm/min,  $s'_2 = 24$  mm/min,  $s'_3 = 32$  mm/min,  $s'_4 = 49$  mm/min,  $s'_5 = 68$  mm/min.

Rezultati mjerenja prikazani su u dijagramima 4, 5 i 6.



Sl.4. Zavisnost momenta torzije  $M$  od brzine rezanja  $v$

Sl.5. Zavisnost horizontalne komponente  $F_H$  od brzine rezanja  $v$

Sl.6. Zavisnost vertikalne komponente sile rezanja od brzine rezanja  $v$

$M = f(v)$  dijagram 4 pokazuje zavisnost momenta od brzine rezanja "v".  
 $F_H = f(v)$  dijagram 5 prikazuje zavisnost horizontalne sile od brzine rezanja.  $F_V = f(v)$  dijagram 6 prikazuje zavisnost vertikalne sile od brzine rezanja.

Ako pažljivo razmotrimo dijagrame na slikama 4, 5 i 6 vidjet ćemo da u prvom redu momenat, a zatim horizontalna i vertikalna sila pokazuju istu tendenciju u sva tri naša dijagrama i to:

- (1) povećanje brzine rezanja "v" smanjuje momenat torzije, horizontalnu i vertikalnu silu,
- (2) promjena brzine rezanja znatno više utječe na promjenu momenta torzije, horizontalnu i vertikalnu silu, kod velikih posmičnih brzina ( $s'_2 = 68 \text{ mm/min}$ ), i
- (3) kod konstantne posmične brzine veće promjene nastaju u području malih brzina rezanja ( $v_1 = 11 - 16 \text{ m/min}$ ).

Gornje zaključke možemo najlakše obrazložiti saznanjem, da nam posmična brzina  $s'$  povećava, a brzina rezanja  $v$  smanjuje srednju debljinu dtrugotine ( $h_m = \frac{s'}{z \cdot n} \cdot \sqrt{\frac{a}{d}}$ ), a preko toga smanjuje ili povećava presjek strugotine, koji se u svakom momentu na liniji zahvata mijenja.

Kako se mijenja presjek strugotine tako se mijenjaju i komponente sile rezanja.

## 5. Analiza podataka dobivenih mjerenjem

Svrha ove analize je da pokaže način kako bi se došlo do jedne univerzalne relacije, koja bi dala podatke o promjenama momenta torzije i komponenti sile rezanja u zavisnosti od brzine rezanja.

Rezultati mjerenja momenta torzije  $M_{sr}$ , horizontalne sile  $F_{Hsr}$  i vertikalne sile  $F_{vsr}$  pokazuju izvjesna rasipanja oko srednje vrijednosti, koja se pokorava zakonu izraženom sljedećom funkcijom

$$\begin{aligned} M_{sr} &= C_1 \cdot v^{a_1} , \\ F_{Hsr} &= C_2 \cdot v^{a_2} , \\ F_{vsr} &= C_3 \cdot v^{a_3} . \end{aligned} \quad (5)$$

Izvjesna pojednostavnjenja postižu se prikazivanjem ovih funkcija u  
 OR.4.8



logaritamskom obliku, naime krivulje koje odgovaraju gornjim funkcijama prikazane u logaritamskom dijagramu imaju oblik pravca. Na temelju mjerenja dobivamo niz tačaka pomoću kojih određujemo jednadžbu najbolje prilagodjenog pravca tačkama u smislu da je suma kvadrata odstupanja od pravca minimalna.

Jednadžba pravca glasi  $y = a x + b$ , i taj će pravac biti najbolje prilagodnjen nizu tačaka  $T_i(x_i, y_i)$  ako je suma kvadrata odstupanja

$$S^2 = \frac{1}{N} \sum f_i(y_i - \bar{y})^2 = \text{minimum} . \quad (6)$$

Izračunavanjem vrijednosti za  $a$  i  $b$  dobivaju se funkcije  $\bar{M}_{sr} = f(v)$ ;  $\bar{F}_{Hsr} = f(v)$  i  $\bar{F}_{vsr} = f(v)$  u obliku

$$\log \bar{M}_{sr} = a_1 \cdot \log v + b_1 , \quad (7)$$

$$\log \bar{F}_{Hsr} = a_2 \cdot \log v + b_2 , \quad (8)$$

$$\log \bar{F}_{vsr} = a_3 \cdot \log v + b_3 . \quad (9)$$

Ako kažemo da je  $C_1, C_2$  i  $C_3$  antilogaritam  $b_1, b_2$  i  $b_3$  dobijemo nakon antilogaritmiranja

$$\bar{M}_{sr} = \frac{C_1}{v^{a_1}} , \quad (10)$$

$$\bar{F}_{Hsr} = \frac{C_2}{v^{a_2}} , \quad (11)$$

$$\bar{F}_{vsr} = \frac{C_3}{v^{a_3}} . \quad (12)$$

Pošto je naš pokus izveden sa pet različitih posmičnih brzina to ćemo za svaku od njih dobiti zasebne zavisnosti na pr.: za posmičnu brzinu  $s'_2 = 24 \text{ mm/min}$  prema (10), (11) i (12) imamo

$$\bar{M}_{sr} = \frac{72,34}{v^{0,74859}} \quad [\text{kpm}] ,$$

$$\bar{F}_{Hsr} = \frac{1478,43}{v^{0,86348}} \quad [\text{kp}] \quad \text{i}$$

$$\bar{F}_{vsr} = \frac{547,06}{v^{0,77608}} \quad [\text{kp}] .$$

Vrijednosti konstanti  $C_1, C_2$  i  $C_3$ , kao i vrijednosti eksponenata

$a_1$ ,  $a_2$  i  $a_3$  za posmične brzine predviđjene ovim pokusom nalaze se u slijedećoj tabeli:

Komponente sile rezanja	Označka	posmična brzina $s$ mm/min					$\bar{a}_{1-3}$
		$s_1^i$	$s_2^i$	$s_3^i$	$s_4^i$	$s_5^i$	
$M_{sr}$	$c_1$	58,25	72,34	87,26	165,51	162,68	-0,78719
	$a_1$	-0,83644	-0,74859	-0,74593	-0,86612	-0,73889	
$F_{Hsr}$	$c_2$	797,90	1478,43	2245,10	1838,70	2245,84	-0,82181
	$a_2$	-0,82935	-0,86348	-0,96009	-0,75178	-0,70433	
$F_{vsr}$	$c_3$	652,43	547,06	1024,10	981,95	1100,30	-0,87916
	$a_3$	-0,99814	-0,77608	-0,93725	-0,84395	-0,84038	

Iz dobivenih rezultata vidljivo je da se koeficijenti smjera pravca regresije razlikuju međusobno. Odstupanja su nastala zbog zaokruživanja, jer je račun izveden sa pet decimala, zatim i broj podataka je takodjer malen, pa su usljed toga moguća izvjesna odstupanja. Dalje stvarna posmična brzina razlikuje se od deklarirane i prelazi dozvoljenu grešku -2 do +4,5 %. Osim toga, ovdje se radi o vrijednostima koje se pokoravaju zakonima slučajnih odstupanja.

Uzevši u obzir navedene činjenice o razlikama između koeficijenata smjera pravca regresije a izračunali smo aritmetičku sredinu i u daljem razmatranju radili bi s aritmetičkom sredinom  $\bar{a}$ .

## 6. Zaključak

Rezultati mjerenja su nam pokazali da je utjecaj brzine rezanja kod obodnog protusmjernog glodanja na moment torzije i komponente sile rezanja veći nego je to kod tokarenja, bušenja i sličnih procesa obrade.

## 7. Literatura

- [1] R. Zdenković, Obrada metala skidanjem (skripta), Sveučilište u Zagrebu, Zagreb (1965)
- [2] P. Stanković, Mašinska obrada I, Obrada metala rezanjem - Gradjevinska knjiga, Beograd (1962)
- [3] V.A. Kudilov, Dinamika stankov, Mašinstroenie, Moskva (1967)

- [4] W. Hoffman, Entwicklung eines Vierkomponenten Schnittkraftmessers - Industrie - Anzeiger br. 50 (1966)
- [5] Saopštenja IAMA, 1 (1966)



B. P o p o v i ć <sup>x)</sup>

KINEMATIKA MAŠINSKIH UREZNIKA <sup>xx)</sup>

### 1. Uvod

Mašinski ureznik je sigurno jedan od najsloženijih a ujedno i najnepouzdanijih alata. On ima složenu geometriju, mali eksploatacioni period, visoke zahteve u odnosu na tehnološki sistem, a neophodna je visoka kvalifikacija radnika. Međutim, mašinski ureznici su u mnogim slučajevima nezamenljivi, pa im treba posvetiti veću pažnju, naročito obzirom na intenzivni razvitak automatizacije.

Pored male postojanosti glavni uzroci kratke eksploatacije su lom zubaca ulaznog dela ureznika, lom jezgra ureznika i neispunjenje zahteva u pogledu tačnosti obrade. Dugim istraživanjem alata za obradu unutarnjih navoja [5], a posebno mašinskih ureznika [9] postavljena je metoda za ispitivanje reznih mogućnosti [7] bazirana na tretiranju pojaseva habanja [8] i tačnosti obradjenog navoja [6]. Preostali problemi vezani za lomove pojedinih zubaca i jezgra ureznika zaslužuju takodje posebnu analizu, naročito posle podataka da oko 20 do 70% ureznika izlazi iz eksploatacije zbog ovih uzroka [10].

Lom jezgra ureznika se može nešto lakše istraživati i otkloniti. Mogući su zahvati u postupku termičke obrade, a može se i jezgro izvesti u obliku konusa. Uzroci lomova zubaca nisu dovoljno istraženi, ali se ne može prihvatiti razlog kontakta grudnih površina zubaca sa korenima ivera. Lomovi zubaca su zapaženi kod obrade navoja u neprolaznim otvorima a kod prolaznih samo ukoliko se ureznik "vraća". Koje su faze procesa lomova zubaca ?

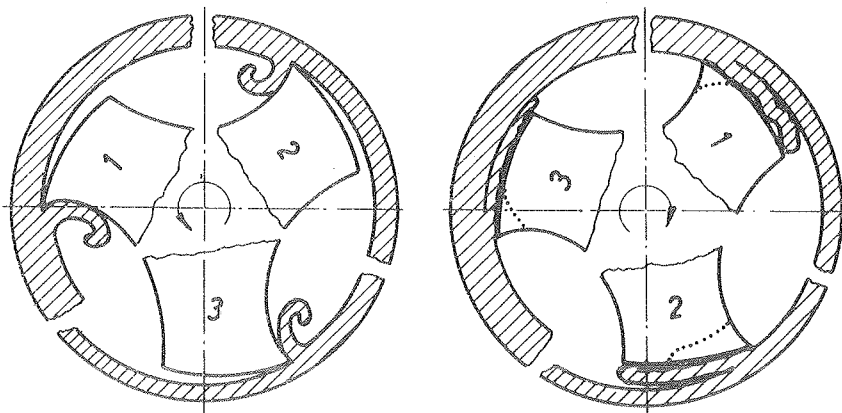
---

x) Branko Z. Popović, dipl.ing., saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, 27. marta 80

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate sadrži neke rezultate iz projekta UPOREDNO ISPITIVANJE MAŠINSKIH UREZNIKA DO MAČE I STRANE PROIZVODNJE koji finansira Fabrika reznog alata u Čačku

Kod urezivanja navoja u prolaznom otvoru: 1. urezuje se ulaznim delom ureznika, 2. započinje se sa kalibrisanjem navoja, 3. ulazni deo prolazi na drugu stranu otvora oslobadjajući iver, 4. završava se sa kalibrisanjem, 5. zaustavlja se ureznik i 6. ureznik se izvlači napolje. Kod neprolaznog otvora: 1. urezuje se ulaznim delom ureznika, 2. kalibriše se sa kalibrišućim delom, 3. ureznik se zaustavlja i 4. izvlači napolje.

U neprolaznom otvoru, dakle, postoji deo navoja koji nije kalibrisan, a pored toga u momentu zaustavljanja ureznika u otvoru ostaju delovi zasečenog i neodvojenog ivera. Na slici 1 je shematski prikazan jedan



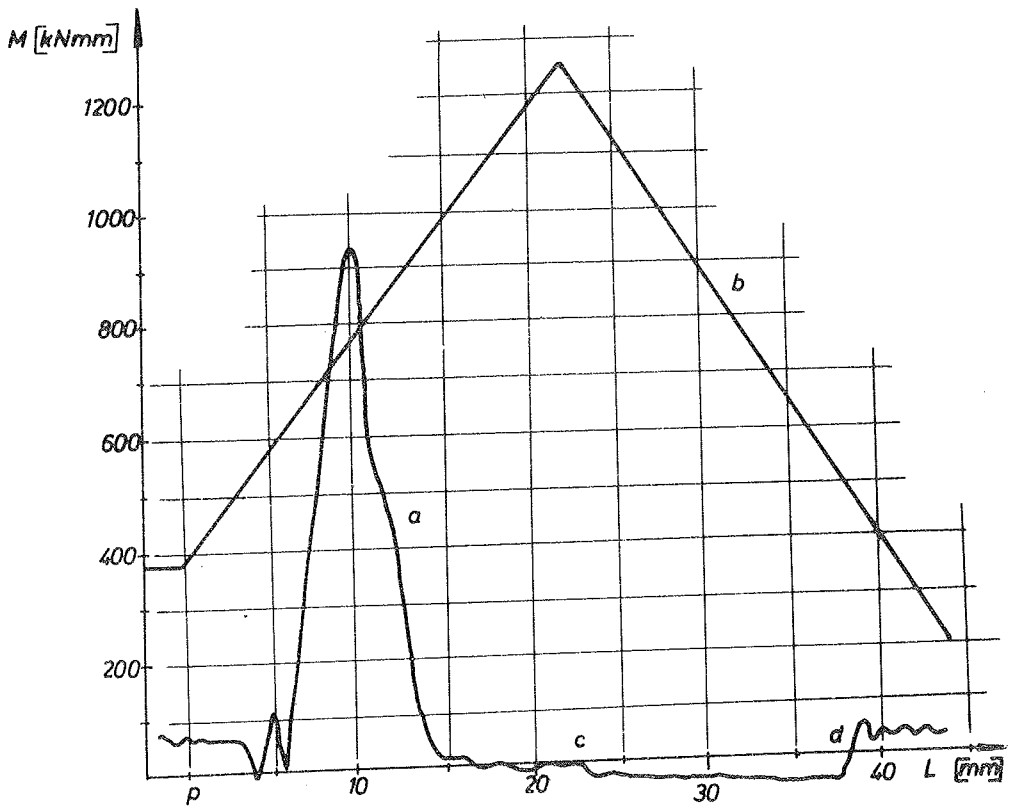
Slika 1

takav momenat u kome je ureznik zaustavljen (levo) i kada počinje izvlačenje ureznika (desno). Usled sabijanja neodvojenog i zasečenog ivera, između ledjne i obradivane površine, nastaju lomovi zubaca zavisno od debljine, dužine i oblika pojedinog ivera i ledjne površine zupca. Lom zubaca nastaje od stvorenog otpora, koji je neophodan za sabijanje i ispravljanje zasečenog ivera, čije postojanje potvrđuju snimljeni dijagrami momenata otpora, kao što je na primer dijagram prikazan na slici 2.

U ovom dijagramu kriva momenta otpora (a) prikazuje varijacije pri urezivanju 20l-og navoja M4 sa ureznikom (od materijala Č.6880) u predmetu rada (Č.1730) debljine 4 mm, a linija puta (b) položaj vrha ureznika. Treba uočiti da pri izvlačenju ureznika nastaje povećan negativan momenat otpora, izražen u delu krive c-d.

Faktori koji utiču na ovakve lomove zubaca su i čvrstoća materijala

zubaca ureznika i sklonost ka hladnolomljivosti, geometrija zubaca, materijal obradivanog predmeta rada, debljina ivera i zatupljenost sečiva zubaca. U ovom napisu će se zato detaljno razmotriti uticaj stvarne geometrije zubaca ureznika u postupku obrade, dok je analiza ostalih uzroka vezana za razmatranje drugih problema.



Slika 2

## 2. Statički uglovni elementi

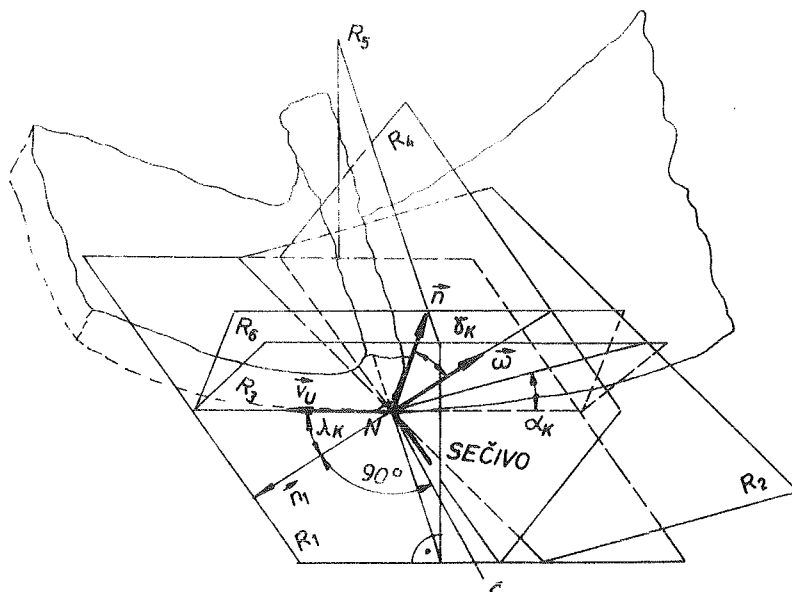
Uopšte uzevši geometrija reznog alata se može definisati [2] u odnosu na sam alat (statički), u odnosu na obradivani predmet i u odnosu na kretanje pri obradi (kinematički). Kako ureznik, za razliku od npr. strugarskog noža, nema geometrijskih elemenata koji definišu njegov odnos prema obradivanom predmetu, ostaju za razmatranje samo statički i kinematički geometrijski elementi.

Statički geometrijski elementi dati su u crtežu ureznika, prema kome se provodi postupak obrade, pa se zahteva da oni budu što jednostavniji za izvodjenje postupka obrade i kontrolu izrade. Ranije su već definisani [3] svi ovi elementi, pa se može uočiti da su od najveće važnosti uglovi:  $\alpha$  (leđjni),  $\gamma$  (grudni) i  $\lambda$  (nagiba zubaca ulaznog dela), pri čemu se pripisuje indeks 1 ( $\alpha_1, \gamma_1, \lambda_1$ ) za geometriju zubača na čelu ureznika, odnosno indeks 2 na prelaznom delu.

### 3. Kinematički uglovni elementi

Kinematički uglovni elementi se formiraju u realnim uslovima rada ureznika, a zavise od karaktera relativnih kretanja koja se izvode u procesu obrade navoja, između površine predmeta rada, ivera i ureznika. Kinematički elementi, dakle, definišu međusobni položaj reznog klina zupca, pravca toka ivera i obradjene površine navojaka.

Uočavajući sečivo zupca kao presek grudne i leđne površine i tačku N na tom sečivu mogu se prikazati definicione ravni [4] prema slici 3. koristeći vektore:



Slika 3

$\vec{v}_u$  ... stvarne brzine rezanja, dobijen vektorskim zbrajanjem brzina glavnog ( $\vec{v}$ ) i pomoćnog ( $\vec{p}$ ) kretanja,

$\vec{\omega}$  ... brzine klizanja ivera,

OR.5.4



- $\vec{n}$  ... normale vektora  $\vec{v}_u$ , na tangencionu ravan obradjuvane površine i  
 $n_1$  ... normalu sečiva, u tangencionoj ravni obradjuvane površine u i-  
 zabranjoj tački N i koristeći definicione ravni:  
 $R_1$  ... tangencionu ravan na obradjuvanu površinu,  
 $R_2$  ... tangencionu ravan na ledjnu površinu zupca,  
 $R_3$  ... tangencionu ravan na površinu kretanja zupca,  
 $R_4$  ... tangencionu ravan na grudnu površinu zupca,  
 $R_5$  ... ravan normalnu na ravan  $R_1$  i  
 $R_6$  ... ravan odvodjenja ivera koja sadrži vektore  $\vec{v}_u$  i  $\vec{\omega}$

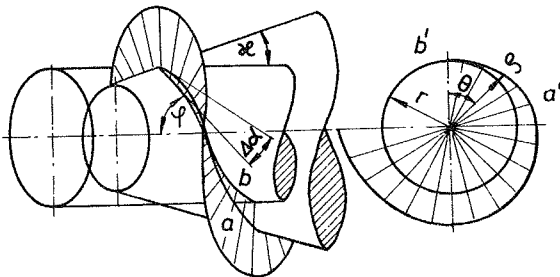
takodje u tački N, omogućava se detaljna analiza. Jasno proizilaze definicije kinematičkih veličina ledjnog ( $\alpha_k$ ) i grudnog ( $\gamma_k$ ) ugla, kao i ugla ( $\lambda_k$ ) nagiba zubaca na ulaznom delu. Detaljna analiza reznih mogućnosti ureznika zahteva, dakle, odredjivanje odnosa između stvarnih statičkih i nemerljivih kinematičkih uglova, kako bi se omogućilo da se sa prostim postupcima kontrole može i upravljati u procesu rezanja.

### 3.1. Ledjni ugao

Helikoidalno kretanje ureznika odgovara mehanički jednoj prostoj mašini sa svega jednim stepenom slobode. Analizirajući formiranje kinematičkog ledjnog ugla može se uočiti da je on uvek manji od statičkog, tj. da je

$$\alpha = \alpha_k + \Delta\alpha, \quad (1)$$

gde je  $\Delta\alpha$  pomenuto umanjjenje koje treba odrediti. Ovaj ugao obrazuju tangente povučene iz jedne



Slika 4

tačke na dve krive, prikazane na slici 4. Jedna kriva (a) nastaje u preseku konične površine ulaznog dela sa zavojnom površinom "navojka" ureznika. Ako se obe krive projektuju na ravan normalnu na uzdužnu osu ureznika, tada se dobija Arhimedova spirala ( $a'$ ),

krug ( $b'$ ) i projekcija ugla  $\Delta\alpha$  ( $\Delta\alpha'$ ).

Jednačina spirale, u polarnim koordinatama, glasi

$$\rho = r + a\theta, \quad (2)$$

gde je, prema shemi

$$a = \frac{P \cdot \operatorname{tg} \vartheta \ell}{\Theta} . \quad (3)$$

Kako je dalje

$$\operatorname{tg}(\Delta \alpha') = \frac{\rho - r}{2 \mathcal{H} r} , \quad (4)$$

dobija se pomoću (2) i (3)

$$\operatorname{tg}(\Delta \alpha') = \frac{P \cdot \operatorname{tg} \vartheta \ell}{D \mathcal{H}} . \quad (5)$$

Pomoću (5) se određuje

$$\operatorname{tg}(\Delta \alpha) = \operatorname{tg}(\Delta \alpha') \cos \varphi , \quad (6)$$

a znajući da je

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{P}{D \mathcal{H}} , \quad (7)$$

$$\cos \varphi = \frac{D \mathcal{H} \sin \varphi}{P} , \quad (8)$$

$$\operatorname{tg} \vartheta \ell = \frac{\rho - r}{P} , \quad (9)$$

dobija se

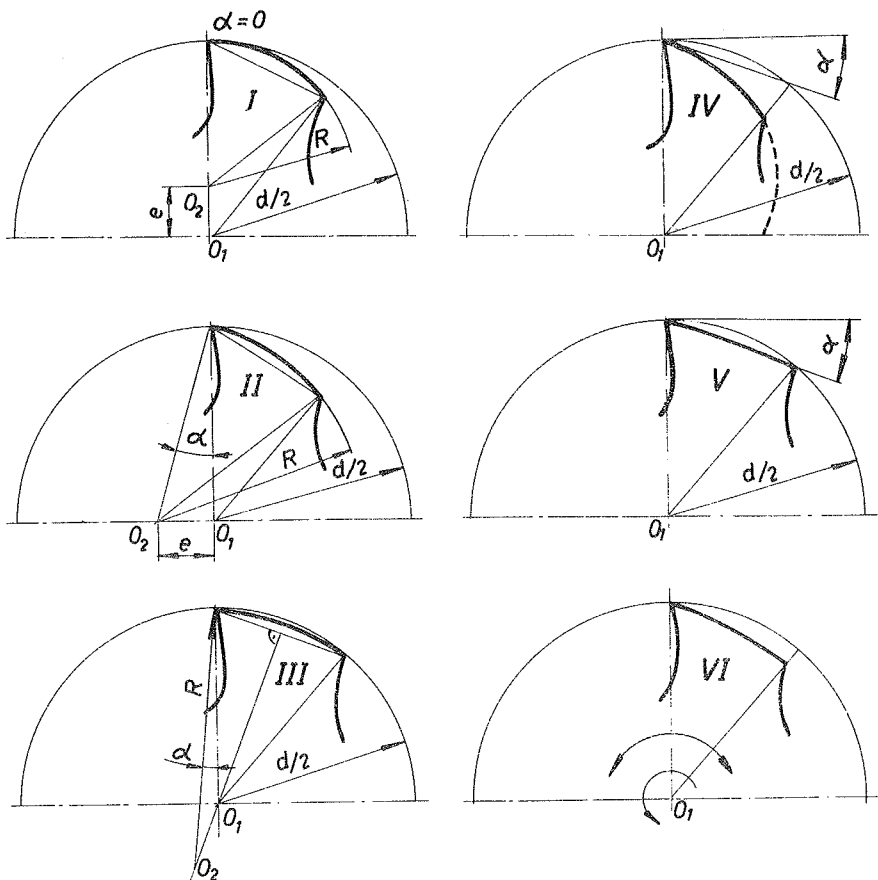
$$\operatorname{tg}(\Delta \alpha) = \operatorname{tg} \vartheta \ell \cdot \sin \varphi . \quad (10)$$

Na osnovu ovog se prema (1) dobija konačno

$$\alpha_k = \alpha - \operatorname{arc} \operatorname{tg}(\operatorname{tg} \vartheta \ell \cdot \sin \varphi) . \quad (11)$$

Ovaj obrazac služi, dakle, za izračunavanje veličine kinematičkog ledjnog ugla, pomoću koje se realnije sagledava niz fenomena u procesu rezanja.

Pored varijacija veličine ugla  $\alpha$  treba istaći da postoje i različiti postupci brušenja ledjnih površina zubaca kojima se takodje postižu varijacije veličine ugla  $\alpha$ . Analizirajući ove postupke prema slici 5 uočava se šest karakterističnih slučajeva, pri čemu se kod prva tri postupka obrazuje ledjna površina - pomoću radijusa. Četvrti postupak daje ledjnu površinu u obliku Arhimedove spirale, peti u obliku prave, a šesti postupak daje ledjnu površinu koja se obrazuje uz rotaciono i oscilujuće kretanje ureznika pri brušenju (postupak Loewe). Izuzimajući prvi, koji se uopšte ne primenjuje, i peti postupak, koji se vrlo retko primenjuje, za sve ostale postupke se mogu načiniti nomogrami na osnovu kojih se mogu lako odrediti i dimenzije zubaca.



Slika 5

### 3.2. Ugao nagiba zubaca ulaznog dela

Za odredjivanje ugla nagiba sečiva zubaca na ulaznom delu ureznika  $\lambda_k$  treba odrediti koeficijente smerova za vektor  $\vec{v}_u$  i pravac sečiva 1-2. Radi toga se ureznik postavlja u koordinatni sistem [1] prema slici 6 (dole). U tački M na glavnom sečivu četvrtog zupca postavljen je vektor  $v_u$  koji sa osama koordinatnog sistema obrazuje respektivno uglove  $\alpha_1$ ,  $\beta_1$  i  $\gamma_1$ . Veličine ovih uglova definisane su jednačinama

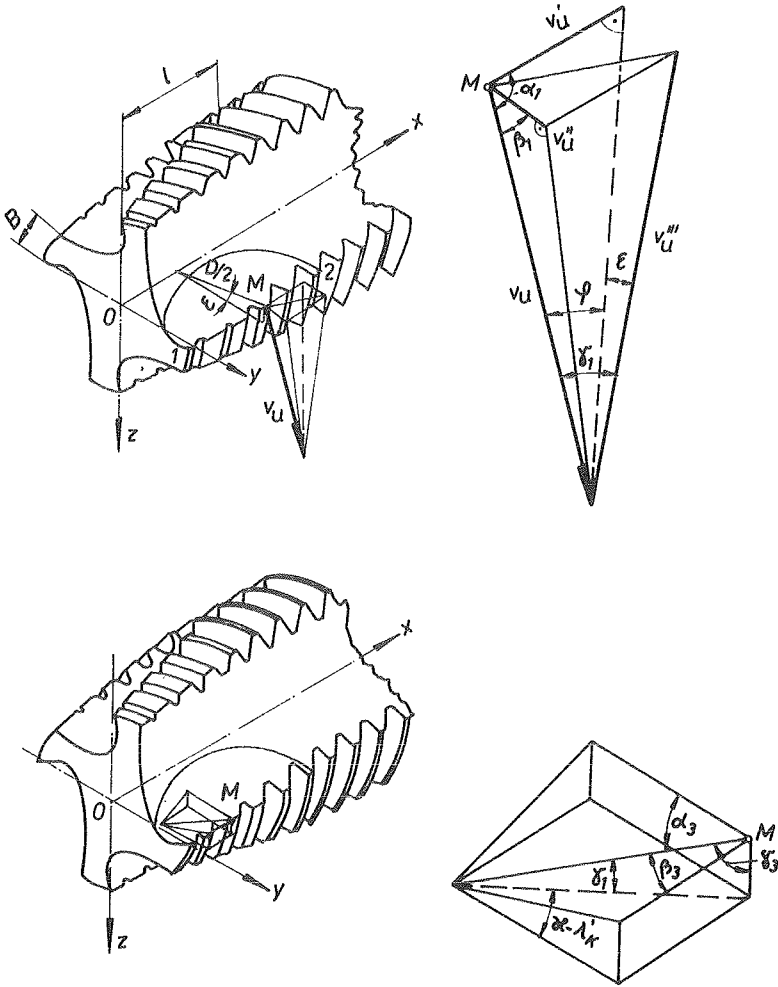
$$\cos \alpha_1 = \sin \varphi, \quad (12)$$

$$\cos \beta_1 = \cos \varphi \cdot \sin \varepsilon, \quad (13)$$

$$\cos \gamma_1 = \cos \varphi \cdot \cos \varepsilon. \quad (14)$$

Veličina ugla  $\mathcal{E}$ , koji definiše položaj tačke  $M(x_0, y_0, z_0)$  u datom koordinatnom sistemu, određena je jednačinom

$$\sin \mathcal{E} = \frac{B \cos \mathcal{A} - 2(\ell - x_0) \operatorname{tg} \lambda}{D \cos \mathcal{A} - 2(\ell - x_0) \sin \mathcal{A}} \quad (15)$$



Slika 6

Pravac sečiva 1-2 obrazuje sa osama uglove  $\alpha_2$ ,  $\beta_2$  i  $\gamma_2$  čije su veličine određene jednačinama

$$\cos \alpha_2 = \cos \lambda \cdot \cos \mathcal{A} \quad (16)$$

$$\cos \beta_2 = \cos \lambda \cdot \sin \mathcal{A} \quad (17)$$

$$\cos \gamma_2 = \sin \lambda . \quad (18)$$

Uvrštavajući dobijene koeficijente smerova u opštu jednačinu, koja određuje ugao odvodjenja ivera,

$$\sin \lambda_k = \cos \alpha_1 \cos \alpha_2 + \cos \beta_1 \cos \beta_2 + \cos \gamma_1 \cos \gamma_2 , \quad (19)$$

dobija se izraz

$$\sin \lambda_k = \sin \varphi \cos \lambda \cos \varepsilon + \cos \varphi \sin \varepsilon \cos \lambda \sin \varepsilon + \cos \varphi \cos \varepsilon \sin \lambda . \quad (20)$$

Na osnovu ovog obrasca može se izračunati veličina (ili konstruisati nomogram) kinematičkog ugla nagiba zubaca ulaznog dela čime se realnije sagledava proces odvodjenja ivera.

### 3.3. Grudni ugao

Odredjujući ugao  $\gamma_k$  treba prethodno odrediti jednačinu ravni ( $R_5$ ) normalnu na vektor  $\vec{v}_u$  u tački M, i jednačinu tangente na grudnu površinu u smeru ravni rezanja ( $R_6$ ). Kako su poznati koeficijenti smerova vektora  $\vec{v}_u$ , može se napisati jednačina tangente u kanoničnom obliku

$$\frac{x - x_0}{\sin \varphi} = - \frac{y - y_0}{\cos \varphi \sin \varepsilon} = \frac{z - z_0}{\cos \varphi \cos \varepsilon} . \quad (21)$$

Jednačina ravni data je u obliku

$$(x - x_0) \sin \varphi + (y - y_0) \cos \varphi \sin \varepsilon + (z - z_0) \cos \varphi \cos \varepsilon = 0 . \quad (22)$$

Upravo definisana ravan i tangenta obrazuju ugao  $\gamma_k$  čija veličina se traži. Ugao  $\gamma$  je uvek definisan u ravni  $R_3$  a ugao  $\gamma'$  u ravni  $R_1$ , a može se odrediti na osnovu jednačina

$$\sin \gamma' = \sin \gamma \cos \lambda_k , \quad (23)$$

$$\cos \gamma' = \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k} . \quad (24)$$

Projekcija pravca odvajanja ivera (sa grudne površine ureznika) u ravni xy obrazuje sa vektorom s ugao  $90^\circ - (\varepsilon - \lambda'_k)$ , što se može uočiti sa shematskog prikaza na slici 6 (gore). Koeficijenti smera pravca odvajanja ivera dati su tada sa jednačinama

$$\cos \alpha_3 = \sin(\varepsilon - \lambda'_k) \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k} , \quad (25)$$

$$\cos \beta_3 = \cos(\varepsilon - \lambda'_k) \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k} , \quad (26)$$

$$\cos \gamma_3 = \sin \gamma \cos \lambda_k, \quad (27)$$

pa je jednačina pravca, u kanoničnom obliku

$$\frac{x - x_0}{\sin(\alpha - \lambda'_k) \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k}} = \frac{y - y_0}{\cos(\alpha - \lambda'_k) \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k}} = \frac{z - z_0}{\sin \gamma \cos \lambda_k}. \quad (28)$$

Na osnovu jednačine (22) i (28) sledi da se veličina ugla  $\gamma_k$  može odrediti iz jednačine

$$\sin \gamma_k = \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k} \left[ \sin(\alpha + \lambda'_k) \sin \varphi + \cos(\alpha + \lambda'_k) \cos \varphi \sin \epsilon \right] + \sin \gamma \cos \lambda_k \cos \varphi \cos \epsilon. \quad (29)$$

Na osnovu ovog obrasca se mogu izračunati veličine (ili konstruisati nomogram) kinematičkog grudnog ugla koji takođe omogućava realnije sagledavanje problema vezanih za proces rezanja.

#### 4. Zaključak

Analizirajući rezne mogućnosti mašinskih ureznika uočava se potreba razmatranja i drugih uzroka smanjenja veka trajanja, pored postojanosti ureznika. Velik broj prekida u radu pri urezivanju navoja nastaje usled loma zubaca pri izvlačenju ureznika iz otvora. Radi toga treba precizno definisati veličinu ledjnog ugla  $\alpha$ , a pored toga i veličine uglova  $\gamma$  i  $\lambda$ .

Izračunavanje kinematičkih uglova  $\alpha_k$ ,  $\gamma_k$  i  $\lambda_k$ , a i definisanje veze između njih, olakšava prilaz ovoj problematici, dok formiranje obrazaca i nomograma još više uprošćava postupak određivanja ovih veličina.

#### 5. Literatura

- [1] G.I. Granovskij, Kinematika rezanja, Mašgiz, Moskva (1948)
- [2] V. Šolaja, Neka pitanja geometrije reznog alata i kinematike rezanja, Strojarstvo, 1 (1959) 193
- [3] M. Kalajdžić, Matematička analiza geometrije ureznika, Mašinstvo, 15 (1966) M 25

- [4] J. Stanić, Prilog jedinstvenoj analizi kinematskih uglovnih elemenata klina reznog alata, Mašinstvo, 16 (1967) M. 73
- [5] B. Popović, K. Stojanović, Jedan nov domaći alat za obradu unutarnjih navoja, Saopštenje IAMA, 4 (1967) 485
- [6] B. Popović, Pribor velike tačnosti za kontrolu unutarnjih navoja, Saopštenje IAMA, 6 (1967) 765
- [7] B. Popović, Metoda ispitivanja reznih mogućnosti ureznika, Zbornik sa IV Savjetovanja proizvodnog mašinstva, Sarajevo, (1968) 7.1
- [8] B. Popović, Ispitivanje postojanosti ureznika preko pojaseva habanja zubaca, Mašinstvo, 17 (1968) M. 240
- [9] B. Popović, Postupak rangovanja pri izboru optimalne geometrije mašinskih ureznika, Saopštenje IAMA, 8 (1968) 1137
- [10] V. V. Matvjejev, Narezanie točnyh rez' b, Mašinostroenie, Moskva (1968)

B. P o p o v i ć

#### Kinematik der mechanischen Gewindebohrer

Geometrische Elemente der mechanischen Gewindebohrer stellen meist die Entscheidungsfaktoren dar, für die Beurteilung der Güte dieses Werkzeugs. Indessen, in Betracht nehmend dass sich bei der Bearbeitung die kinematische Elemente der Geometrie formieren, die Definition derselben unentbehrlich ist.

In diesem Aufsatz ist die Beziehung der statischen zu kinematischen Elementen der Geometrie behandelt, und bei dieser Behandlung ist eine Reihe der abgesonderten Falle für das gegebene Schleifverfahren der Freifläche des Werkzeugs untersucht, so dass jetzt möglich ist die tatsächliche Geometrie zu bestimmen.





P. L e s k o v a r <sup>x)</sup>

KVALITETA POVRŠINE PRI OBDELAVI ALUMINIJEVIH ZLITIN <sup>xx)</sup>

## 1. Uvod

Vse večja uporaba aluminija in njegovih zlitin v strojništvu in tehniki sploh narekuje vedno intenzivnejše raziskave njihovih obdelovalnih lastnosti. S tem, ko so bile podane osnove za izboljšanje mehanskih lastnosti aluminiju in njegovim zlitinam, so bili podani tudi osnovni pogoji, da jih uporabljamo vedno več tudi v konstrukcijske namene.

Velika uporabnost, ki jo imajo danes aluminij in njegove zlitine, pa ni samo zaradi ugodnejših mehanskih lastnosti, temveč prav gotovo tudi zaradi nekaterih izrednih fizikalno-kemičnih in tehnoloških lastnosti. Aluminijeve zlitine se dajo tudi zelo ugodno obdelovati z vsemi znanimi postopki obdelave, to je oblikovanje s plastično deformacijo, litjem in odrezavanjem.

Razen sposobnosti oblikovanja s plastično obdelavo in litjem je zelo važna tudi sposobnost oblikovanja z odrezavanjem. V večini primerov dobi namreč predmet dokončno obliko šele z odrezavanjem. Zaradi tega igrajo v končni ceni določenega predmeta važno vlogo prav postopki obdelave z odrezavanjem.

Jugoslavija spada med bogate države na boksitu. Zaradi tega raste z dneva v dan tudi pridobivanje aluminija in njegovih zlitin. Zato je razumljivo vedno večje zanimanje za čim popolnejšim spoznavanjem njihovih lastnosti in obdelovalnih zmožnosti.

Za ugotavljanje obdelovalnosti določenega materiala uporabljamo lahko več različnih postopkov:

<sup>x)</sup> mgr. Polde Leskovar, dipl.ing., docent na Fakulteti za strojništvo, samostojni sodelavec Inštituta za strojništvo v Ljubljani

<sup>xx)</sup> Poročilo Inštituta za strojništvo v Ljubljani

- postopki za ugotavljanje kvalitete površine,
- postopki za ugotavljanje obstojnosti orodja,
- postopki za ugotavljanje rezalnih sil, in
- postopki za ocenjevanje oblike odrezkov.

V pretekli dobi nas je zanimalo predvsem orodje, redkeje sam obdelovanec. Danes, ko stremimo za tem, da odreže orodje čim več v čim krajšem času, pa imamo razen zahtev do orodja tudi zahteve do obdelovanca - predvsem do njegove površine. Tako pridemo do preskušanja, s katerim iščemo optimalne pogoje pri obdelavi z odrezavanjem. Pri takem preskušanju je upoštevanih več meril hkrati: obstojnost orodja, kvaliteta površine obdelovanca, oblika odrezkov pri zlitinah, ki jih obdelujemo na avtomatih, in čas obdelave, ki je vezan neposredno na stroške izdelave določenega izdelka. Obraba orodja je pri obdelavi jekla in tridih litin še vedno tako močna, da je to glavno merilo obdelovalnosti teh materialov, čeprav samo pogosto ne informira dovolj natančno.

Obstojnost orodja ali čas obrabe rezalnega roba med dvema brušenjima je kot kriterij zaradi vedno boljših materialov, iz katerih so rezalna orodja, posebno pri neželeznih kovinah npr. medeh in aluminijevih zlitinah, izgubil svojo prvotno vrednost. Objektivno ocenjujemo obdelovalnost teh materialov vedno več s kvaliteto površine npr. kriterij toposti po Ciraganu [1]. Tudi po Bickelu [2] je kvaliteta površine določenega materiala primeren kriterij za njegovo obdelovalnost; na drugem mestu je šele obraba. Sledijo ji rezalni učinek, temperatura, rezalne sile in oblika odrezkov.

Kvaliteto površine oziroma njeno hrapavost določa stanje orodja oziroma stanje rezalnega roba na orodju. Seveda se hrapavost menja in je med začetkom in koncem rezanja različna. Ko je orodje še ostro in sveže nabrušeno, je začetna hrapavost odvisna od specifičnih činiteljev pri odrezavanju npr. vrste materiala, hitrosti rezanja, geometrije orodja in prereza odrezka. Vpliv sil in temperature na kvaliteto površine je še slabo raziskan. Ker pa vpliva hladilno oziroma mazalno sredstvo na kvaliteto površine ugodno, lahko sklepamo, da imajo na njo določen vpliv tudi sile rezanja in temperatura [3].

Tako vpliva na kvaliteto površine več činiteljev hkrati. Zaradi tega je pomembno, kateri od teh činiteljev je najvplivnejši. Večina podatkov, ki govorijo o kvaliteti izdelka, so podatki o vplivu geometrije orodja, hitrosti rezanja, podajanja in globini rezanja. Vendar ni taka kvaliteta izdelave nikjer točno določena in nas pogosto ne uveri, ali

smo s pomočjo omenjenih podatkov sposobni izdelati neoporečen obdelovanec.

## 2. Činitelji, ki vplivajo na kvaliteto površine pri obdelavi aluminijevih zlitin

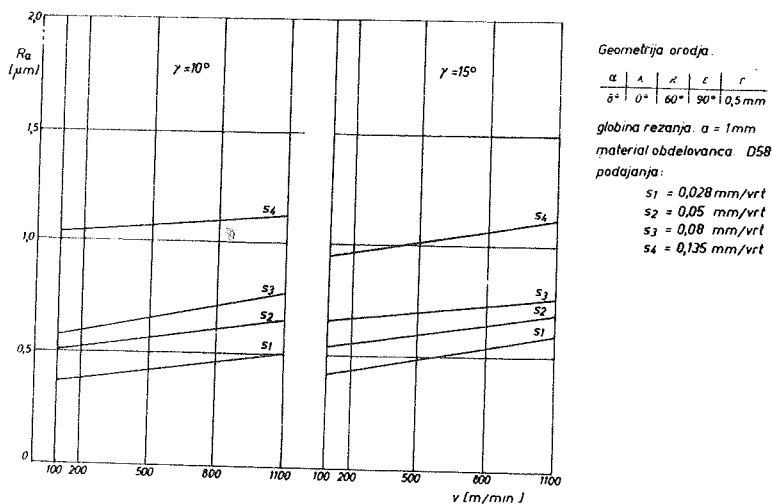
Vrste činiteljev, ki vplivajo na obdelovalnost aluminijevih zlitin, se v mnogočem razlikujejo od onih, ki vladajo npr. pri obdelavi jekla. Spoznanja, ki smo jih dobili pri obdelavi jekla, zaradi tega ni mogoče prenašati enostavno na druge zlitine npr. Zlitine na osnovi aluminija, bakra in drugih. Pri odrezavanju nudijo namreč aluminijeve zlitine manjši odpor rezanja, ter jih zaradi tega lahko obdelujemo tudi pri znatno višjih hitrostih rezanja. Tudi geometrija orodja za obdelavo aluminija in njegovih zlitin se razlikuje od geometrije orodja za obdelavo jekla.

Iz dosegljivih objavljenih raziskovalnih del doma in po svetu lahko povzamemo, da so aluminijeve zlitine, še posebno pa zlitine, ki so predhodno oblikovane s plastično deformacijo, kamor spadajo tudi aluminijeve zlitine, ki jih obdelujemo na avtomatih, zelo slabo raziskane.

Zaradi tega smo preskušali na inštitutu za strojništvo v Ljubljani tudi aluminijeve zlitine, ki so predhodno gnetene. Iz vrste preskusov si oglejmo na tem mestu le dve aluminijevi zlitini domače proizvodnje D58 in D4. Sliki 1 in 2 posredujeta kvaliteto površine v odvisnosti od hitrosti rezanja  $v$ , pri različnem podajanju  $s$  in različnih cepilnih kotih  $\gamma$ .

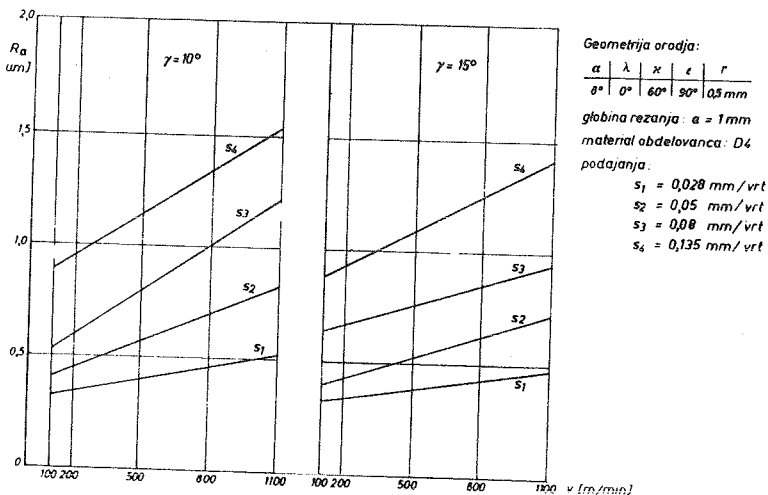
Iz diagramov je razvidno, da smo uporabljali pri preskušanju obdelovalnosti aluminijevih zlitin pet različnih hitrosti ( $v = 100, 200, 500, 800$  in  $1100$  m/min), štiri podajanja ( $s = 0,028, 0,05, 0,08$  in  $0,135$  mm/vrt) pri dveh cepilnih kotih ( $\gamma = 10$  in  $15^\circ$ ). Vrstni red vplivnih činiteljev je bil pri obeh zlitinah enak. Največji vpliv na kvaliteto površine ima podajanje  $s$ , sledi hitrost rezanja  $v$ , na zadnjem mestu, a še vedno dovolj močan pa je cepilni kot. Iz diagramov, ki jih posredujeta sliki 1 in 2, je razvidna tudi odvisnost sestave materiala na kvaliteto površine pri različnih hitrostih rezanja. Zlitina z oznako D58 je izrazita zlitina za delo na avtomatih. Sestavljena je razen iz aluminija in bakra kot glavne legirne komponente še iz dodatkov svinca in bismuta, katera vplivata ugodno na obliko odrezkov. Prav tako pa vplivata Pb in Bi ugodno tudi na obdelovalnost,

kar se vidi iz relativno položnih regresijskih premic (slika 1). Zlitina D4 ima razen bakra kot glavne legirne komponente še magnezij,



Sl. 1. Odvisnost hrapavosti od hitrosti rezanja

silicij in mangan. Vsi trije elementi tvorijo v zlitini trde intermetalne spojine, ki povzročajo slabše obdelovalne sposobnosti zlitine, kar je lepo vidno iz znatno strmejših regresijskih premic (slika 2).



Sl. 2. Odvisnost hrapavosti od hitrosti rezanja

Ako analiziramo kvaliteto površine obeh zlitin, lahko zaključimo, da je ugodnejša hrapavost pri zlitini D4 predvsem pri manjših hitrostih

rezanja  $v = 100$  do  $500$  m/min, naraste pa na neugodne številke pri hitrostih rezanja  $800$  in  $1100$  m/min. Aluminijska zlitina D53 se obnaša slabše pri manjših hitrostih rezanja, je pa ugodnejša njena površina pri višjih hitrostih rezanja.

### 3. Vrednotenje kvalitete površine

Kakor smo slišali, je stanje površine pri obdelavi kovinskih materialov zelo važna karakteristika obdelovalnosti. Zaradi tega se bavi danes vrsta znanstvenikov po vsem svetu z raziskavami kvalitete površine oziroma s stanjem površin. Vse bolj razširjena avtomatizacija delovnih procesov zahteva tudi vedno boljše površine in daljšo življenjsko dobo orodij. Stvarna površina, ki jo ima določen obdelovanec po obdelavi, se lahko znatno razlikuje od predvidene - idealne geometrijske površine. Zaradi slučajnostnih in sistematičnih odstopanj od teoretične oziroma idealne oblike površine predstavlja površina prostorsko tvorbo. Iz praktičnih razlogov pa obravnavamo površino kot dvodimenzionalni sistem.

Profil tehnične površine lahko razdelimo v osnovi na dva glavni obliki in sicer:

- prva oblika profila ima periodični značaj in relativno veliko dolžino vala; sestoji iz enega ali večih cos ali sinusnih funkcij oziroma oblik, ki se dajo razstaviti z navadno Fourijevo analizo, in
- druga oblika, ki predstavlja čisto stohastičen profil, pa vsebuje le slučajnostne komponente in ne predstavlja nobenih periodičnosti.

Večina površinskih profilov, ki jih dobimo pri odrezavanju, leži med obema osnovnima oblikama. To so različno obdelani profili, ki so sestavljeni iz periodičnega in slučajnostnega dela, ter predstavljajo neurejeno obliko. Kljub neurejenosti pa zasledimo v takih profilih le določeno periodičnost, ki omogoča sklepanje na specifičnosti obdelovalnih pogojev.

Danes poznamo vrsto različnih postopkov, s pomočjo katerih je mogoče beležiti oziroma meriti kvaliteto površine [4], [5]. Pri vseh teh postopkih pa prevladujejo taki, pri katerih otipavamo površino. Pri tem dobimo različne vrednosti  $R_a$ ,  $R_s$ ,  $R_{max}$  ip. Te karakteristične vrednosti pa opisujejo obliko profila površine le v smeri ordinatne osi. Že relativno površen študij krivulj hrapavosti površin nazorno kaže, da je lahko izredno zanimiva analiza tudi v smeri abscisne osi. Misel,

vrednotiti hrapavost tudi v smeri abscisne osi, seveda ni nova. Z njo se je bavilo že vrsta znanih raziskovalcev npr. Dreykanpt [6]. Tudi Schmalz [4], ki je vpeljal faktor nošenja površine, spada med raziskovalce, ki so zasledovali analizo krivulj hrapavosti v smeri abscisne osi. Tudi v zadnji dobi se bavi vrsta znanstvenikov s poskusi, kako najti nove popolnejše karakteristike, ki bi omogočile natančnejše vrednotenje dejanske površine obdelovanca. Tako je predlagal Mayers [7] prvi in drugi odvod profila hrapavosti in usmerjenostne karakteristike profila kot nove vrednosti za vrednotenje površine.

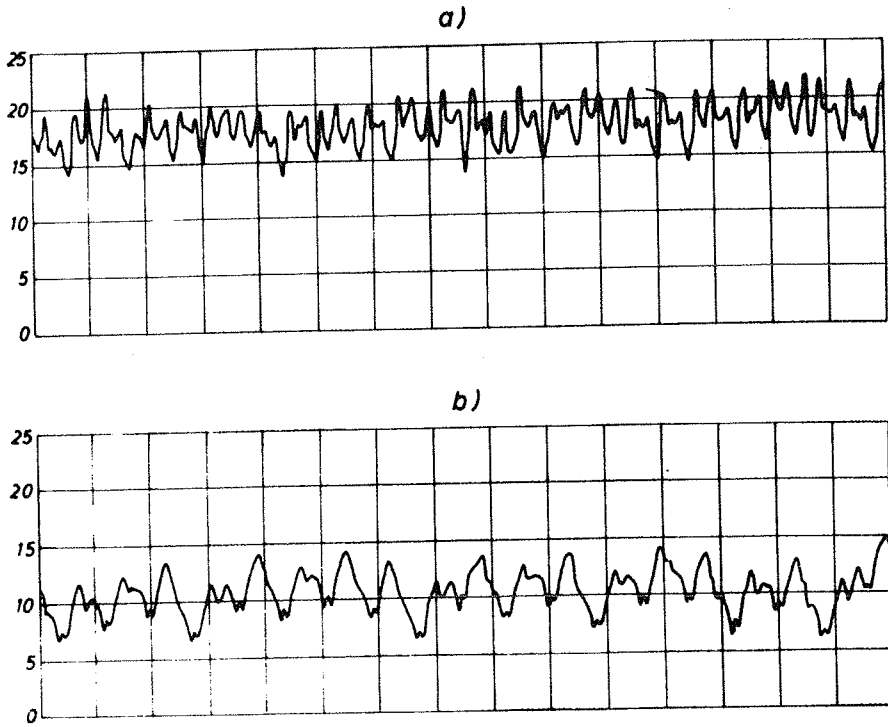
Iz lastnosti, ki jo da drugi odvod korelacijske funkcije določenega profila, je dobil Peklenik [8] dve novi karakteristiki; standardno deviacijo naklona profila in povprečno jakost profila na določenem nivoju [9], [10].

Tudi pri vrednotenju kvalitete površine pri obdelavi aluminijevih zlitin, ki smo jih obdelovali na inštitutu za strojništvo v Ljubljani, smo upoštevali njene karakteristične vrednosti le v smeri ordinate. Pri tem smo pa opazili, da je to vrednotenje le enostransko in ne daje dovolj jasne slike o hrapavosti površine. Iskali smo nove karakteristike, kako oceniti površino tudi v smeri abscisne osi.

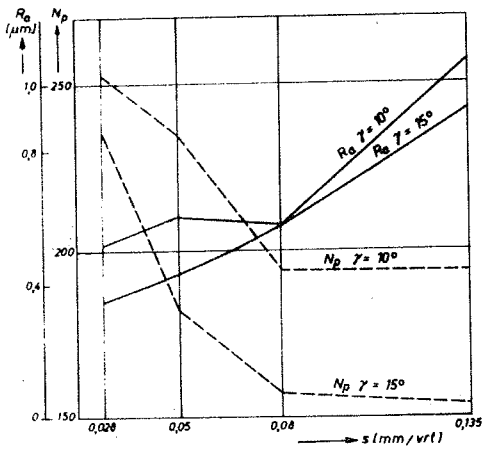
Za boljše razumevanje povedanega si oglejmo dve karakteristični krivulji hrapavosti (slika 3). Obe krivulji hrapavosti lahko ocenim z enakim kvalitetnim razredom. Obe površini obdelovanca bi bili torej po ocenjevanju samo v smeri ordinate enakovredni, čeravno se v smeri abscisne osi po svoji izgradnji bistveno razlikujeta. Potemtakem je jasno, da je potrebno za objektivnejšo oceno kvalitete površine upoštevati tudi obliko krivulj v smeri abscisne osi.

Za naš primer iskanja dodatnih karakteristik vrednotenja površine smo izbrali zlitino D58 pri hitrostih rezanja  $v = 200$  m/min in 1100 m/min pri cepilnih kotih  $10$  in  $15^\circ$  ter podajanjih 0,028, 0,05, 0,08 in 0,135 mm/vrt. Pri ocenjevanju hrapavosti smo analizirali posamezne krivulje hrapavosti  $R_a$  v smeri abscisne osi. Pri tem smo šteli posamezne obračalne točke v krivulji - hribčke (peaks)  $N_p$ . Rezultati štetja se nanašajo na referentno dolžino 4,5 mm, kar znaša pri 100 kratni povečavi v smeri abscisne osi na dolžini profilne krivulje 450 mm. Povečava v smeri ordinate pa je znašala 5000 krat.

Poglejmo podrobneje krivulje hrapavosti  $R_a$  in števila vrhov (peaks)  $N_p$  pri hitrostih rezanja  $v = 200$  in  $v = 1100$  m/min (slika 4 i 5). Še posebno zanimiva je hrapavost v točki pri podajanju 0,08 mm/vrt



Sl. 3 Rezalni profil stružne površine (povečava: 5000/100)  
 a)  $v = 200 \text{ m/min}$ ,  $s = 0,08 \text{ mm/vrt}$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $R_a = 0,57 \mu\text{m}$   
 b)  $v = 200 \text{ m/min}$ ,  $s = 0,08 \text{ mm/vrt}$ ,  $\gamma = 15^\circ$ ,  $R_a = 0,57 \mu\text{m}$



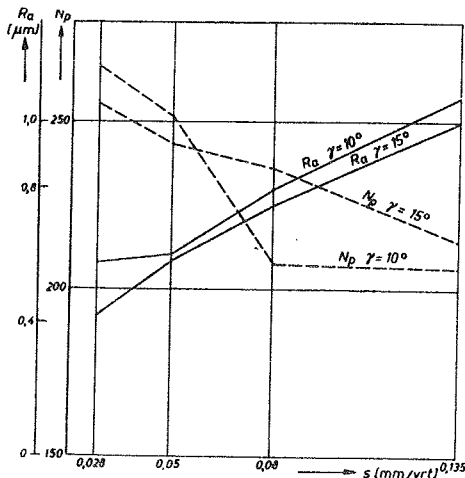
Geometrija orodja:

$\alpha$	$\lambda$	$\kappa$	$\epsilon$	$r$
$0^\circ$	$0^\circ$	$60^\circ$	$90^\circ$	$0,5 \text{ mm}$

globina rezanja:  $a = 1 \text{ mm}$   
 material obdelovanca: D 58  
 hitrost rezanja:  $v = 200 \text{ m/min}$

Sl. 4. Hrapavost površine in število vrhov v odvisnosti od podajanja

(slika 4). Hrapavost v tej točki je enaka pri obeh cepilnih kotih. V tej točki znaša srednja vrednost merjenja hrapavosti za oba cepilna kota  $0,57 \mu\text{m}$ , torej enak kvalitetni razred oziroma popolnoma enaka hrapavost površine, vendar znatne razlike v profilu krivulje, kar nazorno prikazuje slika 3 - originalni profil stružene površine.



Geometrija orodja:

$\alpha$	$\lambda$	$\kappa$	$\epsilon$	$r$
$0^\circ$	$0^\circ$	$60^\circ$	$90^\circ$	$0,5 \text{ mm}$

globina rezanja:  $a = 1 \text{ mm}$

material obdelovanca: D 58

hitrost rezanja:  $v = 1100 \text{ m/min}$

Sl. 5. Hrapavost površine in število vrhov v odvisnosti od podajanja

Iz povedanega je razumljivo, da iščemo nove karakteristične veličine, s pomočjo katerih bi bilo mogoče dovolj točno definirati kvaliteto površine. Tu nastopi takoj vprašanje, kako uporabiti dodatne podatke.

Profili, ki so sestavljeni iz periodičnih in slučajnostnih delov, lahko smatramo kot slučajnostne funkcije  $X(b)$ . Opišemo jih lahko s funkcijo srednjih vrednosti in korelacijsko funkcijo.

Funkcija srednjih vrednosti glasi

$$m_x(b) = M \left[ X(b) \right] = \int_{-\infty}^{+\infty} x f\left(\frac{x}{b}\right) dx ,$$

kjer pomeni  $f\left(\frac{x}{b}\right)$  pogojeno distribucijsko gostoto od  $x$ . Ker je profil stacionaren, je  $m_x(b) = \text{const.}$  in zato dobi funkcija srednjih vrednosti obliko

$$m_x(b) = \int_{-\infty}^{+\infty} x f(x) dx .$$

Stopnja odvisnosti dveh ordinat profila  $X(b_1)$  in  $X(b_2)$  je karakterizirana s korelacijskim momentom  $R_x(b_1, b_2)$ . To odvisnost lahko interpretiramo v smislu verjetnosti kot pričakovano vrednost



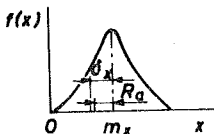
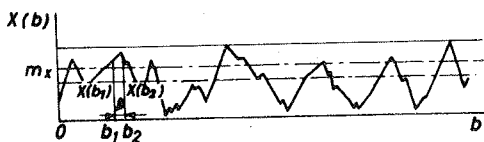
$$R_X(b_1, b_2) = M \left\{ [X(b_1) - m_X(b_1)] [X(b_2) - m_X(b_2)] \right\} .$$

Korelacijska funkcija predstavlja vsoto korelacijskih momentov posameznih ordinat profila

$$K_X(b_1, b_2) = \iint_{-\infty}^{+\infty} [X(b_1) - m_X(b_1)] [X(b_2) - m_X(b_2)] \cdot f(x_1, x_2; b_1, b_2) dx_1 dx_2 .$$

Za stacionarne profile je odvisna korelacijska funkcija samo od razlike  $b_1 - b_2$  (slika 6). Tako dobimo funkcijo

$$K_X(b, b + \beta) = \int_{-\infty}^{+\infty} (x_1 - m_X)(x_2 - m_X) f(x_1, x_2; \beta) dx_1 dx_2 .$$



Slika 6 Geometrična oblika površinskega profila

Pisanje ordinat pri tem poenostavimo in pišemo  $X(b_1) = x_1$ ,  $X(b_2) = x_2$  in  $m_X(b) = m_X$ . Če je  $\beta = 0$ , dobimo iz zadnje enačbe vrednost za trosenje profila  $D_X$

$$K(0) = D_X$$

ki znaša za stacionarne profile

$$D_X = \int_{-\infty}^{+\infty} (x - m_X)^2 f(x) dx .$$

Povedali smo že, da dobimo v praksi večina površinske profile, ki so sestavljeni iz dela periodičnega in dela čisto stohastičnega profila. Iz danega profila je možno izračunati korelacijsko funkcijo za posamezne oblike profilov.

Korelacijsko funkcijo stohastičnega profila lahko izrazimo z eksponentialno funkcijo

$$K_X(\beta) = D_X e^{-\alpha|\beta|}$$

kjer znaša  $\alpha$  kot pozitivni eksponent.

Tudi periodično funkcijo lahko izrazimo v drugi obliki

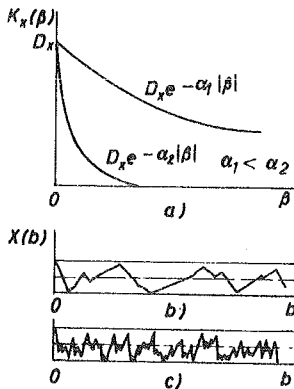
$$K_X(\beta) = D_X \cos \Omega \beta .$$

Tako dobimo osnovno obliko korelacijske funkcije za profile površin

$$K_X(\beta) = D_X e^{-\alpha|\beta|} \cdot \cos \Omega \beta .$$

Slika 7 poseduje dve obliki korelacijske funkcije pri različnih  $\alpha$  .

Iz oblike obeh krivulj lahko zaključimo: ako so v profilu močna in gostejša neenakomerna nihanja v velikosti amplitud, (slika 7), dobimo med ordinatami  $X_k$  majhne korelacijske momente; majhni korelacijski momenti povzročijo strmejši pad korelacijske krivulje (slika 7a), eksponent  $\alpha$  je v tem primeru večji od ena ( $\alpha_2 > 1$ ).

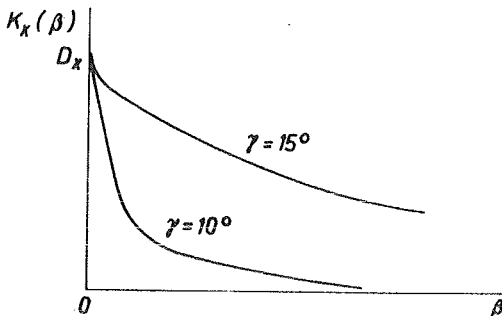


Sl.7 Korelacijske funkcije  $K_x(\beta)$  za stohastične profile

a) korelacijski funkciji  $K_x(\beta)$ , b) malo spremenjeni potek profila, c) močno spremenjeni potek profila

cijске momente ter tako bolj strmo krivuljo korelacijske funkcije. Pri krivulji z manjšimi spremembami pa dobimo manjše število vrhov in bolj položno krivuljo korelacijske funkcije.

Iz povedanega lahko zaključimo, da daje štetje vrhov novo možnost kvalitativne ocene korelacijske funkcijè za ocenjevanje kvalitete površine. Iz povedanega izhaja, da je profil, ki ima več vrhov, (slika 3a) bolj slučajnosten in neregularen ter predstavlja tudi bolj slučajnostno in neregularno funkcijo. Profil pa, ki ima manjše število vrhov, (slika 3b) predstavlja regularnejšo korelacijsko funkcijo in regular-



Sl.8 Ocenjene korelacijske funkcije za  $\gamma = 15^\circ$  in  $\gamma = 10^\circ$

Če pa imamo v profilu manjše enakomernejše spremembe (slika 7b), dobimo velike korelacijske momente, ki daje položnejšo krivuljo korelacijske funkcije. Pri tem je eksponent  $\alpha$  manjši od ena ( $\alpha_1 \ll 1$ ).

To spoznanje lahko prenesemo tudi na naš primer. Tudi v našem primeru dobimo pri profilu z gostejšimi amplitudami večje število vrhov  $N_p$  in s tem manjše korela-

cijske momente. Pri krivulji z manjšimi spremembami pa dobimo manjše število vrhov in bolj položno krivuljo korelacijske funkcije. Iz povedanega lahko zaključimo, da daje štetje vrhov novo možnost kvalitativne ocene korelacijske funkcijè za ocenjevanje kvalitete površine. Iz povedanega izhaja, da je profil, ki ima več vrhov, (slika 3a) bolj slučajnosten in neregularen ter predstavlja tudi bolj slučajnostno in neregularno funkcijo. Profil pa, ki ima manjše število vrhov, (slika 3b) predstavlja regularnejšo korelacijsko funkcijo in regularnejši potek samega profila hrupavosti. Tako je možno izračunati tudi v našem primeru korelacijsko funkcijo. Ker pri vrednotenju nismo imeli na raspolago elektronskega računalnika, s pomočjo katerega bi bilo možno izračunati opisani korelacijski funkciji, jih bomo samo na grobo ocenili. Za naš primer lahko ocenimo obliki obeh korelacijskih

funkcij kakor jih poseduje slika 8. Iz slike je nazorno vidno, da je objektivna ocena neke površine lahko le taka, ki upošteva obliko in izgradnjo njenega profila tudi v smeri abscisne osi.

Označbe in simboli:

- b - širina rezalnega prostora v [mm] ,
- $D_x$  - velikost trosenja elementarnega rezalnega profila v [ $\mu\text{m}^2$ ] ,
- $K_x(\rho)$  - korelacijska funkcija elementarnega rezalnega profila v [ $\mu\text{m}$ ] ,
- $m_x(b) = m_x$  - funkcija srednje vrednosti elem. rez. profila v [ $\mu\text{m}$ ] ,
- M - pričakovana vrednost,
- $R_x$  - korelacijski moment elementarnega rezalnega profila,
- $R_a$  - hrapavost v [ $\mu\text{m}$ ] , in
- $X(b) = x$  - stacionarne slučajnostne funkcije.

#### 4. Literatura

- [1] I.R.H.Seidel, Experimentelle Untersuchungen über Zerspanbarkeit und Eigenspannungen von Automatenmessing, Microtechnic (1965) Heft 3, 4 in 5
- [2] E.Bickel, Die Problematik der Definition und Messung der Zerspanbarkeit metallischer Werkstoffe, Werkstattstechnik 53 (1963)
- [3] H.Schorach, Gütebestimmung an technischen Oberflächen, Wissenschaftliche Verlagsgesellschaft, Stuttgart (1958)
- [4] G.Schlesinger, Messung der Oberflächengüte, Springer Verlag, Berlin - Göttingen - Heidelberg (1951)
- [5] W.Horn, Messen und Prüfen von Oberflächen, Deutsche - Verlags - Anstalt GmbH, Stuttgart (1964)
- [6] W.Dreyhaupt, Rauheit, Völligkeit und Traganteil, Werkstattstechnik und Werkstattsteiter (1941) S 337
- [7] N.O.Mayers, Characterisation of Surface Roughness, Wear, 5 (1962) 182
- [8] J.Peklenik, Grundlagen zur Korrelationstheorie technischer Oberflächen, Industrie Anzeiger, Nr. 26 (1965)
- [9] J.Peklenik, Contribution to the Theory of Surface Characterisation. CIRP-Analen (1963/1964), B.12-173/178

P. L e s k o v a r

## Oberflächengüte in der Zerspanung der Aluminiumlegierungen

In der ausgelegter Arbeit werden einige Versuchsergebnisse der Spanabhebende - Bearbeitigkeit von Aluminiumlegierungen wiedergegeben. Bei den Versuchen wurde besonderes an die Oberflächengüte achtgegeben. Stand der Oberfläche ist nämlich bei den Automatenlegierungen sehr wichtig. In den letzten Jahren haben viele Wissenschaftler versucht, neue Charakteristiken zu finden, die eine vollständigere Beschreibung der Profile ermöglichen. Die Untersuchungen verschiedenartig bearbeitender Oberflächen haben ergeben, dass man ihre Profile mit den Korrelationsfunktionen vollständiger charakterisieren kann. Die Korrelationsfunktion gibt uns zahlreiche wichtige Informationen über die Oberflächen-gestalt und berücksichtigt die Profile auch in der Richtung der Abszissenachse. Von diesem Gesichtspunkt aus wurde vom Autor ein Verfahren entwickelt, wie die Profile der Oberfläche auch in Richtung der Abszissenachse ausgewertet sein können.

B. JUSTIN x)

OBDELOVALNOST PROTI OBRABI ODPORNIH LEGIRANIH JEKLENIH LITIN xx)

## 1. Uvod

V strojništvu večkrat naletimo na zahtevo, da mora biti določen strojni del posebno odporen proti mehanski obrabi. Običajno to ni edina zahteva, ki jo na dotični strojni del postavljamo: trdnost in oblika sta najmanjša pogoja, ki ju običajno tudi še moramo upoštevati. Predpostavljamo, da je primarna funkcija celotnega stroja v tem primeru taka, da je pri njegovi zasnovi in izdelavi največjega pomena ravno odpornost proti obrabi. Deli stroja, ki morajo tej zahtevi ustrezati pa so njegovi najbolj vitalni deli. Zaradi tega postanejo vse ostale zahteve sekundarnega pomena in jih upoštevamo le toliko, da ne prizadenemo primarne funkcije: čim večje odpornosti proti obrabi.

To so zasnove, ki morajo voditi konstrukcijo stroja. Tehnolog pa mora upoštevati zahteve konstrukterja in pripraviti proizvodnjo tako, da bo cena naprave sprejemljiva in konkurenčna. Upoštevati mora pogoje in ceno izdelave posameznih delov. Obdelava z odrezavanjem je pri tem ena bistvenih stroškovnih postavk.

Namen raziskovalne naloge, ki smo jo opravili na Inštitutu za strojništvo po naročilu industrije je bil, ugotoviti obdelovalnost nekaterih na obrabo odpornih legiranih jeklenih litin, ki so namenjene izdelavi proti obrabi odpornih strojnih delov.

## 2. Splošni podatki.

2.1. Najbolj poznana jeklena litina, ki je zelo odporna proti obrabi je manganova litina, ki vsebuje 12 do 14 % mangana. Slaba last-

---

x) mgr. Borut Justin dipl. ing. asistent Fakultete za strojništvo, samostojni sodelavec Inštituta za strojništvo

xx) Poročilo Inštituta za strojništvo v Ljubljani

nost te litine pa je zelo slaba obdelovalnost. Ker je Mn litina austenitnega značaja, se pri obdelavi z odrezavanjem in pri vsakem plastičnem preoblikovanju zelo močno utrjuje. Zvečana trdnost in trdota pa zelo kvarno vplivata na obstojnost orodja s katerim to lišino obdelujemo. Orodja se rada lomijo, utrjena površina obdelovanca otežkoča nadaljnjo obdelavo in hitrost obdelave je zelo omejena. Zaradi teh težav so metalurški strokovnjaki razvili dva nova materiala - tudi legirani jekleni litini - ki po obrabni odpornosti ne zaostajata za Mn litino, ki pa bi morala biti bistveno boljše obdelovalna. Ker predstavlja obdelava z odrezavanjem pri izdelavi na obrabo odpornih delov zelo velik strošek se splača uporabiti dražjo litino ob pogoju, da je obdelovalnost toliko boljša, da višje stroške litine odtehta.

Pri registriranju rezultatov smo uporabili za manganovo jekleno litino z 12 do 14 % mangana oznako Mn, za ostali dve litini pa oznaki X in Y.

Obdelovanci so bili valjasti in so imeli dimenzije  $\varnothing$  200 x 500 mm. Skorjo na površini ulitih obdelovancev smo pred začetkom preskusov odstružili. Preskušance smo stružili le toliko časa, da smo dosegli premer  $\varnothing$  50 mm, da ne bi pri struženju tanjših preskušancev vibracije kvarile rezultatov.

## 2.2. Raziskovalna oprema in pogoji.

Obdelovalnost smo preskušali na eksperimentalni stružnici ES I lastne konstrukcije in izdelave. Stružnica ima Ward-Leonardov agregat za brezstopenjsko spreminjanje vrtilne hitrosti od 0 do 4500 vrt/min, motor z močjo 20 KW, maksimalno dolžino struženja 1000 mm. Nože smo vpenjali v suport tako, da je bila njihova prosta dolžina vedno snaka, konica noža pa je bila točno v višini sredine vretena stružnice.

Hitrost obdelave smo nastavljali s kolutnim tahometrom DEUMO, čas pa smo merili z laboratorijsko štoperico Hartmann Braun.

Dimenzije odrezka so bile naslednje: podajanje  $s = 0,218$  mm/vrt  
globina  $a = 2$  mm

Obrabo proste ploskve smo merili z orodjarskim merilnim mikroskopom Carl Zeiss, Jena z 21 kratno povečavo. Nož smo pri meritvi vpenili v posebno vpenjalno napravo, ki smo jo sami izdelali in pritrdi-

li na merilno mizico mikroskopa. Naprava omogoča nagibanje noža v vseh smereh in s tem vedno lahko uravnamo prosto ploskev v horizontalno lego ter odčitamo obrabo na 0,005 mm natančno.

Obrabo cepilne ploskve smo merili s tipalno iglo in induktivno merilno dozo z napravo lastne izdelave, ki smo jo priključili na ojačevalnik Hottinger in pisalno napravo.

Trdoto preskušancev smo merili z aparatom "Emcotest" po Brinellu ( Mn in Y ) ter s Poldijevim kladivom ( X in Y ).

2.3. Orodja iz karbidnih trdin smo lotali na držaje 20 x 20 mm in so imela naslednjo geometrijo :

$$\alpha = 6^{\circ}$$

$$\gamma = 3^{\circ}$$

$$\lambda = -4^{\circ}$$

$$\chi = 75^{\circ}$$

$$\varepsilon = 90^{\circ}$$

$$r = 0,5 \text{ mm}$$

Geometrijo smo določili po opravljenih uvodnih preskusih, pred katerimi smo proučili literaturo. Obdržali smo navedeno geometrijo za vse navedene materiale Mn, X in Y, ker se dokaj dobro sklada s podatki tuje literature in priporočili proizvajalcev karbidnih trdin.

Orodja smo brusili strojno v dveh fazah: grobo z brusom iz SiC z oznako C 80 J GV in obliko D 80 x 20 s hitrostjo 11 m/s. Med grobim brušenjem smo orodje hladili s hladilno tekočino brusogrin in uporabljali primik 0,01 do 0,03 mm/gib delovne mize. Fino brušenje smo opravili z diamantnim brusom F. Wendt D 70 z bakelitno vezavo s hitrostjo 19 m/s, primikom 0,01 mm/gib ter brez hlajenja. Z diamantno brusno ploščo smo zbrusili tudi radij konice orodja. Pri brušenju smo orodja pritrdili v vpenjalno napravo lastne konstrukcije, ki omogoča točno nagibanje nožev v vseh treh smereh in brušenje zahtevane geometrije.

2.4. Za kriterij obstojnosti orodij smo se odločili vzeti obrabo proste ploskve in sicer

$$B = 0,4 \text{ mm}$$

Upoštevali smo največjo širino obrabnega pasu, če le-ta ni bila enakomerna.

Prvotno smo nameravali izbrati za kriterij nekoliko širši obrabni

pas ( 1 mm ) kar pa zaradi omejene količine materiala in finančnih sredstev ni bilo mogoče.

Kotanjasto obrabo smo zasledovali, kjer se je pojavila, kar se pa ni vedno zgodilo.

Vsakega od materialov, ki smo jih preizkovali ( Mn, X, Y ) smo obdelovali s tremi različnimi hitrostmi rezanja. Pri vsaki hitrosti smo napravili po tri ponovitve. Od vsakega orodnega materiala smo uporabljali po dvojce orodij.

### 3. Opažanja pri delu

3.1. Manganovo trdo litino ( Mn ) smo po opravljenih uvodnih preskusih odrezavali s hitrostmi 15, 20 in 30 m/min. Uporabili smo naslednje karbidne trdine ( oznake po ISO ):

K 10, M10, M20, P30 proizvajalca A

K10, K20, M40, P30 proizvajalca E

Pri struženju s hitrostjo 15 m/min smo struženje prekinjali vsakih 5 min in merili obrabo na prosti ploskvi, pri 20 m/min smo to delali na 3 minute in pri 30 m/min na 2 min. V splošnem je obraba hitro naraščala in pri večini orodij smo kmalu dosegli 0,4 mm širok obrabni pas ( 5 do 10 min pri 15 m/min; 2 min pri 30 m/min ).

Pri Mn litini smo zelo pogosto opazovali poškodbe orodij predvsem pri 30, pa tudi pri 20 m/min. Rade so se lomile konice nožev in včasih je obraba zelo hitro narasla tudi čez vrednost

$B = 2 \text{ mm}$ .

Zlomljenih nožev pri vrednotenju nismo upoštevali, zaradi tega je dejansko število preskusov manjše od planiranega in rezultati so manj zanesljivi, kot bi sicer bili.

Precej nožev se je okrušilo na mestu, kjer je rezalni rob noža rezal površino obdelovanca - ki je sicer že bila obdelana v predhodnem rezu. To kaže na že poznano dejstvo, da se površina, ki jo orodje pri obdelavi pušča za seboj zaradi plastičnega preoblikovanja pri odrezavanju utrjuje. Ta pojav smo pri tej vrsti avstenitnega materiala pričakovali.

Pri meritvah smo izmerili trdoto Mn litine:

$HB = 395 \text{ kp/mm}^2$

O.R.7.4.



Trosenje med meritvami pa je precejšnje: od 327 do 450 kp/mm<sup>2</sup>.

Med posameznimi valji ni bilo opaznih razlik v obdelovalnosti. Pač pa smo včasih opazili poroznost na polovici globine valja ( približno pri  $\phi$  100 mm ). Zaradi tega smo morali preskušance zavreči, kadar se je poroznost pojavila.

3.2. Rezultati uvodnih preskušanj obdelovalnosti legirane jeklene litine X so dopustili razveseljivo možnost močno zvišati rezalne hitrosti v primerjavi z litino Mn: izbrali smo hitrosti 60, 90 in 130 m/min. Intervale za merjenje obrabe smo obdržali v glavnem iste: obrabo smo merili pri 60 m/min na vsakih 5 min, pri 90 m/min na 3 in pri 130 m/min v začetku na 1 in pozneje na 2 minuti.

Glede na rezultate uvodnih raziskav smo se odločili za naslednje karbidne trdine:

K10, M20, P30, P40 proizvajalca A  
K10 proizvajalca E

Obraba orodij je bila kljub bistveno večjim hitrostim mnogo manjša kot pri Mn litini. Potek naraščanja obrabnega pasu je bil zelo enakomeren - mnogo bolj, kot pri Mn litini. Tudi širina obrabnega pasu je bila precej enakomernjša. Pri hitrosti 60 m/min smo po šestih intervalih ( 30 min obdelave ) komaj dosegli širino obrabnega pasu

$B = 0,4$  mm

Poškodbe orodij so bile neznatne. Le v nekaj osamljenih primerih se je orodje skrhalo - zloma pa ni bilo nobenega.

Pri obdelavi zlitine X se površina obdelovanca zelo močno utrjuje. Zaradi utrjene površine se običajno na prosti ploskvi orodja tvori raza na mestu kjer rezalni rob orodja reže že predhodno obdelano površino obdelovanca.

Pri hitrosti 60 m/min smo opazovali nastavek na rezalnem robu, ki je oteževal odčitavanje širine obrabnega pasu na prosti ploskvi. Nastavek se je pojavljal redno le pri nožih K10A. Pri ostalih orodjih ga nismo opazili. Kadar se je nastavek pojavil je bila obraba opazno manjša kot sicer. Izgleda, da je nastavek do neke mere zaščitil rezalno površino pred obrabo. To ni presenetljivo, ker je pojav že poznan - predvsem pri odrezavanju železnih litin ga lahko večkrat opazujemo.

Trdota litine X je bila  $HB = 236 \text{ kp/mm}^2$ , trosenje pa je bilo mnogo manjše kot pri Ma litini. Posamezni rezultati meritev trdote ležijo med vrednostima  $HB = 227 \text{ kp/mm}^2$  in  $HB = 260 \text{ kp/mm}^2$ .

Med posameznimi valji ni bilo opaziti razlik v katerikoli lastnosti. Litina je bila brez napak preko celega prereza.

Kotanjasta obraba je nastopala le pri veliki hitrosti obdelave. Nismo pa mogli ugotoviti kake večje pomembnosti te vrste obrabe.

3.3. Zvrednotili smo uvodne preskuse in ugotovili, da lahko pri obdelavi legirane jeklene litine Y uporabimo iste hitrosti kot pri obdelavi litine X, to je 60, 90 in 130 m/min. Tudi intervale za prekinjanje rezanja in merjenje obrabe smo obdržali iste kot pri litini X.

Uporabili smo naslednje karbidne trdine:

K10, M20, P30, P40    proizvajalca A  
K10                    proizvajalca E

V primerjavi z litino X je bila pri litini Y obraba orodij nekoliko bolj neenakomerna, čeprav v povprečju ni bila bistveno različna. Pojavljala sta se dva različna tipa obrabe. Včasih se je pri obdelavi pokazala izrazita raza na koncu rezalnega robu (utrjevanje površine pri predhodnem rezu, kot v točkah 3.1. in 3.2.), v drugih primerih pa je nastopila zelo hitra in izdatna obraba konice stružnega noža. Pri drugem načinu obrabe domnevamo, da je bil vzrok pospešene obrabe krhanje konice orodja, ki ga pa nismo mogli točno identificirati. Obraba konice je v nekaj primerih presegla širino 2 mm.

Med posameznimi valji smo opazili precejšnje razlike v obdelovalnosti. Ugotovili smo, da je vzrok tega pojava različna struktura posameznih valjev iste šarže, kar se kaže tudi v trdoti: običajna trdota valjev litine Y je bila  $HB = 211 \text{ kp/mm}^2$ . Pri tem skoraj ni bilo trosenja. Obstajali pa so valji, ki so izkazovali povprečno trdoto  $HB = 325 \text{ kp/mm}^2$ . Našli pa smo tudi nekaj valjev, ki so imeli v osnovi normalno trdoto  $HB = 211 \text{ kp/mm}^2$ , vsebovali pa so pasove materiala v aksialni smeri, ki so izkazovali trdoto okoli  $HB = 325 \text{ kp/mm}^2$ .

Zaradi teh razlik je seveda trosenje rezultatov večje, izkazana obstojnost orodja in zanesljivost rezultatov pa manjša.

O.R.7.6.

Kotanjasto obrabo smo merili na koncu posameznih preskusov. Izkazalo se je da je zlasti pri največji hitrosti precejšnja, ni pa nikoli povzročila izpad orodja. Lahko bi bila odločilna za obstojnost orodja, če upoštevamo dejstvo, da uporabljeni kriterij širine obrabnega pasu na prosti ploskvi

$$B = 0,4 \text{ mm}$$

ni skrajno dopustna meja temveč je precej manjši od nje.

#### 4. Rezultati

Vrednotili smo jih statistično v obliki linearne regresije. Regresijske premice smo vrisali v dvojnologaritmične diagrame  $v - t$  kot Taylorjeve premice:

$$v \cdot t^n = \text{Const.}$$

Opravili smo primerjavo posameznih eksperimentalnih rezultatov po analizi variance in statističnem F testu. Izračunali smo območja za 95 % zanesljivost posameznih regresijskih premic in Pearsonove koeficiente korelacije zanje.

Iz slik 1, 2 in 3 so razvidni rezultati za litine Mn, X in Y.

Obdelovalnost litine Mn je zelo slaba ( slika 1 ). Najboljši rezultat smo dobili pri karbidni trdini K10E :  $v_{60} = 10,5 \text{ m/min}$ . Zaradi velikega trosenja rezultatov je območje 95 % zanesljivosti zelo široko, korelacijski koeficienti pa ležijo med

$$r = 0,41 \text{ in}$$

$$r = 0,91$$

Rezultatov za karbidne trdine M20A, M40E in P30E nismo vrednotili, ker smo zaradi pogostih zlomov imeli na razpolago premalo merilnih rezultatov.

Bistveno boljše obdelovalnost smo dosegli pri litini Y ( slika 3 ). Zanesljivost rezultatov je večja - pas 95 % zanesljivosti je ožji ( zaradi preglednosti ni vrisano ). Korelacijski koeficient se suče med

$$r = 0,63 \text{ in}$$

$$r = 0,82$$

Tudi v tem primeru je bilo najboljše orodje K10E:

$$v_{60} = 48 \text{ m/min}$$

Hitrost  $v_{60}$  je torej skoraj 5 krat večja kot pri obdelavi Mn litine.

Najboljše rezultate smo dosegli pri obdelavi litine X ( slika 2 ). Merilni rezultati ležijo za nekatera orodja zelo blizu, zato sklepamo, da karbidna trdina ne vpliva bistveno na obdelovalnost s pogojem, da je njena izbira vsaj približno pravilna. K10A prednjači pri majhnih hitrostih obdelave. Ta podatek moramo upoštevati z rezervo, ker je lahko posledica zelo majhnih obstojnosti pri velikih hitrostih obdelave.

Nasprotno pa kažejo rezultati karbidne trdine K10E zelo dobro obstojnost pri velikih hitrostih in nesorazmerno manjšo pri majhnih. Rezultati ostalih treh orodij M20A, P30A in P40A pa ležijo tako blizu eden drugega, da so razlike med njimi že v mejah eksperimentalnih napak. To je razvidno iz vrisanega območja 95 % zanesljivosti za orodje M20A pri obdelavi zlitine X na sliki 4.

Korelacijski koeficienti so pri teh preskusih najvišji:

$r = 0,68$  do

$r = 0,95$ .

Najboljši rezultat smo dosegli s karbidno trdino M20A pri korelacijskem koeficientu

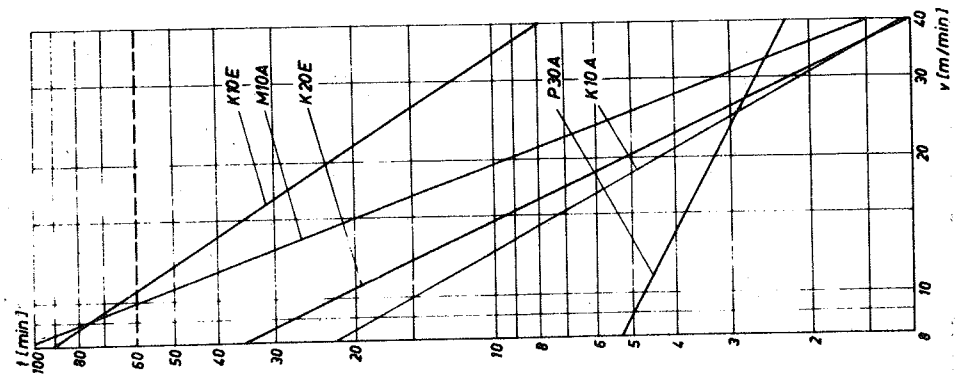
$r = 0,93$

in sicer:

$v_{60} = 67$  m/min.

## 5. Zaključek

Proti obrabi odporne legirane jeklene litine predstavljajo na splošno precejšen problem za obdelavo z odrezavanjem. Še zlasti neugodna za obdelavo je Mn litina, ki velja za pojem proti obrabi odporne litine. Če se odrečemo tej poznani in običajni litini in uporabimo z drugimi kovinami legirano jekleno litino, katere primarna naloga - odpornost proti obrabi - je ista, dosežemo lahko do 6,5 krat večje ekonomsko upravičene hitrosti obdelave. S tem dosežemo kljub višji ceni take nove litine dober ekonomski uspeh.



M10

$a = 2 \text{ mm}$

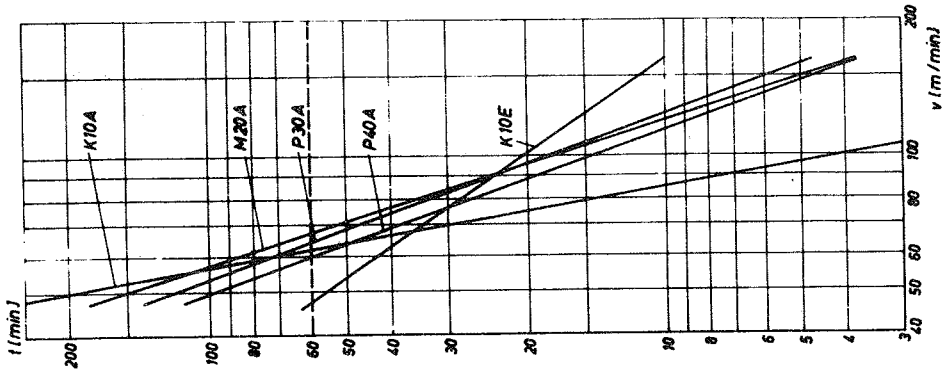
$s = 0,216 \text{ mm}$

$B = 0,4 \text{ mm}$

$HB = 395 \text{ kp/mm}^2$

$\alpha$	$\gamma$	$\lambda$	$x$	$\epsilon$	$r$
6°	3°	-4°	75°	90°	0,5 mm

Slika 1



X

$a = 2 \text{ mm}$

$s = 0,216 \text{ mm}$

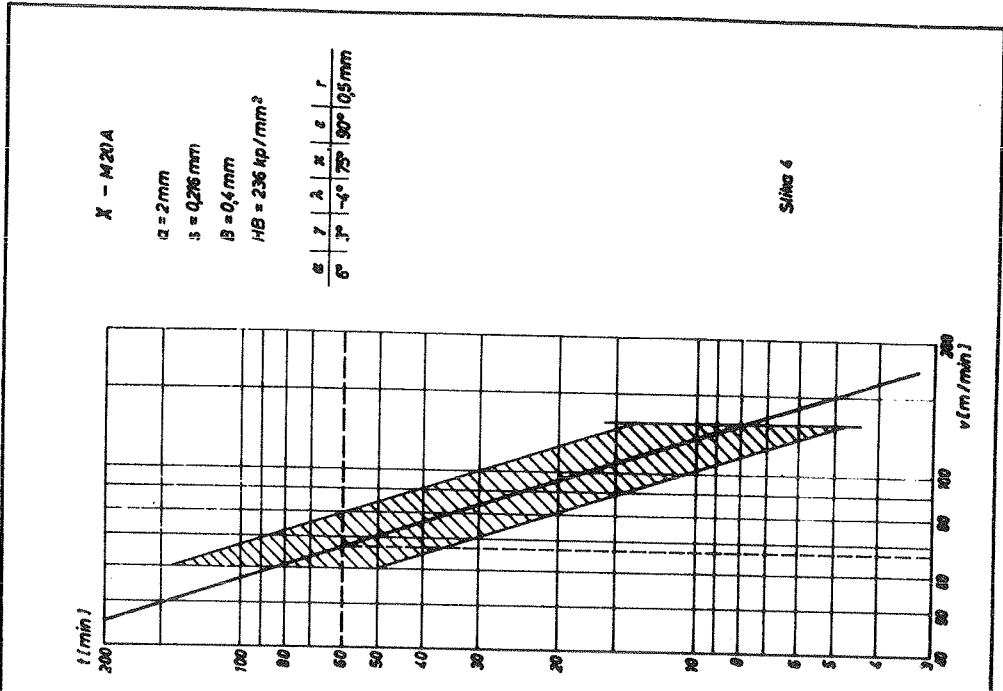
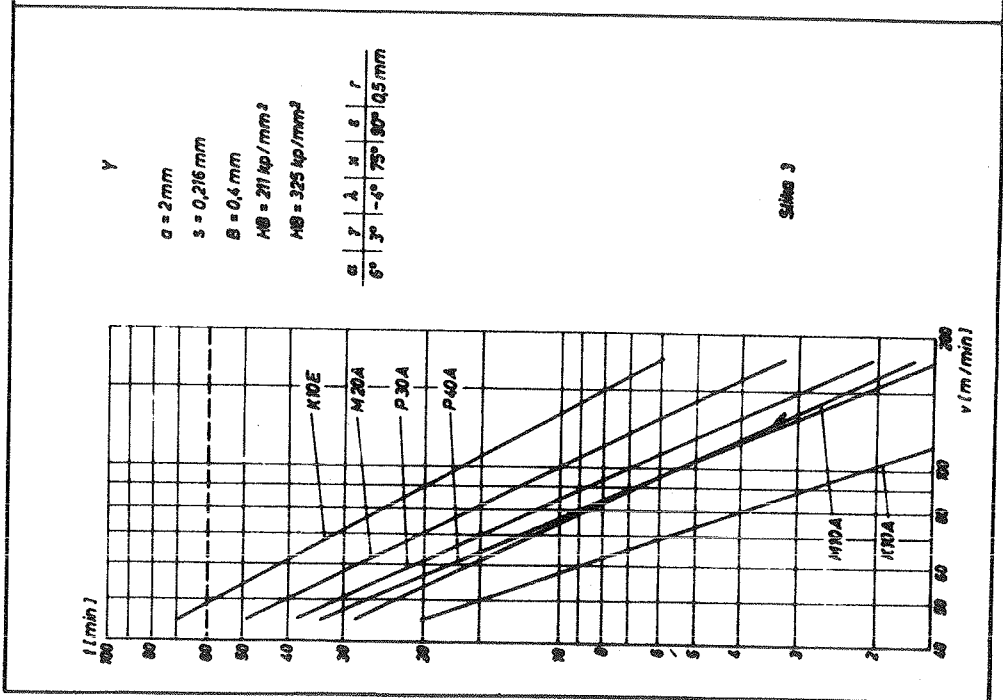
$B = 0,4 \text{ mm}$

$HB = 236 \text{ kp/mm}^2$

$\alpha$	$\gamma$	$\lambda$	$x$	$\epsilon$	$r$
6°	3°	-4°	75°	90°	0,5 mm

Slika 2

Q. No. 7.10.



## Zusammenfassung

Institut für Maschinenbau an der Fakultät für Maschinenbau in Ljubljana führte eine Reihe von Versuchen durch bei denen drei verschiedene verschleissfeste legierte Stahlgussorten auf Bearbeitbarkeit mit verschiedenen Hartmetallwerkzeugen beim Drehen getestet wurden. Es stellte sich heraus das der altbekannte Mangan Stahlguss im Vergleich zu zwei neu entwickelten Sorten X und Y sehr schlechte Bearbeitbarkeit aufwies. Die Differenz zwischen den Stundenschnittgeschwindigkeiten  $v_{60}$  betrug im Extremfall sogar 1 : 6,5 beim Vergleich der Stahlgusslegierungen Mn und X.





Z. S e l j a k x)

KRATKOTRAJNI PRESKUS OBSTOJNOSTI HITROREZNIH JEKEL  
S PREČNIM STRUŽENJEM xx)

## 1. Uvod

Pri obdelavi kovinskih materialov so kljub odlični uveljavitvi karbidnih trdin še vedno veliko uporabljena orodja iz hitroreznih jekel. Hitrorezna jekla so primerna za izdelavo posebnih oblik orodja, ki bi jih iz karbidnih trdin z običajnimi obdelovalnimi postopki le težko izdelali.

V redni proizvodnji je pomembno, da orodja zanesljivo vzdržijo določen čas obdelave. Enakomerna obstojnost orodja je še posebno važna v avtomatiziranih postrojenjih, kjer se obdeluje velike množine obdelovancev. Zaradi tega so potrebni preskusi obstojnosti. Z dolgotrajnimi preskusi se približamo razmeram pri praktični obdelavi, neugodno pa je, da porabimo velike količine materiala in da trajajo zelo dolgo.

S kratkotrajnimi preskusi skušamo dognati čim bolj zanesljiv odnos med obstojnostjo orodja in rezalno hitrostjo pri minimalnih stroških. Druga težnja pri kratkotrajnih preskusih pa je, da so preprosti in jih je mogoče opraviti v kovinarskih obratih, brez posebne drage opreme. Vselej to za vsako vrsto poskusov ni mogoče. Zelo preprost in razmeroma cenen je preskus obstojnosti orodij iz hitroreznega jekla s prečnim struženjem. Z določeno globino, prečnim podajanjem in vrtilno hitrostjo, hitrost struženja stalno narašča do skrhanja rezalnega roba. Izločilna hitrost je mera za obstojnost in osnova za primerjanje kvalitete rezalnih orodij.

## 2. Preskušanje obstojnosti z enakomerno stopnjevano rezalno hitrostjo

S preskušanjem z enakomerno stopnjevano hitrostjo se je bavilo vrsta znanstvenikov, in to po analitični in eksperimentalni poti.

---

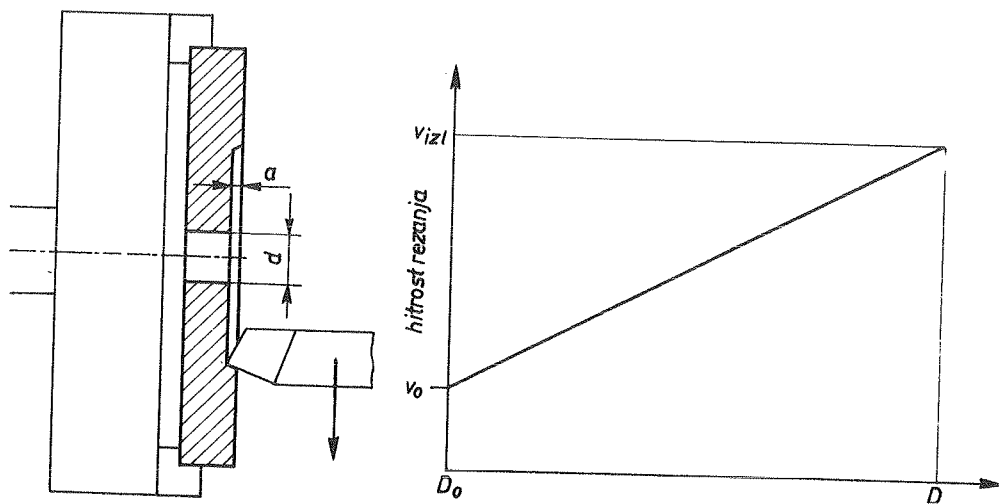
x) mgr. Zoran Seljak, dipl.ing. asistent na Fakulteti za strojništvo, samostojni sodelavec Inštituta za strojništvo v Ljubljani

xx) Poročilo Inštituta za strojništvo v Ljubljani

Za take poskuse moramo imeti posebno stružnico, predvsem kadar stružimo valjaste obdelovance in stalno povečujemo rezalno hitrost. Vrtilna hitrost obdelovanca se povečuje pri tem linearno v odvisnosti od vzdolžnega podajanja orodja. To lahko dosežemo s hidravličnim ali električnim brestopenjskim pogonom /1/.

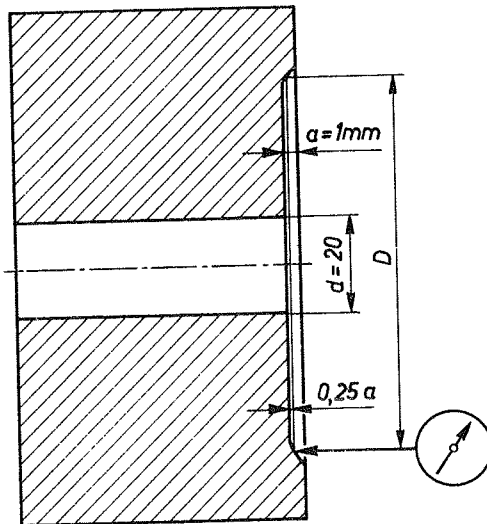
Enakomerno stopnjevanje rezalne hitrosti pa lahko dosežemo na preprostejši način, če stružimo stožec. Preskušamo lahko na enostavni stružnici, le naprava za konično struženje je potrebna tako, da se nož pomika vzdolž tvornice stožca /2/. Za doseg tega sta potrebna dva bistvena pogoja: rezalna hitrost mora naraščati vzdolž obdelovanca linearno, spremembe lastnosti materiala pa naj bodo po premeru in dolžini obdelovanca čim manjše. Prvi pogoj dosežemo s pripravo stožčaste oblike obdelovanca oz. preskušanca, kar pa predstavlja veliko truda in izgubo znatne količine obdelovalnega materiala. Tudi spremembe lastnosti materiala, ki nastopijo po dolžini oziroma po premeru obdelovanca, lahko vplivajo v precejšnji meri na rezultate poskusov.

Mnogo bolj preprost je preskus obstojnosti s prečnim struženjem /slika 1/. Osnovno načelo pri tem preskusu je, da obdelovanec v sredini prevrtamo tako, da lahko pričenemo stružiti z neko začetno hitrostjo  $v_0$ . Orodje



Slika 1: Poskus s stalno stopnjevano hitrostjo rezanja na plani plošči

pristavimo na določeno globino  $a$  in ga podajamo prečno s podajalno hitrostjo  $s$  pri konstantni vrtilni hitrosti obdelovanca  $n$ . Vrtilne hitrosti izberemo tako, da se skrha nož, predno doseže zunanji rob preskušanca /slika 2/. Geometrija orodja je za vse preskuse enaka.



Slika 2: Oblika obdelovanca za kratkotrajne preskuse s prečnim struženjem

Kriterij za obrabo orodja je  $0,25a$ . Stružimo sicer do skrhanja noža, kar se zgodi zelo hitro in nato izmerimo premer, kjer je bila dosežena obraba  $0,25a$ . Vrtilna hitrost in izločilni premer sta osnova za vrednotenje dobljenih rezultatov.

### 3. Matematične odvisnosti

V naslednjem bomo skušali ugotoviti razmerja med rezalno hitrostjo in obstojnostjo orodja pri kratkotrajnem preskušanju s prečnim struženjem v primerjavi z rezanjem s konstantno hitrostjo.

Izhajamo od razmerja

$$t = f / v_t /$$

/1/

kjer pomeni  $t$  čas rezanja pri vzdolžnem struženju s hitrostjo  $v_t$  in tudi pri prečnem struženju pri izločilnem kriteriju  $e$  mm. V obeh primerih je kriterij obrabe isti, identična so tudi ostala razmerja pri odrezavanju /3, 4/

OR.8.3

Rezalna hitrost pri struženju je

$$v = \tau D n$$

trenutna rezalna hitrost pri prečnem struženju pa je:

$$v_t = \tau / D_0 + 2 s n t / n$$

/2/

kjer je  $D_0$ -premer izvrtine v preskušancu

$2 \tau s n t$ - povečanje premera zaradi prečnega podajanja

Z odvajanjem gornje enačbe po  $t$  in nadaljnim razvijanjem matematičnih izvajanj odbimo za konstantno vrtilno hitrost pri prečnem struženju naslednjo enačbo:

$$\int_{v_0}^v \frac{dv_t}{t} = 2 \tau \cdot s \cdot n^2$$

/3/

Z odvajanjem enačbe /3/ in primerno preureditvijo lahko dobimo naslednj vrednost za  $t$ :

$$t = \frac{1}{4 \tau s n} \cdot \frac{dv_t}{dn}$$

/4/

To razmerje velja, čeprav je znana zakonitost pri vzdolžnem struženju  $t = f / v_t$ .

Predpostavimo, da poteka obraba stružnega noža po Taylorjevem zakonu:

$$v_t^m \cdot t = \text{konst} = C_1$$

/5/

Ako upoštevamo enačbo /3/ in izpostavimo  $1/t$ , dobimo naslednji izraz:

$$\frac{1}{t} \int_{v_0}^v dv_t = 2 \tau \cdot s \cdot n^2$$

/6/

in z integriranjem ter upoštevanjem enačb /6/ in /5/:

$$\frac{v_t^m}{C_1} \int_{v_0}^v dv_t = \frac{1}{C_1} \cdot \int_{v_0}^v v_t^m \cdot dv_t = \frac{1}{C_1} \cdot \frac{v_t^{m+1}}{m+1} \Big|_{v_0}^v =$$

$$= \frac{1}{C_1} \cdot \frac{1}{m+1} / v^{m+1} - v_0^{m+1} / = 2 \tau s n^2$$

/7/

V prejšnjih poročilih je bilo ugotovljeno, da lahko  $v_0$  zanemarimo, ako je  $v_0 < \frac{v}{2}$  /5/ ali celo v primeru  $D_0 < 0,7D$  /6/. Eksponent  $m$  je zelo velik in zaradi tega  $v_0$  nima pomembne vrednosti v primerjavi z  $v$ . Tako dobimo preprostejšo obliko enačbe:

$$v^{m+1} = C_1 / m+1 \cdot 2 \pi \cdot s \cdot n^2 \quad /8/$$

$$V = \int C_1 / m+1 \cdot 2 \pi s \int^{1/m+1} \cdot n^{2/m+1} \quad /9/$$

$V = k \cdot n^b$ , kjer je:

$$b = \frac{2}{m+1}; \quad k = \int^{1/m+1} C_1 \cdot 2 \pi s \int^{1/m+1} \quad /10/$$

Z logaritmiranjem enačbe /10/ dobimo

$$\log v = \log k + b \log n \quad /11/$$

$$X = b + b_1 \cdot Y \quad /11a/$$

Tudi čas rezanja lahko izrazimo z izločilnim primerom:

$$t = \frac{b \cdot \pi \cdot D \cdot n}{4 \pi s n^2} = \frac{bD}{4 s n} \quad /12/$$

Matematični odnosi, ki so bili pravkar prikazani omogočajo vrednotenje rezultatov kratkotrajnih poskusov in prikazovanje v znanem dvojnolagaritmičnem diagramu za razmerje med rezalno hitrostjo in obstojnostjo rezalnega roba.

Preskušamo z različnimi vrtilnimi hitrostmi tako, da izmerimo izločilne premere in ugotovimo s statističnim vrednotenjem razmerje med vrtilno in izločilno hitrostjo. Izračunana srednja vrednost za vrtilno in izločilno hitrost ter smerni koeficient  $b_1$  za regresijsko premico predstavlja osnovo za konstrukcijo dvojnolagaritmičnega diagrama za razmerje med rezalno hitrostjo in obstojnostjo orodja /enačbi 10 in 12/.

Zaradi pomankanja prostora, na tem mestu ne bomo obravnavali statističnega vrednotenja. Obsega namreč izračun regresijske premice korelacijskega razmerja med vrtilno hitrostjo in izločilno hitrostjo, korelacijskega koeficienta /7/, standardno odstopanje od regresijske premice in standardno deviacijo smernega koeficienta regresijske premice. Za anali med vrstami orodij računamo še vsote kvadratov in kovarianco ter varianco /8,9/.

Celoten izračun je programiran v jeziku FORTRAN 2 tako, da lahko vrednotimo rezultate z elektronskim računalnikom IBM1401.

#### 4. Ugotavljanje obstojnosti s kratkotrajno metodo

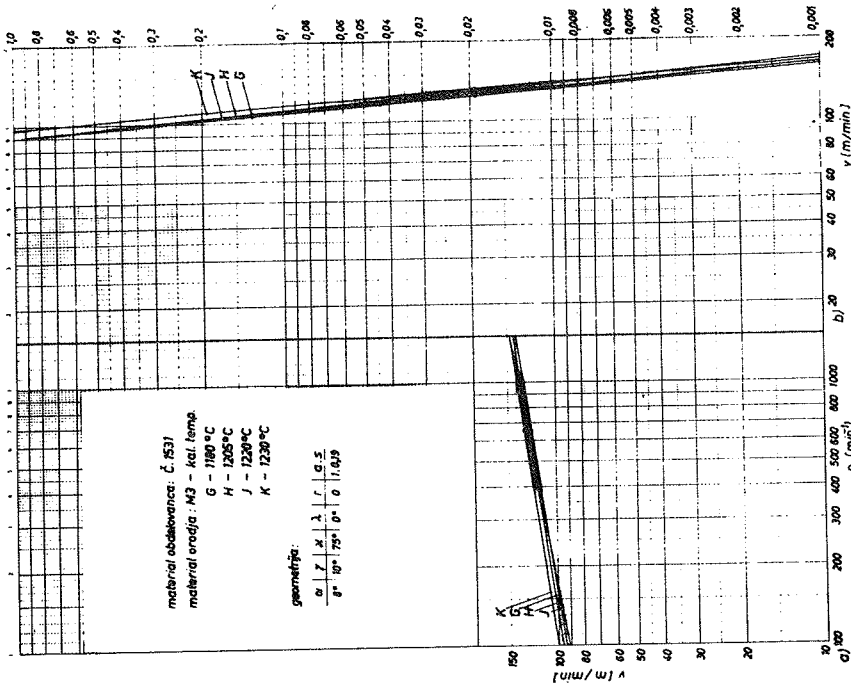
V našem poročilu ugotavljamo obstojnost štirih različnih hitroreznih jekel, razen tega pa še vpliv toplotne obdelave na obstojnost orodja /razpredelnica 1/

#### RAZPREDELNICA 1

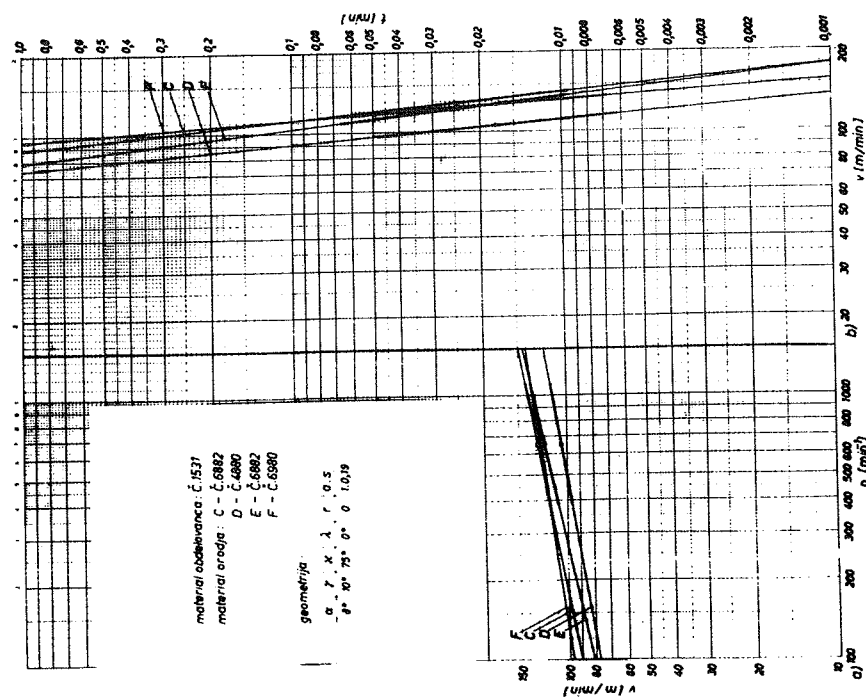
Pregled izračunanih vrednosti za različne orodne materiale

skupina nožev	označba po JUS	toplotna obdelava	srednja vr. X	srednja vr. Y	antilog X n	Antilog Y v
C	Č.6882	1270/560	2,81441	2,10925	652,2	128,6
D	Č.4880	1160/540	2,81441	2,02410	652,2	105,7
E	Č.6882	komer.d.	2,81441	2,08271	652,2	121,0
F	Č.6980	1270/540	2,81441	2,10184	652,2	126,4
G	XL	1180/550	2,81441	2,09715	652,2	125,1
H	/interna	1205/550	2,81441	2,10301	652,2	126,8
J	označba/	1220/550	2,81441	2,10640	652,2	127,8
K		1230/550	2,81441	2,11880	652,2	131,5

skupina	smer in koef. $b_1$	kot regr.pr. m	smerni koef.	kot pre-mice	korel. koef. r	čas za v t
C	0,18917	10°43'	9,57250	84°2'	0,88340	0,02395
D	0,16827	9°33'	10,88566	84°45'	0,91442	0,01751
E	0,21459	12°7'	8,32010	83°9'	0,88272	0,02556
F	0,13988	7°58'	13,29797	85°42'	0,93454	0,01741
G	0,15677	8°55'	11,75754	85°8'	0,91190	0,01930
H	0,15681	8°55'	11,75429	85°8'	0,87553	0,01957
J	0,17666	10°1'	10,32118	84°28'	0,90215	0,02222
K	0,14961	8°31'	12,36809	85°23'	0,89635	0,01936



Slika 4. Diagram hitrosti porušitve požo v odvisnosti od n in prenesenih vrednosti za različne v - f različna toplotna obdelavna sredstva



Slika 3. Diagram hitrosti porušitve požo v odvisnosti od n in prenesenih vrednosti za različne orodje

Preskusi so bili opravljani pri enakem območju vrtilnih hitrosti in z enakim številom poskusov v posamezni skupini. Že iz same razporednice lahko ugotovimo razlike v obstojnosti, izračunane vrednosti pa lahko prenesemo v diagram z dvojno logaritemsko razdelbo. Na sliki 3a in 4a imamo prikazano razmerje med vrtilno in izločilno hitrostjo, nato pa še na sliki 3b in 4b razmerje med izločilno hitrostjo in obstojnostjo.

Hitrosti, pri katerih potekajo kratkotrajno poskusi, so zelo visoke, zato so tudi časi obstojnosti zelo majhni, kakor je razvidno in diagramov. Vendar pokaže primerjava z dolgotrajnimi poskusi, da se rezultati v veliki meri ujemajo. Zaporedje obstojnosti pri kratkotrajnih poskusih se v celoti ujema z zaporedjem obstojnosti hitroreznih jekel pri dolgotrajnih poskusih.

Z raziskavo smo ugotovili, da ima največjo obstojnost v skupini štirih različnih hitroreznih jekel skupina C, ki ji sledi skupina F, ki pa je nekoliko bolj občutljiva za spremembo hitrosti. Pri raziskavi vpliva kalilne temperature na obstojnost lahko ugotovimo, da ima največjo obstojnost skupina K. Razlike med posameznimi vrstami sicer niso velike, vendar smo s statistično analizo ugotovili, da razlike med nekaterimi skupinami le nastopajo. Tako obstojajo razlike med skupinami C in D ter D in K. Med skupinami F in C ter K in J pa bistvenih razlik ni.

##### 5. Praktično ocenjevanje obstojnosti orodja

S statistično analizo je bilo ugotovljeno, da nastopajo razlike med srednjimi vrednostmi, ni pa bistvenih razlik med smernimi koeficienti. Zato smo izračunali srednjo vrednost za  $b_1$  vseh skupin preskušancev. Srednja vrednost za  $b_1 = 0,16898$  in za Taylorjev eksponent  $m = 10,835$ . To se ujema tudi z ugotovitvami drugih avtorjev /6/.

Pri ustaljenih poskusih s stalnimi pogoji dela lahko dobimo paralelne regresijske premice. Za take primere ni potrebno preračunavanje na vrednost  $v_{60}$ , pač pa lahko ugotovimo v odstotkih koliko več vzdrži orodje A od orodja B. Kadar imamo za določeno vrsto orodnega materiala že ugotovljene konstante, delamo s konstantno vrtilno hitrostjo. S preprostim merjenjem izločilnega premera lahko ugotovimo za posamezne vrste relativno obstojnost /6/.



Pri tem izhajamo iz splošne Taylorjeve enačbe /enačba 5/ in dobimo za stalno vrtilno hitrost  $n$  naslednje razmerje:

$$\frac{C_1}{C_2} = \frac{v_1^m \cdot t}{v_2^m \cdot t}$$

/13/

Za delo na avtomatih uporabljamo navadno enake rezalne hitrosti za obdelavo določenega obdelovanca. Zanima nas, kakšne bodo razlike med obstojnostmi za različna orodja. V takem primeru velja  $v_1 = v_2$ . Razmerje za obstojnost bo naslednje:

$$\frac{t_1}{t_2} = \left[ \frac{\bar{D}_1}{\bar{D}_2} \right]^{m+1}$$

Ugotovimo lahko splošno povprečja za  $\bar{D}_2 = \bar{D}$  in  $v_2 = 1,00 = 100\%$ , ki obsega večje število poskusov ter ga uporabimo za referenčni premer, napram kateremu primerjamo raziskovani material. Za naš primer ugotovimo

$$v = 123,85 \text{ m/min} \quad \text{in} \quad D = 60,46 \text{ mm}$$

Razpredelnica 2 posreduje pregled razmerij obstojnosti za posamezne skupine rezalnih materialov napram povprečju. Ta razmerja so lepo vidna tudi po sliki 5, kjer so podana razmerja za čase obstojnosti.

Razpredelnica 2

razmerje	skupine							
	C	D	E	F	G	H	J	K
$t_1/t_2$	1,561	9,153	0,758	1,275	1,123	1,317	1,444	2,025

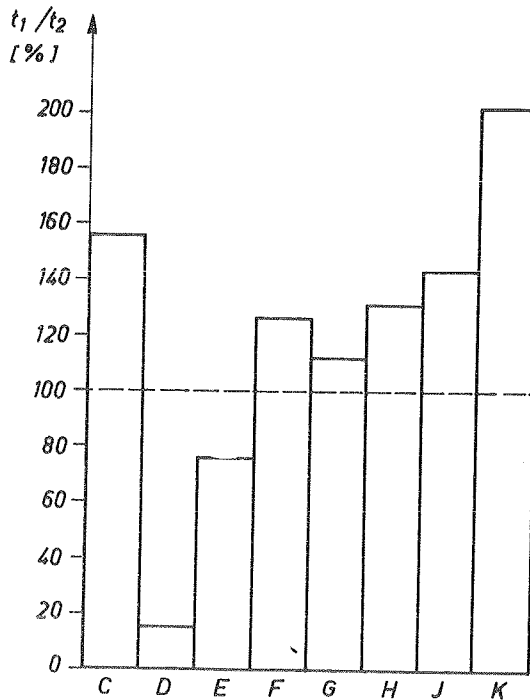
Iz povedanega lahko ugotovimo naslednje:

Opisana metoda je preprosta in jo lahko uporabljamo v vsakem kovinskem podjetju. Poraba materiala je zelo majhna. Lastnosti poskusnega materiala se od poskusa do poskusa ne spreminjajo. Izvedemo lahko obširno serijo poskusov ne da bi se lastnost obdelovalnega materiala praktično spremenila.

Za pravo veljavo eksperimentalnih rezultatov in izdelavo zanesljivih sklepov je uporaba statističnih metod vrednotenja nujna.

Ako poznamo povprečje obstojnosti in Taylorjev eksponent, lahko izračunamo tudi količnike obstojnosti za posamezne skupine orodij.

OR.8.9



Slika 5: Prikaz razmerij obstojnosti posameznih skupin hitroreznih jekel

Ugotavljamo lahko obstojnost različnih orodnih materialov, lahko pa tudi vpliv toplotne obdelave na obstojnost orodja.

Na zaključku tega kratkega poročila je potrebno izreči zahvalo Železarni Ravne za začetno materialno podporo in Z Tovarni avtomobilov in motorjev iz Maribora za finančno sodelovanje in pomoč pri vrednotenju rezultatov na računalniku IBM 1401. Posebno zahvalo sem dolžan prof. J. Peklenku za iniciativo in izmenjavo mnenj pri raziskavah.

#### Literatura

- / 1/ G. Jansen I. Wounter Kurzzeitversuch fuer Drehen mit Hartmetallwerkzeugen, Microtecnic, Juni 1961, s.111
- /2/ W.B. Heginbotham Taper Turning Test Produce Reliable Wear Equations; 7. International M.T.D.R. Conference, University of Birmingham, September 1966

- /3/ P. Mathon, J. Pomey      Capacité de coupe des aciers rapides, déterminé pas un essai accéléré  
Objava za zasedanje CIRP 1965
- /4/ P. Mathon      Determination de l'usinabilité des aciers par essais de courte durée  
Objava za zasedanje CIRP 1966
- /5/ Van Dongen I. Stegwee      Ermittlung der zulässigen Schnittgeschwindigkeit aus Plandrehversuchen  
Stahl und Eisen 56 /1936/ Nr. 36, 1185 ...87
- /6/ G. Lorenz      Determination of the Tool-life exponent from quick facing tests  
CIRP-Annalen Vol.XII. No4, p 217-222 1963
- /7/ V. Serdar      Udžbenik statistike, Školska knjiga Zagreb 1966
- /8/ Haseloff-Hoffmann      Kleines Lehrbuch der Statistik  
Walter de Gruyter & Co, Berlin 1968
- /9/ A. Linder      Statistische Methoden, 4. Auflage  
Birkhäuser Verlag, Basel 1964

### Zusammenfassung

In einer regulärer Produktion spielt kontinuierliche Qualität der Werkzeuge sehr wichtige Rolle. Für die Herstellung von Werkzeugen die besondere Form haben, sind die Schnellstähle sehr gut geeignet. Eine kontinuierliche Qualität der Stähle kann man mit geeigneten Standzeitenversuchen erhalten.

In dieser Arbeit wird ein kurzzeitiger Prüfverfahren mit Plandrehen für die Prüfung der Standzeit der Schnellstähle dargestellt. Bei einem gewissen Durchmesser wird die Schneidkante bis zum Erliegen gebracht. Da mit dem Durchmesser auch die Schneidgeschwindigkeit gesteigert wird, ist die Geschwindigkeit bei dem Durchmesser, wo die Schneidkante erliegt, für bestimmter Stahl charakteristisch. Mit der statistischen Auswertung der experimentäl erhaltene Wertø bekommt man auf dieser Weise zuverlässige Ergebnisse.



J. S t a n k o v x)

UPOREDNO ISPITIVANJE KRUTOSTI BURGIIJE xx)

1. Uvod

Krutost burgije je od prvorazredne važnosti [2] i [3], jer je dokazano da ima najveći uticaj na performanse bušenja. Po redu važnosti krutost dolazi na prvo mesto, pre jačine oštrice alata, karakteristika materijala koji se obradjuje i uslova bušenja. U ovoj oblasti istraživanja burgije dosta je radjeno u vezi veličine poprečnog preseka i njegovog oblika (grane žljeba, veličine odnosa mogućeg maksimalnog upisanog kruga u poprečni presek burgije i spoljnjeg prečnika) i njihovog uticaja na relativnu krutost alata.

Sistematska ispitivanja koja su sprovedena kao uporedna sa domaćim burgijama JUS K.D3.020 standardnih veličina i sa burgijama specijalnih geometrijskih oblika i dimenzija [1] vršena su s namerom da se utvrdi uticaj promene prečnika zaledja na krutost burgije, veličine razmaka sečiva i asimetrije grane zavojnog žljeba, kao i uticaja postojanja zavojnog žljeba na ispitivane osobine alata. U ovom saopštenju iznose se samo izvodi iz parcijalnog programa istraživačkog zadatka, ali dovoljni da se uoči značaj nalaženja optimalnih dimenzijskih parametara u odnosu na mehaničke karakteristike zavojne burgije.

---

x) Jelena D. Stankov, mgr. dipl.ing., predavač Mašinskog fakulteta Novi Sad, saradnik Instituta za alatne mašine i alate u Beogradu.

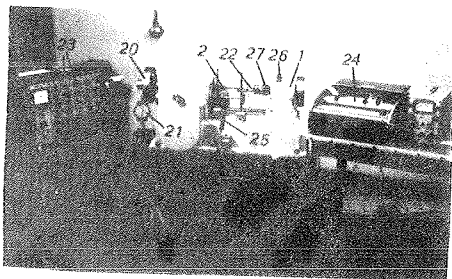
xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, Beograd. Rad je proistekao iz jednog dela naučnoistraživačkog projekta "Sistematsko ispitivanje obradivosti pri obradi rezanja domaćih konstrukcijskih materijala domaćim alatima", u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad i niz privrednih i vanprivrednih organizacija.

## 2. Razvoj metoda i instrumentacije za statičko ispitivanje burgija i režimi ispitivanja

Da bi se mogle odrediti eksperimentalne vrednosti krutosti burgije, gde bi se koristili podaci dobiveni pri određivanju zavisnosti deformacije (ugla uvijanja) od torzionog momenta ( $M_t$ ), moralo se prići, kao prvo, projektovanju i izradi odgovarajućeg prototipa univerzalnog uređaja za simuliranje željenog opterećenja. Pre pristupanja koncepcijskom razvoju jednog ovakvog uređaja bilo je potrebno razraditi metodologiju ispitivanja, kao i obim koji se istraživanjem želi obuhvatiti, kako bi se dobile smernice pri konstrukciji uređaja. Pri razmatranju kojom vrstom opterećenja će biti izložena burgija, moralo je doći do sažimanja i odabiranja onog tipa naprezanja koji je u radu dominantan - a to je torzija - i zanemariti naprezanja (na primer uvijanja) koja nemaju veliki uticaj.

Uređaj UIB-100, na kome je na direktan način omogućeno određivanje pokazatelja krutosti ispitivanog uzorka, prikazan je na slici 1.

Burgija se steže u tenzimetar (22) koji je postavljen u osovinu konjica (27) osiguranu od okretanja pomoću dva poprečna klina (26), i to svojim cilindričnim delom, dok je drugi kraj (vrh burgije) učvršćen pomoću specijalnog držača vrha alata, smeštenog u slobodno okretno glavno vreteno (2). Na zadnjem delu glavnog vretena postavljen je disk (20), preko koga je prebačeno čelično uže. Uže je svojim drugim krajem stegnuto u



Slika 1

dinamometar (21), tako da se zatezanjem dinamometra preko vijka zakreće disk i prenosi okretanje preko glavnog vretena na vrh burgije. Dinamometar je izbaždaren u kilopondima i povezan sa mernim mostom (23) na kome se očitava veličina opterećenja. Na taj način je vrh burgije opterećen poznatim momentom uvijanja. Ugao uvijanja se očitava na pisaču (24), gde se uvijanje burgije prenosi preko davača impulsa (25), koji reaguje pri pomeranju gornjeg, pokretnog dela.

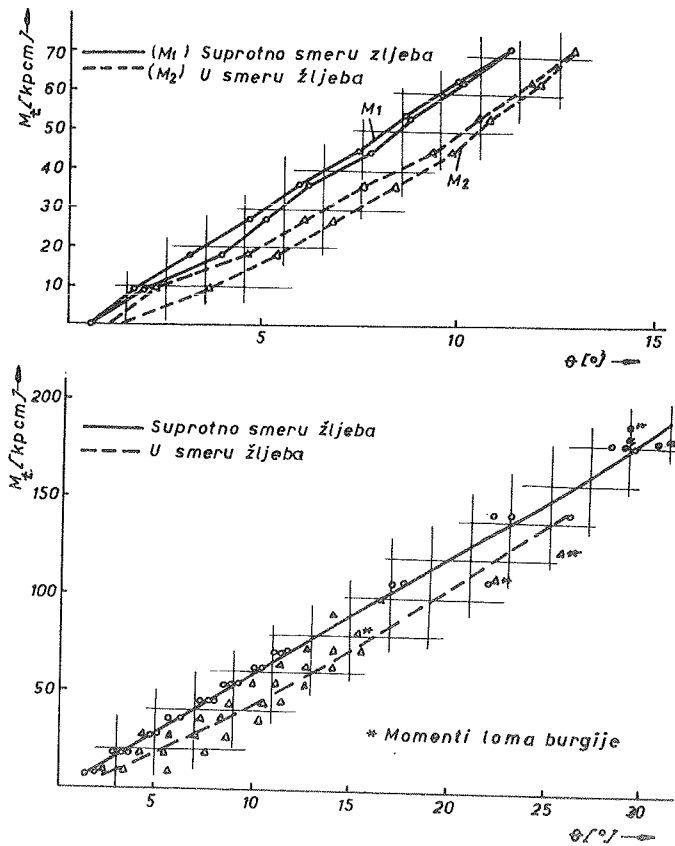
Rezultati sistematskog ispitivanja dobijeni su pri sledećim uslovima:

- (i) Burgija se opterećivala progresivno do neke određene vrednosti i rasterećivala do nule ( $M_t = 0 - 200$  kpcm) u tri uzastopna ciklusa, tj. dok se proces nije ustalio, a tada se opterećivala do loma. Smer opterećenja se menjao. Jednom je bio suprotan smeru zavojnog žljeba, tj. opterećenje je bilo identično sa opterećenjem u radu, a drugi put se poklapao sa smerom žljeba. Na taj se način dobija uticaj zavojnog žljeba na krutost burgije.
- (ii) Geometrija alata varirana je na taj način što su se pored standardnih dimenzija (obeležene sa Ø8-NO - otpuštene u pari i nitrirane) ispitivale burgije sa prečnikom zaledja većim, odnosno manjim, od standardnih vrednosti ( $D = 7,4 - 6,6$  mm, tip alata 22 i 23), zatim sa promenom asimetrije "K" grane zavojnog žljeba u odnosu na osu, (gde je  $2t = 1,5 - 1,2$  mm, a  $K = 0,85 - 0,55$  mm, obeleženo sa 232 i 331) i promenom razmaka glavnih sečiva za simetričan profil ( $2t = 1,4 - 1,0$  mm, 351 i 352) bez posebnog termičkog tretmana.
- (iii) Za kontrolu potrebnih veličina pri vršenju eksperimenata upotrebljena je institutska merna tehnika, razvijena za ovo i slična ispitivanja.

### 3. Eksperimentalno određivanje statičke krutosti burgije

Rezultati opita ispitivanih burgija omogućila su konstruisanje dijagrama  $M_t - \Theta$ , na kojima se vidi petlja histerezisa i kriva loma, za slučaj kada se burgija opterećivala u smeru zavojnog žljeba i suprotnom od smera zavojnice, za burgije standardnih dimenzija Ø8-NO (slika 2), kao i krive opterećenja i rasterećenja za alate specijalnih veličina pojedinih dimenzija vrha burgije (slika 3). Za ovaj slučaj su dijagrami dati kao uporedni, pri dejstvu torzionog momenta u smeru suprotnom od smera zavojnog žljeba, tj. za slučaj opterećenja kao u radu. Merenje ugla uvijanja vršeno je u tri preseka na različitim udaljenostima od vrha burgije, s obzirom da je poprečni presek promenljiv duž aksijalne ose alata, pa se razlikuje krutost cilindrične drške od dela sa zavojnim žljebovima. Ukupna krutost alata se može izračunati sa

$$\frac{1}{C} = \frac{1}{C_d} \cdot \frac{1}{C_f},$$



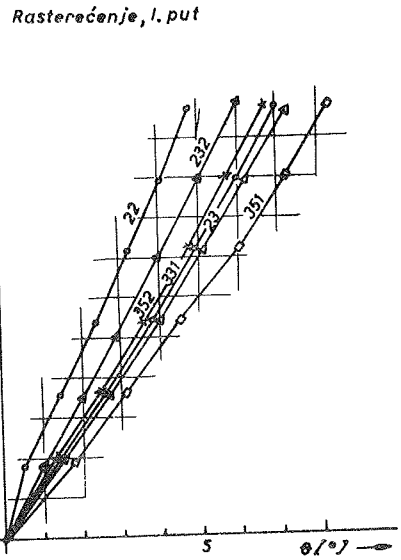
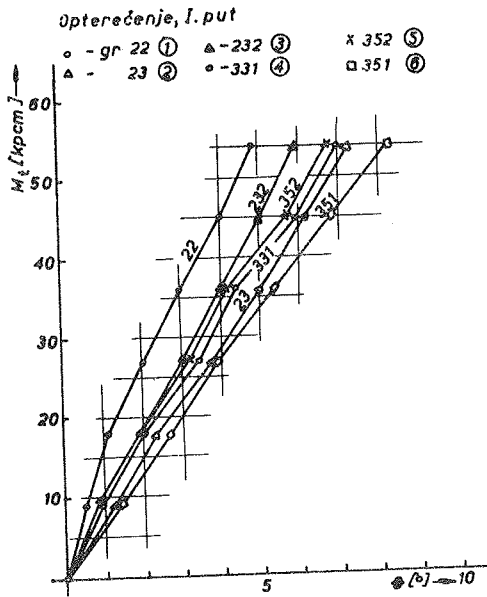
Slika 2

gde je:  $C_d$  - krutost cilindrične drške,  
 $C_f$  - krutost zavojnog dela.

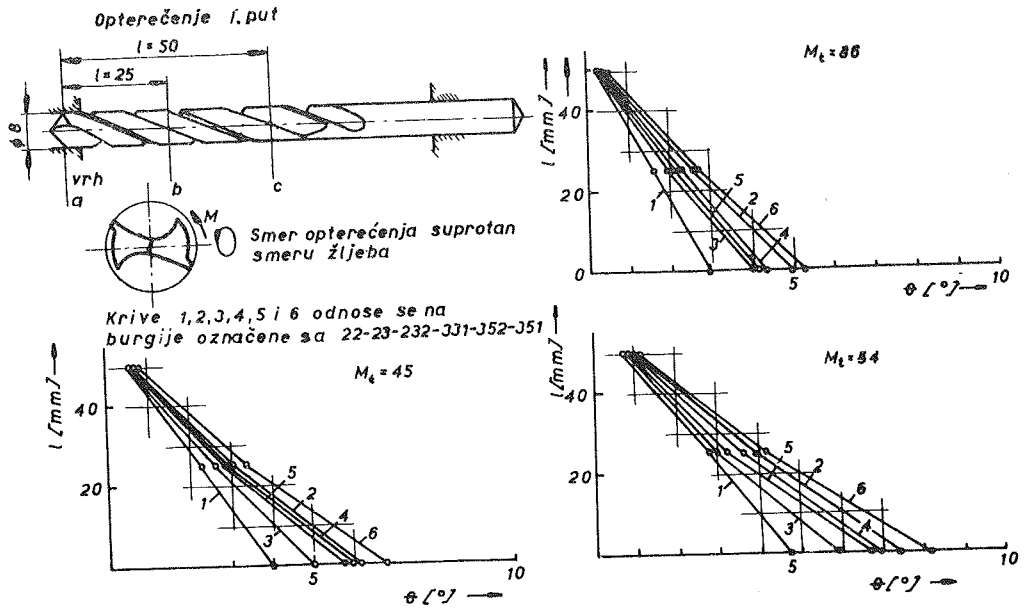
Eksperimentalnim putem dobijena su stvarna odstupanja deformacije uvijanja od pravolinijske promene, kakva bi bila u slučaju konstantnog poprečnog preseka (slika 4). Smer opterećenja je, takodje, suprotan smeru žljeba i ovoj vrsti ispitivanja dat je veći značaj, izražen većim brojem opita u seriji i kompletnijom obradom podataka.

Polazeći od dobijenih eksperimentalnih podataka konstruisani su dijagrami krutosti u zavisnosti od momenta uvijanja, za sva tri ciklusa opterećenja na slici 5 za burgije  $\phi 8 - NO$ , i na slikama 6, 7 i 8 za burgije specijalnih dimenzija. Burgije su zatupljene u parovima, kod kojih varira odredjeni dimenzijski parametar u odnosu na vrednost propisanu JUS-om, tako da se imaju parovi 22-23, 232-331 i 352-351.

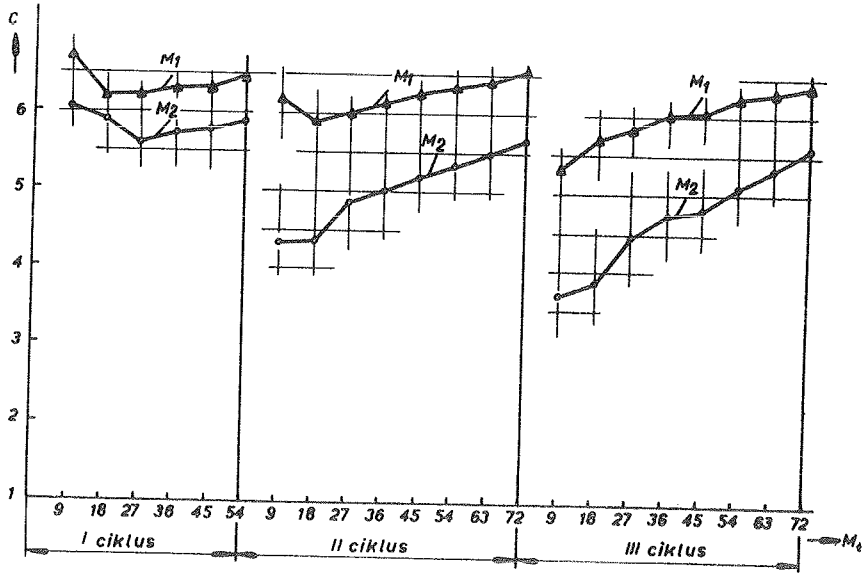




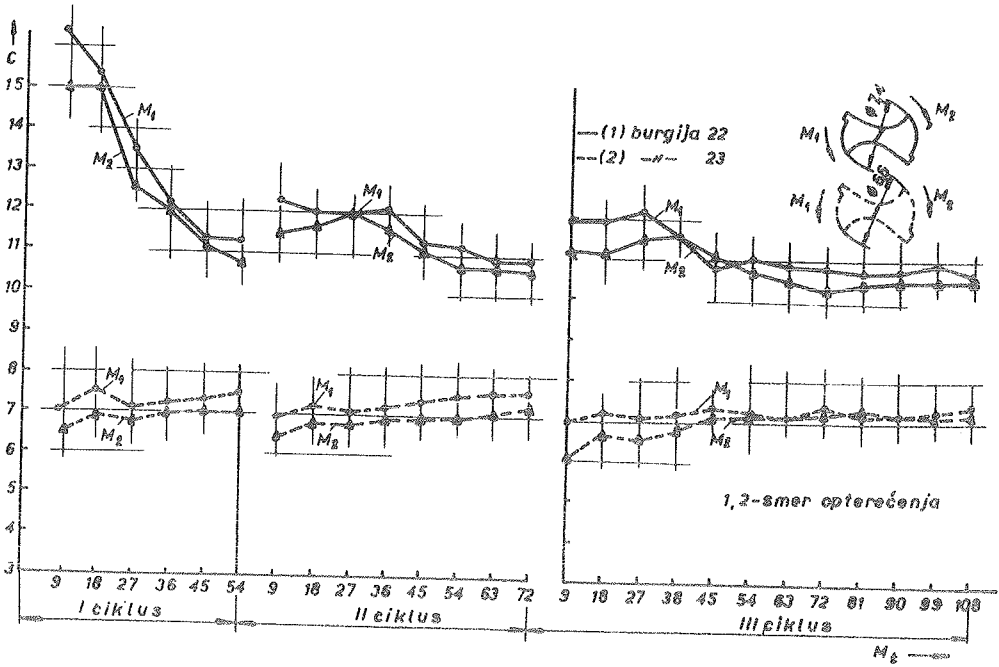
Slika 3



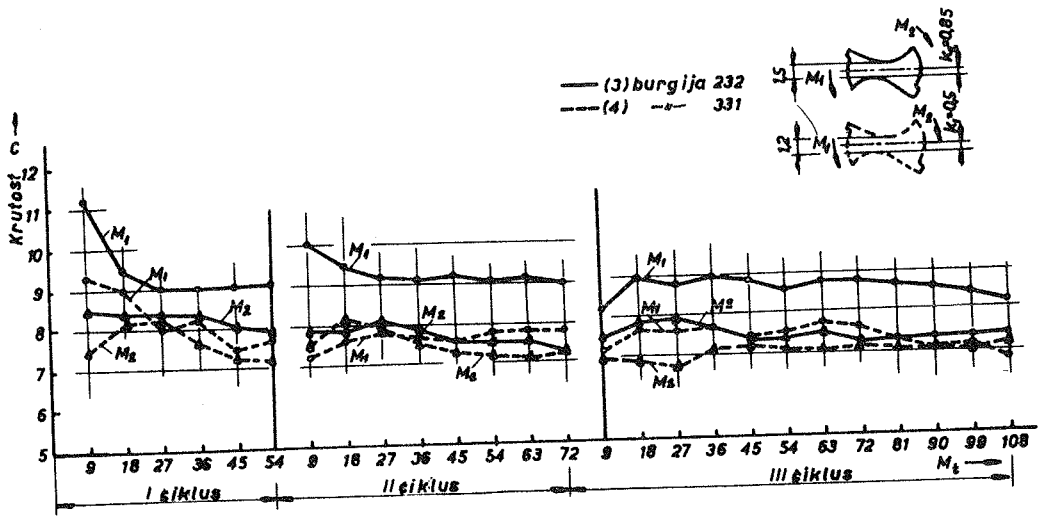
Slika 4



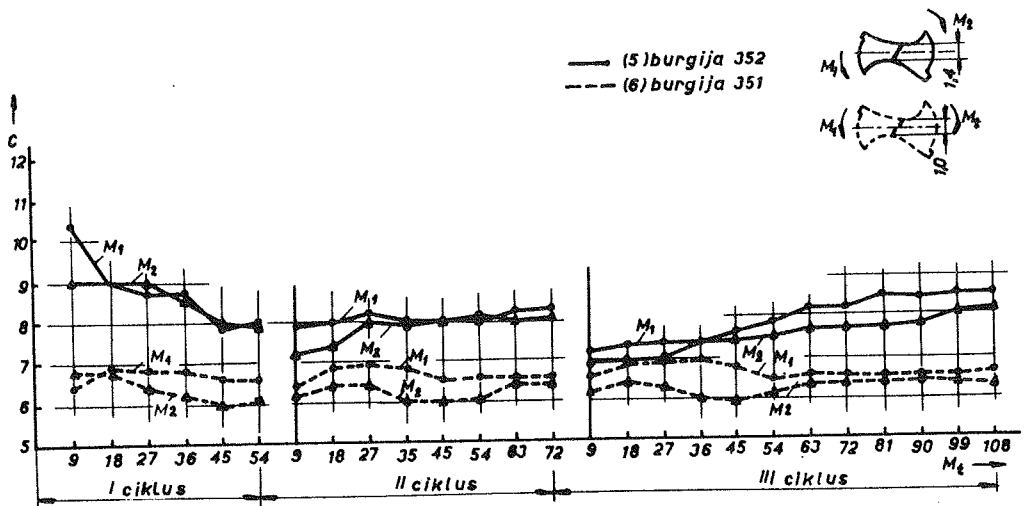
Slika 5



Slika 6



Slika 7



Slika 8

#### 4. Zaključak

Na osnovu prikazanih rezultata eksperimentalnih ispitivanja mogu se izvesti sledeći zaključci:

4.1. Primetan uticaj na krutost burgije ima smer opterećenja. Veću krutost ima burgija u slučaju opterećenja u smeru suprotnom od

zavojnog žljeba, obeleženog sa ( $M_1$ ) . Za burgiju Ø8 - NO krutost u slučaju opterećenja u smeru zavojnog žljeba ( $M_2$ ) iznosi čak 90,9% , 86,5% , odnosno 87,5% za pojedine cikluse opterećivanja, od krutosti koju alat poseduje pri dejstvu naprezanja u smeru ( $M_1$ ) . Kod burgija bez dopunskog termičkog tretmana ova je razlika manja, ali nije neznatna, tako da u ekstremnim slučajevima iznosi do 10% , pa ovo ukazuje na pogodnost postojanja zavojnog žljeba.

- 4.2. Posmatrajući krive opterećenja i rasterećenja vidi se da svaki tip burgije ima drugi tangens ugla nagiba. Za slučaj smera opterećenja kao u radu, tj. kada se burgija "odvija" , jasno se vidi redosled opadanja mehaničkih osobina alata izraženih preko uglova uvijanja u zavisnosti od naprezanja. Najveću krutost imaju burgije tipa 22, zatim dolazi 232, 352, 331, 23 i na kraju 351. Razlike izmedju burgije najveće i najmanje krutosti je velika. Za prvi slučaj opterećenja burgija 351 ima 58,1% , 60,1% i 59,5% od krutosti burgije tipa 22 (za I, II, III ciklus).

Ovo ukazuje da se izmenom pojedinih dimenzijskih parametara krutost može menjati u širokom dijapazonu.

- 4.3. Burgije sa većim poprečnim presekom od standardnog (22, 232 i 352), mogu se nazvati "krućim" , imaju izraziti pad krutosti u početnom delu krive u prvom ciklusu, dok sa ponavljanjem opterećenja krutost se sve više približava konstantnoj vrednosti.

Sa povećanjem momenta uvijanja kod ponovljenih opterećenja (III ciklus) krutost se približava vrednosti  $C = const.$ , i pad se uočava tek pri najvećim torzionim momentima (burgija 22 i 232). Burgije koje se mogu nazvati "elastičnijim" (23, 331 i 351) imaju manje varijacije krutosti. Na njih manje utiče povećanje momenta, a takodje i broj ciklusa opterećenja.

- 4.4. Najveći uticaj na ispitivane osobine burgije ima promena prečnika zaledja, dok se sa smanjenjem razmaka glavnih sečiva krutost menja neznatno, a tek pri  $2t = 1$  naglo opada.

Ovo je vrlo povoljno s obzirom da povećanje razmaka glavnog sečiva dovodi u mnogome do povećanja aksijalnog otpora  $F_3$  , a s obzirom da ne utiče mnogo na krutost, njegovo smanjenje je opravdano i sa gledišta nalaženja optimuma mehaničkih karakteristika.

4.5. Promena ugla uvijanja duž burgije je tim veća što je presek burgije manji. Nepravilnost promene ugla  $\Theta$  nastaje naročito u preseku "c", na prelazu cilindrične drške u deo burgije sa zavojnim žljebovima. U preseku "c" i "b" se može uočiti pojava "ometanja" uvijanja, što dovodi do dopunskog uzroka promene krutosti burgije prilikom preoštravanja, pored onog koji nastaje usled skraćanja alata.

## 5. Literatura

- [1] Stankov, J., Uporedno ispitivanje mehaničkih karakteristika zavojnih burgija, IAMA, Beograd, Elaborat br. 86/68 (1968)
- [2] A. Nadai, Theory of Flow and Fracture of Solids, Mc Graw - Hill Book Comp., New York (1950)
- [3] C.J. Oxford, A Review of Some Recent Developments in the Design and Application of Twist Drills, 8. Int. MDR Conf., MS. No 109 (1967)
- [4] C.J. Oxford, The Drilling, Tapping, and End-Milling of High - Strength Materials, The Pennsylvania State University, Juni 27 - July 2 (1965)
- [5] Reznikov A. N., Smirnov M. A., Jašin G. G., Issledovanie naprazhenij v sverlah, Stanki i instrument, No 9 (1965)
- [6] Arutjunjan N. H., Abramjan B. L., Kručenie uprugih tel. Gos. Izd. fiz. -mat. literaturi, Moskva (1963)

J. S t a n k o v

### VERGLEICHSMÄSSIGE UNTERSUCHUNG DER TORSIONSFESTIGKEIT VON SPIRALBOHRERN

Im Aufsatz werden einige vergleichsmässige Versuchsergebnisse wiedergegeben, die auf Grund systematischer Prüfungen im Institut für Werkzeugmaschinen und Werkzeuge in Belgrad erhalten wurden. Festgestellt wurden Versuchswerte bei Variation der dimensionalen Parameter der Werkzeugspitze, untersucht wurde, ferner, der Einfluss der Spirale auf die mechanischen Merkmale des Bohrers, ebenso der Änderung des Einfallwinkels der Spirale (längs der Werkzeugachse). Es wurde konstatiert, dass Änderungen des Querschnitts sowie der Richtung der Belastung auf die Eigenschaften des Werkzeuges Einfluss haben, und die Resultate zeigen die Vorteile der Spiralinne. Entsprechend der gestellten Forschungsaufgabe, d.i. der vergleichsmässigen Prüfung der Steifheit von Bohrer verschiedenen dimensionierter Werkzeugspitzen, geben die Resultate die optimalen Querschnitt an mit Bezug auf die mechanischen Eigenschaften des Bohrers.



B. I v k o v i ć x)

NOVA RADIOAKTIVNA METODA ZA ISPITIVANJE OBRADLJIVOSTI KONSTRUKCIJSKIH MATERIJALA I EKSPLOATACIJSKIH KARAKTERISTIKA VIŠESEČNIH REZNIH ALATA xx)

1. Uvod

Do sada razvijene metode ispitivanja obradljivosti konstrukcijskih materijala, eksploatacijskih karakteristika reznih alata i kvaliteta sredstava za hladjenje zasnovane na primeni radioaktivnih izotopa mogu se koristiti samo u obradi struganjem i u obradi glodanjem čeonim glodalima sa umetnutim zubima. Ograničenost primene razvijenih metoda posledica je upotrebljenog postupka ozračivanja reznih elemenata i načina merenja pohabanosti sečiva. Da bi se merenjem radioaktivnosti skinute strugotine ustanovila pohabanost sečiva, potrebno je da specifična aktivnost reznog elementa bude najmanje 2-3 mC/g. Mere zaštite pri radu koje se predlažu pri korišćenju radioaktivnih metoda ograničavaju veličinu ukupne aktivnosti alata na 5-10 mC, tako da težina reznog elementa ne može biti veća od 2-3 gr.

Ovaj uslov ograničava primenu do sada razvijenih metoda samo na alate kod kojih se rezni elementi mehaničkim putem pričvršćuju na nosač, a to su danas uglavnom samo strugarski noževi i čeona glodala.

Pri ispitivanju višesečnih reznih alata (burgije, glodala itd.) radioaktivni izotopi, očigledno, moraju biti korišćeni na različit način. U daljem tekstu prikazana je nova radioaktivna metoda namenjena ispitivanju obradljivosti konstrukcijskih materijala, eksploatacijskih ka-

---

x) Branko Ivković, dipl.ing., docent Mašinskog fakulteta, Odeljenja u Kragujevcu, saradnik Instituta za alatne mašine i alate iz Beograda

xx) Saopštenje predstavlja izvod iz doktorske disertacije "Definisanje uslova habanja cilindričnih glodala pri suprotnosmernom i istosmernom glodanju pomoću radioaktivnih izotopa", a odnosi se na temu "Tehnologija mašinogradnje: ispitivanje obradljivosti i grupne tehnologije u pojedinačnoj i serijskoj proizvodnji" u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad.

rakteristika reznih alata i kvaliteta sredstava za hladjenje pri obradi višesečnim i ostalim vrstama reznih alata. Nova radioaktivna metoda razvijena je u laboratoriji za Mašinsku obradu Mašinskog fakulteta Odelenja u Kragujevcu u okviru naučnoistraživačkog programa Instituta za alatne mašine i alate, Beograd.

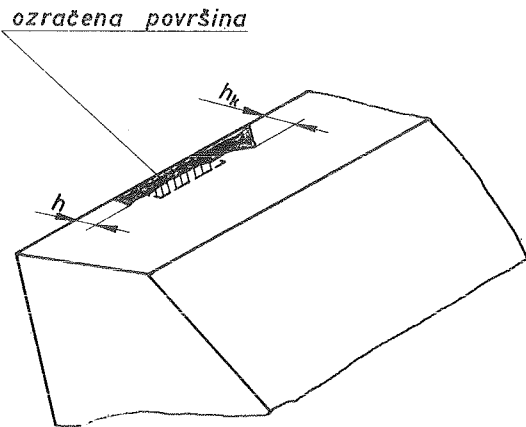
## 2. Osnovi novog radioaktivnog postupka

Nova radioaktivna metoda za ispitivanje obradljivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika višesečnih reznih alata proizašla je iz analize velikog broja podataka dobivenih eksperimentalnim ispitivanjima valjkastih, koturastih i vretenastih glodala koja su zadnjih godina obavljena u Institutu.

Pri ispitivanju cilindričnih glodala korišćena je mikroskopska metoda za merenje pohabanosti sečiva. Obavljenim ispitivanjima utvrđeni su, pored ostalog, oblik habanja sečiva zuba cilindričnih glodala i oblik krive habanja u koordinatnom sistemu  $h-T$ . Ustanovljeni oblik habanja sečiva i krive habanja pri obradi više vrsta konstrukcijskih materijala omogućio je razvoj nove radioaktivne metode.

## 3. Oblik habanja sečiva zuba cilindričnih glodala

Habanje valjkastih glodala vrši se po ledjnoj površini sečiva zuba. Širina pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva zuba govori o stepenu pohabanosti alata, odnosno o sposobnosti glodala da vrši rezanje. Pri rezanju sa glodalima sa pravim zubima širina pojasa habanja duž aktivnog dela sečiva je približno ista. Međutim, pri rezanju sa glodalima sa zavojnim zubima širina pojasa habanja duž aktivnog dela sečiva nije konstantna. Pri obradi skoro svih konstrukcijskih materijala javlja se na izlaznom delu sečiva povećano habanje. Na slici 1 prikazan je karakterističan oblik habanja



Slika 1



ledjne površine sečiva zuba valjkastih glodala.

Razlike u širini pojasa habanja duž aktivnog dela sečiva uzrok su, veoma često, postojanju razlika u shvatanjima o veličini širine pojasa habanja pri kojoj treba prekidati rezanje. Ako se kao mesto merenja širine pojasa habanja izabere deo sečiva na kome se javlja koncentrisano habanje, onda se kao kriterijum zatupljenja preporučuje veličina  $h = 0,6 - 0,8$  mm. Međutim, ako se kao mesto merenja širine pojasa habanja izabere sredina aktivne dužine sečiva onda se kao kriterijum zatupljenja preporučuje veličina  $h = 0,3 - 0,4$  mm. Očigledno je da oba kriterijuma zatupljenja alata definišu isti stepen pohabanosti sečiva. Može se, dakle, konstatovati da širina pojasa habanja koja se preporučuje kao kriterijum zatupljenja alata zavisi od izabranog mesta merenja na aktivnoj dužini sečiva.

Habanje po grudnoj površini je neznatno. Uzrok ovoj pojavi leži u maloj debljini strugotine, što je opet posledica veoma malih koraka po zubu koji se koriste pri glodanju. Glodanje sa koracima po zubu većim od 0,15 mm je u praksi prava retkost. Pri glodanju sa valjkastim glodalima debljina strugotine je redovno manja od 0,1 mm.

#### 4. Kriva habanja

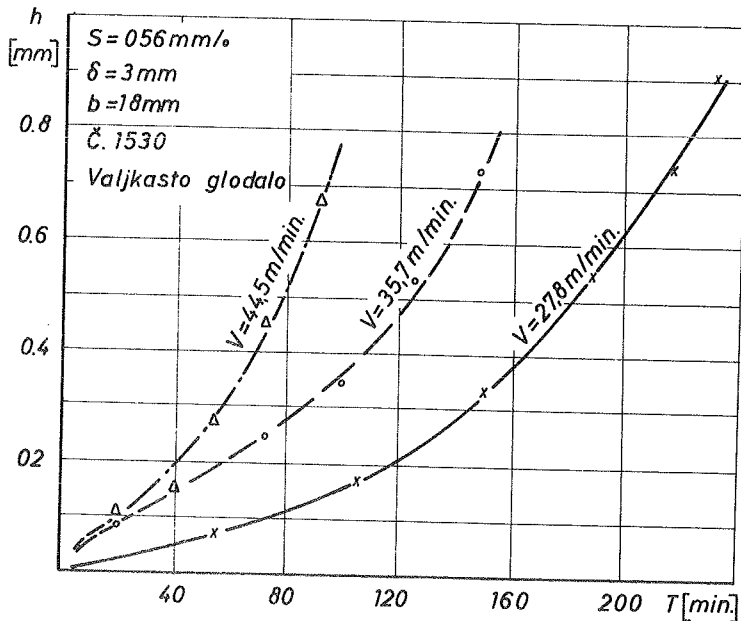
Praćenjem porasta širine pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva u procesu rezanja dolazi se do eksperimentalnih krivih habanja koje u koordinatnom sistemu  $h-T$  imaju najčešće oblik parabole. Tipičan oblik krive habanja dobivene ispitivanjem sa valjkastim glodalima prikazan je na slici 2.

Realizacijom prve faze naučnoistraživačkog projekta "Sistematsko ispitivanje obradljivosti pri obradi rezanjem jugoslovenskih konstrukcijskih materijala domaćim alatima" dobiveno je u Institutu preko 500 krivih habanja, kojima je registrovano habanje ledjne površine sečiva zuba valjkastih glodala pri obradi više vrsta konstrukcijskih materijala sa više brzina rezanja, koraka po zubu i dubina rezanja. Analizom oblika dobivenih krivih habanja došlo se do zaključka da se one mogu aproksimirati parabolom oblika

$$h = C_1 \cdot T^2$$

u granicama promene širine pojasa habanja od 0,1 do 0,5 mm (pritom se merenje širine pojasa habanja vrši na sredini aktivne dužine sečiva).

Veličina konstante  $C_1$  zavisi od vrste obradivanog materijala, vrste alatnog materijala, režima rezanja i ostalih elemenata koji definišu proizvodne uslove pod kojima se obrada vrši.



Slika 2

Uticaj proizvodnih uslova na veličinu eksponenta  $z$  je relativno mali. Obradom rezultata ispitivanja dobivene su vrednosti za eksponent  $z$  u granicama od 1,4 do 1,8 pri čemu manjim vrednostima eksponenta  $z$  odgovaraju veće vrednosti konstante  $C_1$  i obrnuto.

Sve do sada dobivene krive habanja prikazane su u odgovarajućim elaboratima Instituta.

### 5. Otpornost na habanje

Zaključak da se krive habanja mogu aproksimirati parabolom

$$h = C_1 \cdot T^z$$

gde je  $C_1 = C_n \cdot v^x \cdot \delta^y \cdot s^y$  omogućava definisanje pojma "otpornost na habanje".

Iz izraza  $h = C_1 \cdot T^z$  sledi

$$T = \left(\frac{1}{C_1}\right)^{\frac{1}{z}} \cdot h^{\frac{1}{z}}, \quad \text{odnosno} \quad T = C_2 \cdot h^u.$$

Diferenciranjem vremena  $T$  po  $h$  dobiva se

$$\frac{dT}{dh} = C_2 \cdot u \cdot h^{u-1}; \quad 0 = C_3 \cdot h^{u_1}; \quad C_3 = C_2 \cdot u; \quad u_1 = u - 1.$$

Kako je eksponent  $u_1$  uvek negativan ( $z = 1,4 - 1,8$ ), to se izraz za otpornost na habanje može napisati u obliku

$$0 = \frac{C_3}{h^{u_1}},$$

gde je sada  $u_1$  pozitivan broj.

Otpornost na habanje je veličina koja pokazuje koliko je potrebno vremena rezati da bi se na ledjnoj površini sečiva zuba pojavio pojas habanja širine 1 mm.

Merenjem otpornosti na habanje pri različitom stepenu pohabanosti alata (različitoj širini pojasa habanja  $h$ ), prelaskom u duplo logaritamski koordinatni sistem i primenom metode najmanjih kvadrata na rezultate dobivene eksperimentalnim putem, moguće je odrediti konstantu  $C_3$  i eksponent  $u_1$ , odnosno konstantu  $C_1$  i eksponent  $z$ .

Nov metod za ispitivanje obradljivosti konstrukcijskih materijala, eksploatacijskih karakteristika reznih alata i kvaliteta sredstava, za hladjenje pri raznim proizvodnim uslovima ne zahteva poznavanje kompletne krive habanja, što dovodi do znatnog smanjenja i vremena i troškova ispitivanja.

## 6. Nov radioaktivni postupak ispitivanja

Merenje otpornosti na habanje uslovljeno je postojanjem veoma osetljive merne instrumentacije, pomoću koje se mogu meriti vrlo male promene širine pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva nastale pri kratkotrajnom rezanju, odnosno koja omogućava zadovoljenje uslova

$$\frac{\Delta T}{\Delta h} \approx \frac{dT}{dh}.$$

Korišćenjem univerzalnog mikroskopa za merenje porasta širine pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva zuba nastalog pri rezanju od nekoliko minuta nije moguće iz više razloga. Pri glodanju sa uobičajenim

(realnim) režimima rezanja od nekoliko minuta sirina pojasa habanja se menja za 1-5  $\mu\text{m}$ . Kako se tačnost očitavanja širine pojasa habanja na mikroskopu kreće oko  $\pm 10 \mu\text{m}$ , to je očigledno da se porast širine pojasa habanja od nekoliko mikrona ne može na mikroskopu očitati sa dovoljnom tačnošću. Osim toga, porast širine pojasa habanja u procesu rezanja nije u svim vremenskim intervalima isti duž aktivnog dela sečiva, što takodje onemogućava korišćenje mikroskopa za merenje otpornosti na habanje.

Savremeni razvoj nuklearne tehnike, a posebno razvoj u oblasti proizvodnje i primene radioaktivnih izotopa pruža mogućnost za stvaranje vrlo preciznih metoda merenja većine fizičkih veličina. Korišćenjem ideje Prof. N.F. Kazakova [1] o merenju pohabanosti alata merenjem njihove radioaktivnosti pre i posle rezanja razvijena je nova radioaktivna metoda za ispitivanje obradljivosti konstrukcijskih materijala pri obradi višesečnim alatima (valjkasta glodala). Nova radioaktivna metoda sastoji se u sledećem.

#### 6.1. Ozračivanje reznog alata

Postojeće radioaktivne metode ne mogu da budu korišćene za ispitivanja sa višesečnim alatima zbog upotrebljenog postupka ozračivanja. Rezni elementi strugarskih noževa ili čeonih glodala sa umetnutim zubima podvrgavaju se bombardovanju snopom neutrona velike brzine u nuklearnom reaktoru. Posle izvlačenja iz reaktora ceo rezni element postaje radioaktivan, a njegova ukupna radioaktivnost zavisi od postignute specifične radioaktivnosti i ukupne težine. Ako bi se ovaj postupak ozračivanja primenio na valjkasto glodalo JUS.KD2020 63x27x32 N čija težina iznosi  $\sim 500$  g, onda bi zbog potrebe da specifična aktivnost ne bude manja od 2 mC/g ukupna aktivnost glodala iznosila 1000 mC. Ispitivanja sa glodalima ovako velike radioaktivnosti su praktično neizvodljiva, jer bi mere zaštite u ogromnoj meri komplikovale ceo postupak. Ovo je bio razlog da se odbaci postupak ozračivanja u reaktoru i da se prihvati drugi, u principu poznati postupak, koji se zasniva na elektrohemijskom deponovanju radioaktivnih elemenata na one površine alata koje su u procesu rezanja izložene habanju.

Zaključak koji je izveden na osnovu ranije obavljenih ispitivanja o obliku habanja sečiva valjkastih glodala omogućio je izbor površine koja treba da bude ozračena. To je ledjna površina sečiva zuba. Na slici 1 prikazana je ledjna površina sečiva zuba sa pojasom habanja i označena površina koja treba da bude radioaktivna.

Kao radioaktivni izotop izabran je  $Co^{60}$ , jer je njegov poluživot relativno veliki (5,2 godine), tako da nije potrebno pri obradi rezultata ispitivanja vršiti korekcije s obzirom na prirodno opadanje radioaktivnosti.

Na izabranu površinu se elektrohemijским putem deponuje radioaktivni kobalt, pri čemu debljina sloja ne prelazi jedan mikron. Prethodnim ispitivanjem utvrđeno je da s obzirom na greške koje se javljaju pri detekciji zračenja, dužinu vremena merenja, osetljivost raspoložive merne instrumentacije i potrebu za zadovoljenjem uslova

$$\frac{\Delta T}{\Delta h} \approx \frac{dT}{dh} ,$$

ukupna radioaktivnost deponovanog sloja kobalta ne treba da bude veća od  $0,036 \mu C$ , a specifična radioaktivnost kobalta u rastvoru od  $0,34 \text{ mC/g}$ .

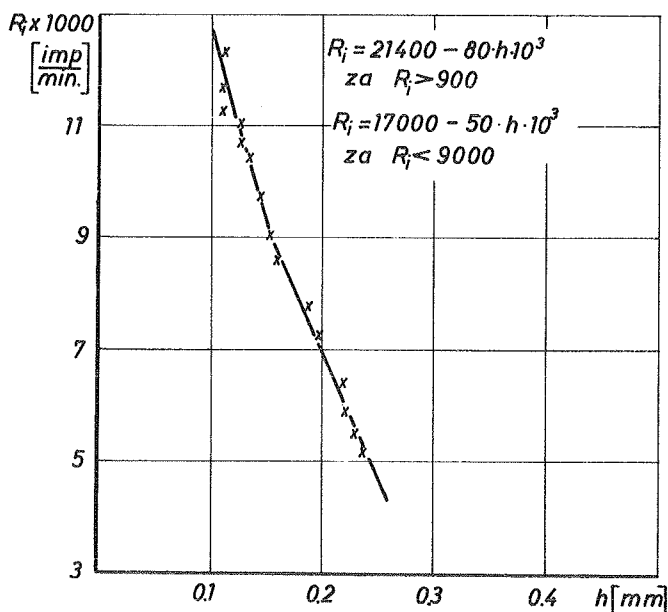
Ovako mala ukupna radioaktivnost ozračenog glodala omogućava rad praktično bez većih mera zaštite, odnosno omogućava obavljanje ispitivanja u radionicama sa normalnim režimom rada. Zbog ograničenosti prostora postupak elektrohemijškog deponovanja radioaktivnog kobalta na ledjnu površinu sečiva zuba neće ovog puta biti izložen.

## 6.2. Merenje otpornosti na habanje

Da bi se sa ozračenim glodalom mogla da meri otpornost na habanje potrebno je da budu ispunjena tri uslova.

- (i) Prvim uslovom postavljen je problem konstantne geometrije merenja. Ovaj problem rešen je konstrukcijom odgovarajućeg pribora koji omogućava postavljanje glodala uvek u isti položaj u odnosu na detektor zračenja. Konstruisani pribor omogućava postavljanje glodala u bilo koji položaj u odnosu na detektor. Pri ispitivanju, međutim, koristi se uvek onaj položaj glodala u kome je broj izmerenih impulsa u minuti najveći.
- (ii) Drugi uslov koji mora da bude zadovoljen da bi se sa ozračenim glodalom mogla da meri otpornost na habanje vezan je za kvalitet deponovanog sloja radioaktivnog kobalta. Geometrija habanja sečiva valjkastih glodala omogućava postavljanje pretpostavke da se sa promenom širine pojasa habanja menja linearno i njena radioaktivnost, jer se ozračena površina smanjuje smanjenjem samo jedne dimenzije (širine). Obavljenim ispitivanjem ova pre-

postavka je potvrđjena odnosno ustanovljeno je da se sa promenom širine pojasa habanja radioaktivnost glodala smanjuje linearno, ali ne po istom zakonu u celoj oblasti promene širine pojasa habanja. Pri promeni širine pojasa habanja do približno 200  $\mu\text{m}$  porast širine pojasa habanja od 1  $\mu\text{m}$  izaziva pad radioaktivnosti od 80 - 100 imp/min. U daljem procesu habanja sečiva pojas od 1  $\mu\text{m}$  izaziva smanjenje radioaktivnosti glodala za 20 - 40 imp/min. Na slici 3 prikazana je zavisnost pohabanosti sečiva (širine  $h$ ) od radioaktivnosti glodala dobivena eksperimentalnim putem.



Slika 3

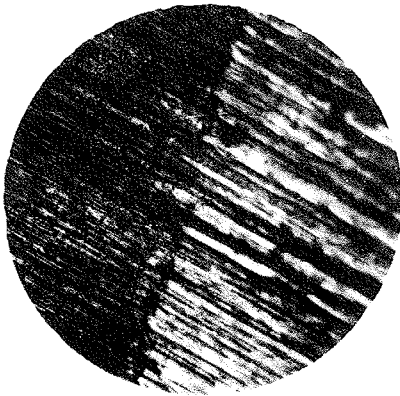
U slučajevima kada je kvalitet deponovanog sloja radioaktivnog kobalta loš, opadanje radioaktivnosti glodala sa porastom širine pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva se ne podvrgava linearnom zakonu.

Poznavanje funkcije  $R = F(h)$  omogućava da se merenjem radioaktivnosti sečiva pre i posle rezanja u trajanju od  $\Delta T$  odredi promena širine pojasa habanja  $\Delta h$ , odnosno da se izračuna otpornost na habanje,

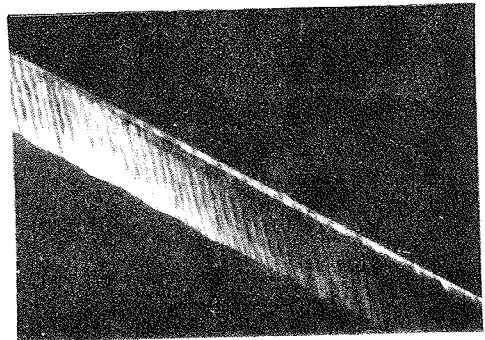
$$O = \frac{\Delta T}{\Delta h} \left[ \frac{\text{min}}{\text{mm}} \right].$$

(iii) Treći uslov koji ozračenno glodalo mora da ispuni da bi moglo da se upotrebi za ispitivanje obradljivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika reznih alata odnosi se na uticaj deponovanog sloja radioaktivnog kobalta na proces habanja sečiva. Pretpostavljeno je da s obzirom na debljinu deponovanog sloja isti neće uticati na intenzitet habanja sečiva. Obačavana ispitivanja u kojima je praćena promena širine pojasa habanja na mikroskopu na svih šest zuba valjkastog glodala od kojih je samo jedan bio ozraćen pokazala su da deponovani sloj kobalta ne utiče na proces habanja sečiva.

Na slici 4 prikazana je fotografija ledjne površine sečiva uvećana 200 puta na kojoj se vidi razlika u izgledu ozraćenog i neozraćenog dela ledjne površine sečiva. Na slici 5 prikazan je pojas habanja ledjne površine na aktivnoj dužini sečiva. Jedan deo aktivne dužine sečiva (oznaćeni deo) bio je radioaktivan. Identićna širina pojasa habanja na ozraćenom i neozraćenom delu sečiva nastalog posle određenog vremena rezanja potvrđuje ispravnost učinjene pretpostavke. Ovog puta objašnjenje ove pojave se ne daje zbog već pomenutog ogranićenog prostora.



Slika 4



Slika 5

Merenje otpornosti na habanje novom radioaktivnom metodom, obrada rezultata ispitivanja i izvodjenje odgovarajućih zaključaka prikazano je na primeru definisanja Tajlorove krive za slučaj obrade konstrukcijskog ćelika Ć.1530 valjkastim glodalom JUS KD2 020 63x27x32 N.

Da bi Tajlorove krive bile definisane sa dovoljnom taćnošću, izvedena je serija opitnih operacija u kojima je bila varirana brzina rezanja

pri konstantnom koraku po zubu, dubini rezanja i širini rezanja. Opi-  
tne operacije izvedene su sa korakom 0,9 mm/o , dubinom rezanja 3 mm,  
širinom rezanja 18 mm i brzinama rezanja 44,5 m/min, 35,7 m/min, 27,7  
m/min i 22,2 m/min.

Pre početka izvodjenja opitnih operacija u kojima je merena otpornost  
na habanje pri suprotnosmernom i istosmernom glodanju vršeno je glo-  
danje sa brzinom 44,5 m/min ukupno 20 min, odnosno do pojave pojasa  
habanja na ledjnoj površini sečiva zuba širine 0,1 mm.

U daljem procesu ispitivanja vršena je obrada sa sve četiri brzine re-  
zanja pri suprotnosmernom i istosmernom glodanju, i to u vremenu od

$t = 1,25$  min pri obradi sa  $v = 44,5$  m/min ,  
 $t = 1,56$  " " " "  $v = 35,7$  m/min ,  
 $t = 2$  " " " "  $v = 27,7$  m/min , i  
 $t = 2,5$  " " " "  $v = 22,2$  m/min .

Razlika u vremenu rezanja pri glodanju sa raznim brzinama rezanja po-  
sledica je različitih brzina pomoćnog kretanja i želje da se samo sa  
jednim prolazom na radnom komadu dužine 500 mm odredi porast širine  
pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva zuba. Funkcija  $R = F(h)$  ko-  
ja je poslužila za izračunavanje porasta širine pojasa habanja u mi-  
kronima prikazana je na slici 3. Rezultati merenja radioaktivnosti  
glodala pri različitim stepenima pohabanosti sečiva zajedno sa dobi-  
venim vrednostima za otpornost na habanje, konstante  $C_3$  ,  $C_2$  i eks-  
ponent u prikazani su u tablicama 1 i 2.

Na slikama 6 i 7 prikazane su funkcije  $O = F(h)$  dobivene merenjem  
otpornosti na habanje pri tri različita stepena pohabanosti. Na slici  
8 prikazane su Tajlorove krive dobivene na osnovu proračuna postoja-  
nosti alata za slučaj da je kao kriterijum zatupljenja usvojena širi-  
na pojasa habanja  $h = 0,4$  mm. Proračun je izveden na način iznet  
u daljem tekstu.

Dobivena funkcija

$$O = \frac{C_3}{h^{u_1}}$$

omogućila je definisanje funkcije

$$T = C_2 \cdot h^u ,$$

odnosno proračun postojanosti  $T$  za slučaj obrade sa sve četiri br-  
zine rezanja, pri kriterijumu zatupljenja definisenom sa  $h = 0,4$  mm.

OR.10.10



Dobivene koordinate  $v-T$  omogućuju konstruisanje krive  $v = F(T)$  u duplo logaritamskom koordinatnom sistemu  $\log v$ ,  $\log T$  odnosno proračun konstante  $C$  i eksponenta  $m$  koje sadrži izraz za brzinu rezanja

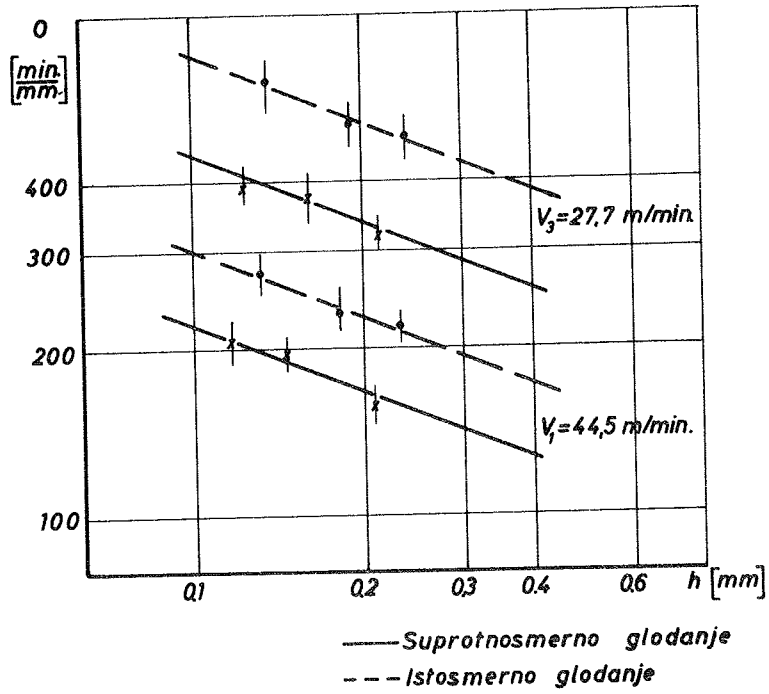
$$v = \frac{C}{T^m}$$

Tablica 1. Otpornost na habanje pri suprotnosmernom glodanju

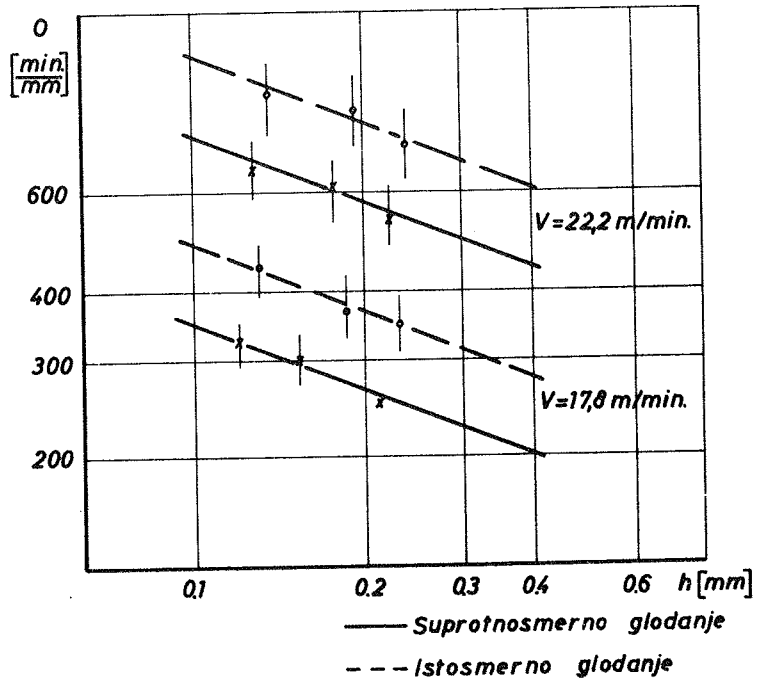
$V$ $\frac{m}{min}$	$h$ mm	$R$ $\frac{imp}{min}$	$\pm \sigma$ $\frac{imp}{min}$	$R_1 - R_{i+1}$ $\frac{imp}{min}$	$\pm \sigma$ $\frac{imp}{min}$	$\frac{R_1 - R_{i+1}}{min}$ $\frac{imp}{min}$	$\pm \sigma$ $\frac{imp}{min}$	$\Delta h$ $\frac{\mu m}{min}$	$\pm \sigma$ $\frac{\mu m}{min}$	$0$ $\frac{min}{mm}$	$\pm \sigma$ $\frac{min}{mm}$	$C_3$ $\frac{min}{mm}$	$U_1$	$C_2$ $\frac{min}{mm}$	$U$
44.5	0.116	11 355	32	486	45	390	36	4.88	0.45	205	18	88	0.4	146	0.6
	0.146	9 014	28.5	1030	40	410	16	5.1	0.32	196	10	88	0.4	146	0.6
	0.205	6 045	23.4	785	33	314	13.2	6.25	0.264	160	7				
35.7	0.120	10 956	31.2	394	44	252	28.2	3.15	0.35	317	35				
	0.155	8 269	27.3	835	38.5	270	12.4	3.38	0.248	296	21	137	0.4	230	0.6
	0.214	5 640	22.4	630	31.5	204	10.1	4.06	0.202	246	12				
27.7	0.125	10 544	30.8	410	43.5	205	21.75	2.56	0.272	390	41				
	0.160	7 869	26.6	270	37.5	135	18.75	2.7	0.375	371	51	177	0.4	296	0.6
	0.218	5 360	22	312	31	156	15.5	3.12	0.31	320	31				
22.2	0.130	10 284	30.2	310	42.5	124	17	1.55	0.213	646	88				
	0.175	7 530	26	206	36.6	82.5	14.6	1.65	0.292	603	106	300	0.4	500	0.6
	0.224	5 094	21.3	240	30	96	12	1.91	0.24	525	65				

Tablica 2. Otpornost na habanje pri istosmernom glodaњу

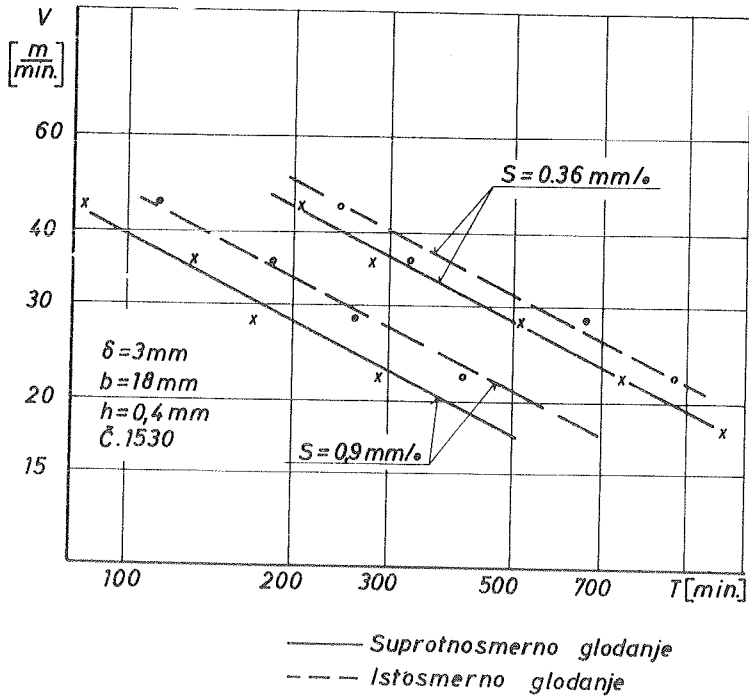
V	h	R	$\pm \sigma$	$R_i - R_{i+1}$	$\pm \sigma$	$\frac{R_i - R_{i+1}}{\min}$	$\pm \sigma$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\Delta h$	$\pm \sigma$	0	$\pm \sigma$	$\sigma_3$	$U_1$	$\sigma_2$	U
$\frac{m}{\min}$	mm	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	mm	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$	$\frac{\text{imp}}{\min}$
44.5	0.130 0.180 0.228	10 027 7 228 4 863	30.4 25.5 20.8	368 540 570	43 36 29.5	295 216 227	34.4 14.4 9.1	3.7 4.35 4.55	0.43 0.287 0.182	270 230 220	31 15 9	119	0.4	198	0.6	
35.7	0.131 0.184 0.232	10 155 7 067 4 696	30.2 25.4 20.5	284 420 455	42.5 35.8 29	182 135 147	27.2 11.5 9.3	2.28 2.7 2.95	0.34 0.23 0.186	437 370 340	64 31 21	189	0.4	315	0.6	
27.7	0.134 0.188 0.235	9 901 6 838 4 578	30 24.8 20.2	266 200 208	42.5 35 28.5	133 100 104	21.75 17.5 14.25	1.66 2 2.08	0.272 0.35 0.285	603 502 480	99 87 65	268	0.4	446	0.6	
22.2	0.137 0.194 0.238	9 694 6 543 4 373	29.5 24.2 19.8	225 150 172	41.5 34 28	90 60 68.5	16.6 13.6 11.2	1.13 1.2 1.37	0.208 0.272 0.224	890 830 730	160 187 120	418	0.4	695	0.6	



Slika 6



Slika 7



Slika 8

## 7. Zaključak

Analizom rezultata dobivenih ispitivanjem sa novom radioaktivnom metodom mogu se izvući sledeći zaključci.

- (i) Nova radioaktivna metoda je u odnosu na postojeće mikroskopske metode produktivnija, odnosno sa njom se u znatno kraćem vremenu može doći do potrebnih podataka za definisanje stepena obradljivosti konstrukcijskih materijala ili eksploatacijskih karakteristika reznih alata. Iz prikazanog primera primene nove radioaktivne metode se može zaključiti da su osam krivih habanja, odnosno dve Tajlorove krive definisane sa po četiri tačke, dobiveno rezanjem u trajanju od samo 44 min. Do istih Tajlorovih krivih dolazi se i mikroskopskom metodom ali je u tom slučaju potrebno rezati najmanje 1600 minuta.
- (ii) Nova radioaktivna metoda je u odnosu na postojeće mikroskopske metode rentabilnija, jer se pored manjeg utroška vremena troši

i znatno manje materijala i alata. Za dobivanje osam krivih habanja, odnosno dve Tajlorove krive definisane sa po četiri tačke utrošeno je samo 5 kg. materijala i upotrebljeno jedno glodalo. Do istih podataka dolazi se i mikroskopskom metodom, ali je utrošak materijala više od 20 puta veći, a glodalo je potrebno oštriti 7 puta u toku ispitivanja.

- (iii) Nova radioaktivna metoda je u odnosu na postojeće mikroskopske metode pouzdanija. Veća pouzdanost javlja se kao posledica manjeg utroška materijala i potrebe za korišćenjem manjeg broja alata za realizovanje odgovarajućeg programa ispitivanja. Potreba za malom količinom materijala omogućava da se pri ispitivanju veliki broj opitnih operacija izvede na samo jednom radnom komadu, čime se eliminiše uticaj razlika u tvrdoći i strukturi, koje su uvek prisutne kod većeg broja radnih komada i ako su izradjeni od istog materijala, na rasturanje rezultata ispitivanja. Isto tako, obavljanje ispitivanja sa manjim brojem alata, odnosno nepostojanje potrebe za oštrenjem alata u toku ispitivanja uslovljava manje rasturanje rezultata ispitivanja, jer se time eliminiše uticaj razlika u eksploatacijskim karakteristikama reznih alata i kvalitetu oštrenja koje su uvek prisutne u većoj ili manjoj meri.
- (iv) Primena nove radioaktivne metode nije uslovljena postojanjem posebne mašine ili laboratorije, jer je radioaktivnost alata veoma niska, tako da je rad sa njima skoro bezopasan. Postupak ozračivanja jedino zahteva posebno obučeni istraživački kadar i odgovarajuće mere zaštite. Pod potrebnim merama zaštite koje treba primeniti pri ozračivanju alata podrazumevaju se posebna prostoriya za čuvanje radioaktivnog rastvora i izvodjenje elektrohemijskog ozračivanja, postojanje neprekidne kontrole radijacije sa film dozimetrom, penkalom dozimetrom i monitorom zračenja i postojanje kvalifikovanog istraživačkog kadra sa gledišta rukovanja radioaktivnim materijalom.
- (v) Razvijena radioaktivna metoda omogućava definisanje obradljivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika reznih alata za kratko vreme i uz relativno male troškove. Njenom primenom sistematska ispitivanja mogu da se obavljaju u relativno kratkim vremenskim periodima što omogućava sigurno upoznavanje osobina obradjivanih materijala i alata i definisanje najekonomičnijih proizvodnih uslova.

## 8. Literatura

- [1] N.F.Kazakov, Radioaktivnie izotopi v issledovanii iznosa režuš-  
čega instrumenta, Mašgiz, Moskva (1960)
- [2] M.E.Merchant, H.Ernst, E.J.Krabacher, Radioactive Cutting Tools  
for Rapid Tool-Life Testing, ASME (1953)
- [3] B. Golding, L.G. Erwall, Wear Studies of Irradiated Carbide Cu-  
tting Tools, Nucleonics, February (1953)
- [4] B.Ivković, Odredjivanje obradljivosti konstrukcijskih materijala  
i eksploatacijskih karakteristika glodala merenjem inteziteta ha-  
banja pomoću radioaktivnih izotopa, Mašinstvo, 16 (1967) M. 184

B. I v k o v i ć

### The New Method for Tool-Life Testing in Milling by Radioisotopes

The radioactive methods for tool-life testing in metal cutting deve-  
loped so far cannot be used for tool-wear studies in milling, owing to  
a large cutting tool which is to be irradiated. In the new radioacti-  
ve method, the clearance face of a high-speed steel milling cutter is  
covered by a thin layer of irradiated cobalt, and the wear of this  
face is measured by the decrease of radioactivity. The paper gives an  
account of the experimental techniques and reviews some results of  
systematic investigation of machinability in milling by the new met-  
hod.

S. Z a h a r x)

UTICAJ POLOŽAJA OSE ČEONIH GLODALA SA TVRDIM METALOM NA SREDNJU  
TEMPERATURU REZANJA, HABANJE SEČIVA I POSTOJANOST xx)

1. Uvod

Kako postojanost reznog alata pri obradi rezanjem u velikoj meri utiče na visinu proizvodnih troškova, to je pri projektovanju proizvodnih uslova veoma važno poznavati uticaj pojedinih elemenata na njenu veličinu. Postojanost alata je funkcija elemenata režima rezanja, vrste obradivanog materijala, vrste alatnog materijala, geometrije sečiva, kriterijuma zatupljenja alata i dr.

Sistematskim ispitivanjima obradivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika reznih alata definiše se obično uticaj brzine rezanja, koraka, dubine rezanja i kriterijuma zatupljenja na postojanost alata, odnosno formira se odgovarajući prošireni izraz za brzinu rezanja. Pri obradi čeonim glodalima, međutim, na postojanost alata veoma mnogo utiče i međusobni položaj radnog predmeta i alata. U toku sistematskih ispitivanja obradivosti domaćih konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika čeonih glodala sa pločicama od tvrdog metala domaće proizvodnje, koja su vršena u okviru naučnoistraživačkog projekta "Sistematsko ispitivanje obradivosti pri obradi rezanjem domaćih konstrukcijskih materijala domaćim alatima" definisan je i uticaj položaja radnog predmeta u odnosu na glodalo na intenzitet habanja sečiva. U daljem tekstu izloženi su rezultati ispitivanja i učinjen je pokušaj objašnjavanja postojanja veze između intenziteta habanja i položaja radnog predmeta u odnosu na

---

x) Svetislav Ž. Zahar, dipl.ing., asistent Odeljenja Mašinskog fakulteta u Kragujevcu, saradnik Instituta za alatne mašine i alate

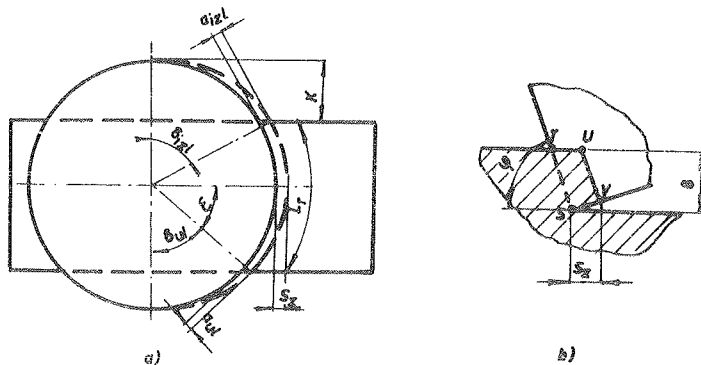
xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate predstavlja deo naučnoistraživačkog projekta "SISTEMATSKO ISPITIVANJE OBRADIVOSTI PRI OBRADI REZANJEM DOMAĆIH KONSTRUKCIJSKIH MATERIJALA DOMAĆIM ALATIMA" u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad i niz privrednih i vanprivrednih organizacija.

osu glodala.

## 2. Oblik i uzroci habanja sečiva zuba čeonih glodala

Habanje sečiva zuba čeonih glodala sa tvrdim metalom javlja se kako po ledjnoj površini sečiva zuba u obliku pojasa habanja, tako i po grudnoj površini u vidu kratera. Intenzitet habanja sečiva zavisi od proizvodnih uslova pod kojima se obrada vrši. Kao parametar za određivanje stepena pohabanosti sečiva zuba čeonih glodala koristi se širina pojasa habanja po ledjnoj površini sečiva.

Kako je napred navedeno, pri glodanju čeonim glodalima sa pločicama od tvrdog metala, pored ostalih faktora, veliki uticaj na intenzitet habanja, odnosno na postojanost alata, ima položaj radnog predmeta u odnosu na glodalo. Ako je prečnik čeonog glodala veći od širine obradivanog predmeta, što je najčešći slučaj, to se međusobni položaj predmeta i glodala može definisati veličinom  $K$  (slika 1a), koja pred-

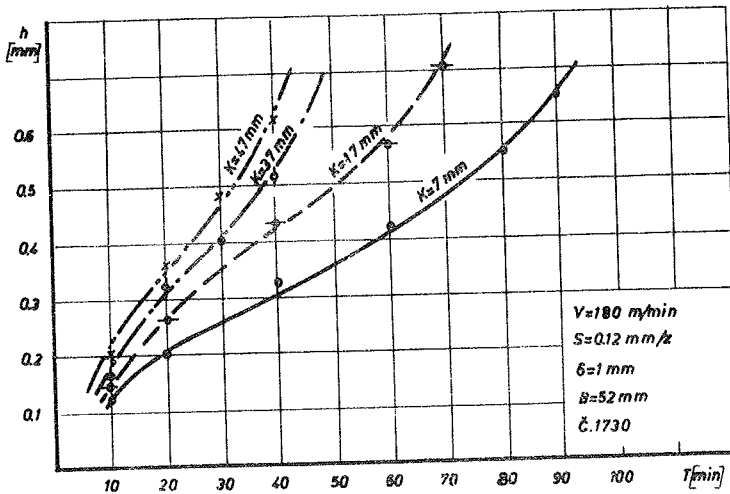


Slika 1

stavlja rastojanja rastojanja ivice radnog predmeta od najudaljenije tačke trajektorije zuba glodala na strani njegovog izlaska [1]. Ovaj položaj je za određeni odnos prečnika i širine radnog predmeta definisan i veličinom ulaznog ugla  $\delta_{ul}$ , odnosno veličinom izlaznog ugla  $\delta_{izl}$ . Pri položaju predmeta za  $K = 0$  javlja se pretežno istosmerno glodanje, dok se za položaj  $K = D - B$  javlja suprotnosmerno glodanje. Pri obradi sa vrednostima  $K$  koje se nalaze u granicama ovih krajnjih veličina menja se i uzajamni položaj predmeta i glodala, a samim tim i uslovi rezanja, prelazeći postepeno od istosmernog ka suprotnosmernom glodanju.



Na slici 2 prikazane su, primera radi, nekoliko krivih habanja dobivenih praćenjem habanja ledjne površine sečiva zuba čeonog glodala pri glodanju čelika Č.1730 sa različitim položajem radnog predmeta u



Slika 2

odnosu na glodalo. U literaturi se uticaj veličine  $K$  na postojanost čeonih glodala uglavnom objašnjava uslovima ulaska zuba u materijal i njegovog izlaska iz materijala.

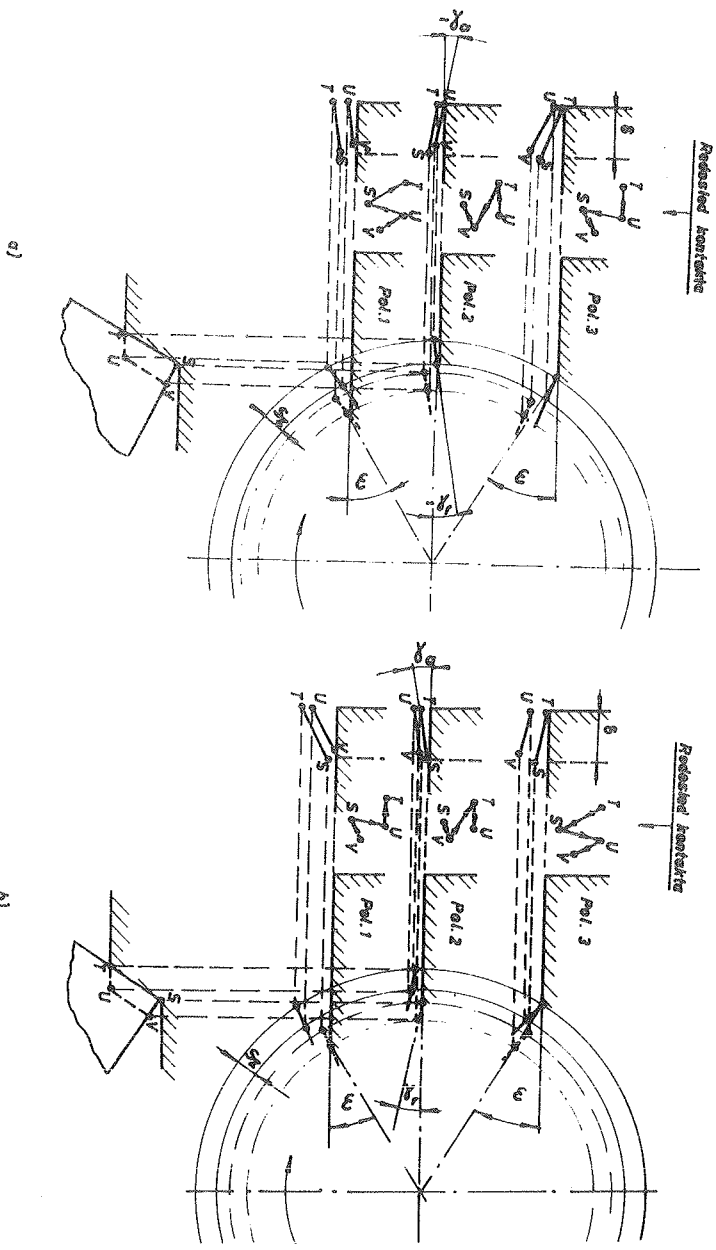
### 3. Uslovi koji karakterišu ulaz i izlaz zuba čeonih glodala iz materijala

Uslovi ulaska sečiva zuba pri odredjenom režimu rezanja definisani su ulaznim uglom  $\delta_{ul} = 90 - \epsilon$ , debljinom strugotine u tački ulaska  $a_{ul} = S_z \cdot \sin \delta_{ul}$ , brzine porasta poprečnog preseka strugotine  $Q$ , a takodje i položajem tačke početnog (prvog) kontakta zuba glodala sa materijalom [2].

Pri ulasku sečiva zuba glodala u obradivani materijal, prvi dodir alata i predmeta može biti, u zavisnosti od geometrije zuba glodala i položaja predmeta, u nekoj od četiri tačaka: S, T, U ili V [1] (slika 1b).

Kako je tvrdi metal veoma krt, to je poželjno da prvi kontakt zuba glodala sa predmetom bude u tački koja je najviše udaljena od rezne ivice, odnosno od vrha zuba, kako bi se izbeglo krzanje ivice. Prema ovome, najbolje je da prvi kontakt bude u tački U. Položaj tačke pr-

vog kontakta zuba i materijala odredjen je u prvom redu geometrijom zuba glodala, odnosno grudnim uglom  $\gamma$ , uglom nagiba sečiva  $\lambda$  i napadnim uglom  $\varphi$ , kao i položajem predmeta u odnosu na glodalo. Na slici 3 prikazana je šema prvog kontakta zuba alata sa materijalom za



Slika 3

tri različita položaja predmeta, i to za slučaj obrade sa negativnim grudnim uglom (slika 3a) i za slučaj obrade sa pozitivnim grudnim uglom (slika 3b) [2].

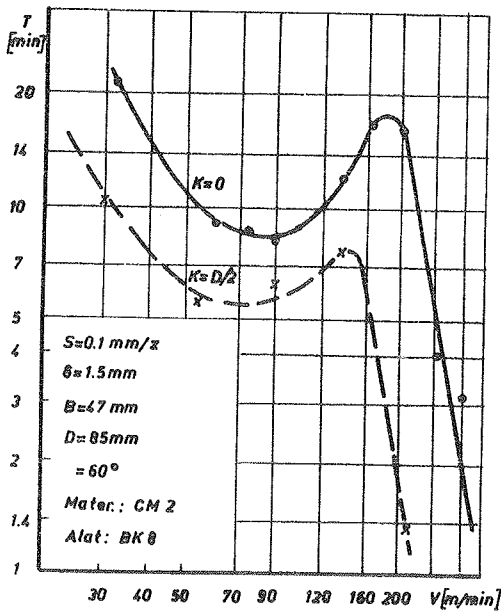
Iz slike 2 se vidi da će pri pozitivnom grudnom uglu najpovoljniji kontakt biti za položaj predmeta 1, tj. kada je predmet pomeren prema strani ulaza zuba glodala u materijal, dok je najnepovoljniji položaj kada se ulazna ivica predmeta poklapa sa osom glodala (položaj 2). U ovom položaju prvi kontakt zuba glodala sa materijalom počinje u samom vrhu zuba, tj. u tački S. Pri negativnom grudnom uglu najpovoljniji je položaj predmeta 2, odnosno kad se ivica radnog predmeta poklapa sa osom glodala, pri čemu je prvi kontakt u tački U koja je najudaljenija od vrha zuba.

Međutim, ukoliko se veličina K približava vrednosti  $K = D-B$ , tj. kada se ulazni ugao  $\delta_{ul}$  približava nuli, onda će rezanje početi sa veoma malom debljinom strugotine, što je i obeležje suprotnosmernog glodala. Kako sečivo, koje ustvari predstavlja deo cilindrične površine i na vrhu ima izvestan radijus zaobljenja koji spaja grudnu i ledjnu površinu, ne može da skida strugotinu tako male debljine koja za vrednost  $K = D-B$  postaje jednaka nuli, to će u početku nastati samo plastična deformacija obradivanog materijala ispod i ispred sečiva zuba na delu ugla klizanja [3]. Veličina ovog ugla klizanja, a sa tim i veličina plastične deformacije materijala zavise od veličine radijusa zaobljenja sečiva. Usled ove plastične deformacije javlja se pojava ojačanja materijala, tako da sledeći zub ulazi u materijal koji ima veću tvrdoću od osnovnog materijala. Pri ovome se javljaju veće temperature rezanja, a samim tim u uslovima velikih pritisaka i trenja i intenzivnije habanje sečiva. Ovo je naročito izraženo kod materijala koji su podložni ojačanju.

Pored uslova ulaska zuba, veliki uticaj imaju i uslovi pod kojima zub izlazi iz materijala. Ukoliko je debljina strugotine koju skida zub u momentu njegovog izlaska iz materijala velika, to će se, usled velikih pritisaka strugotine na grudnu površinu zuba koji se u tom slučaju javljaju i visokih temperatura rezanja, javiti privarivanje čestica materijala za sečivo [1]. Ovo privarivanje uslovljava intenzivnije adheziono habanje, jer prilikom ponovnog ulaska zuba u materijal ovi privareni delovi materijala odnose sa sobom i čestice materijala alata. Jačina privarivanja čestica materijala na sečivo alata određena je vrstom materijala alata i radnog predmeta, veličinom pritisaka i temperature kontakta u momentu izlaska zuba i odnosom vremena kontakta

ta rezne ivice i materijala za jedan obrt glodala i vremena od izlaska zuba glodala do njegovog ponovnog ulaska u materijal. Ukoliko se radi sa materijalom koji je podložan svarivanju sa materijalom alata, što je slučaj naročito pri obradi čelika otpornih na visokim temperaturama, ova pojava je veoma izražena i predstavlja glavni uzrok intenzivnog habanja sečiva zuba pri obradi ovih materijala suprotnosmernim glodanjem.

Na slici 4 data je, prema ispitivanjima u SSSR-u, zavisnost postojanosti čeonih glodala sa pločicama od tvrdog metala od položaja predmeta prema glodalu.



Slika 4

lika u postojanosti za različite položaje predmeta raste, ukazuje na toplotnu prirodu ove pojave.

#### 4. Rezultati ispitivanja uticaja položaja radnog predmeta prema osi čeonog glodala pri glodanju čelika Č.1730

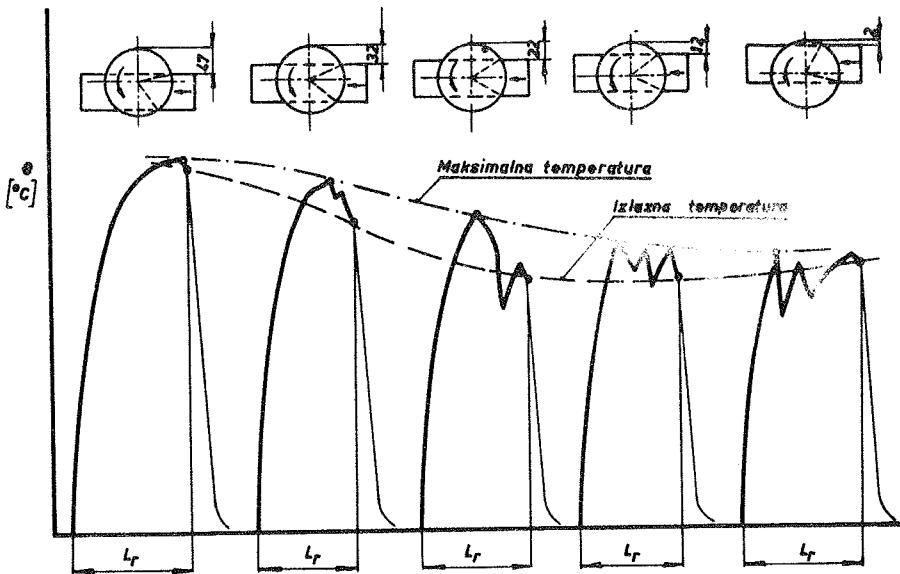
Ispitivanja su vršena čeonim glodalom prečnika  $D = 100 \text{ mm}$  sa mehaničkim stezanjem pločice, proizvodnje švedske firme "FAGERSTA". Za rezni deo alata korišćene su pločice od tvrdog metala SV 25 dimenzija  $12,7 \times 12,7 \times 3,18 \text{ mm}$ , proizvodnje "INTAL" iz Zagreba. Geometrija sečiva zuba definisana je samom izvedbom glodala i oblikom pločice i

u konkretnom slučaju je bila sledeća:  $\gamma = -7^\circ$ ,  $\alpha = 7^\circ$ ,  $\lambda = -4^\circ$ ,  $\varphi = 67^\circ$ . Širina obradivanog materijala je bila konstantna i iznosi-  
la je  $B = 52 \text{ mm}$ . Vrednost  $K$  je varirana u granicama od  $K = 2 \text{ mm}$   
do  $K = 47 \text{ mm}$ .

#### 4.1. Zavisnost srednje temperature rezanja od položaja predmeta

Merenje srednje temperature rezanja pri glodanju čelika Č.1730 čeonim glodalom sa pločicama od tvrdog metala vršeno je pomoću prirodnog termopara alat - radni predmet. Prilikom obrade rezultata nije se uzimala apsolutna vrednost temperature rezanja, već samo relativni odnos amplituda za razne položaje predmeta, što je dovoljno za određivanje prirode ovog uticaja. Za praćenje veličine i oblika promene srednje temperature od ulaska zuba u materijal do njegovog izlaska iz materijala korišćen je svetlosni pisac AF 16 UV proizvodnje "Hottinger Baldwin Messtechnik, GmbH".

Na slici 5 prikazana je promena srednje temperature rezanja od ulaska do izlaska zuba iz materijala za nekoliko različitih uzajamnih polo-



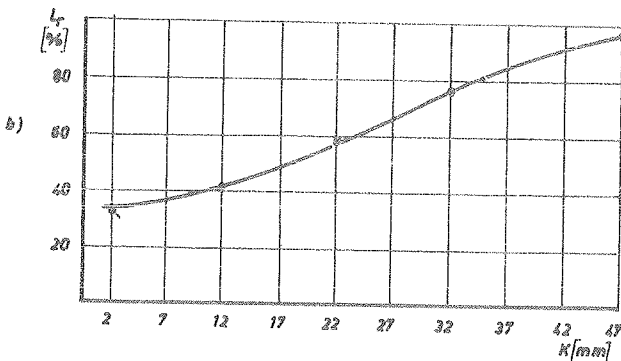
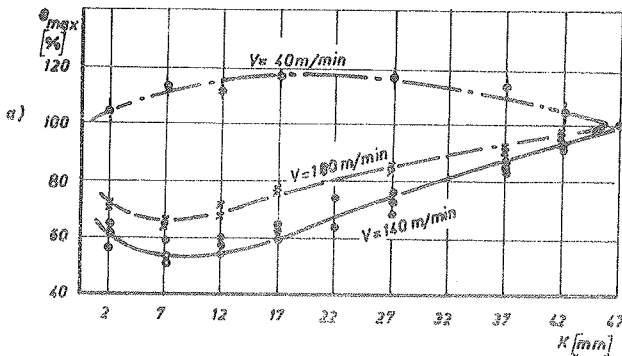
Slika 5

žaja glodala i radnog predmeta. Ove krive promene srednje temperature snimljene su na pisacu pri velikoj brzini trake pisaca. Analizom krivih promene srednje temperature prikazanih na slici 5 dolazi se do

sledećih zaključaka:

- (i) Temperatura rezanja raste od početne vrednosti do maksimalne, pri čemu se maksimum srednje temperature uvek javlja pre izlaska zuba iz materijala. Mogu se, dakle, posmatrati dve karakteristične vrednosti temperature rezanja: maksimalna srednja temperatura kontakta u toku jednog obrta  $\Theta_{max}$  i izlazna temperatura, odnosno temperatura kontakta u momentu izlaska zuba iz materijala  $\Theta_{izl}$ .
- (ii) Za položaj predmeta pri kome rezanje počinje sa malom debljinom strugotine (velika vrednost  $K$  - suprotnosmerno glodanje), maksimalna temperatura se javlja pri samom izlazu zuba iz materijala.

Pri pomeranju predmeta prema strani izlaza zuba (smanjenje vrednosti  $K$ ) tačka u kojoj se javlja maksimalna temperatura kontakta pomera se prema ulazu zuba, uz izvesno povećanje razlike maksimalne i izlazne temperature. Na slici 6b prikazan je položaj zuba u odnosu na razvijeni put rezanja za jedan obrt glodala  $L_x$ , pri kome se javlja maksimalna temperatura u zavisnosti od veličine  $K$ .



Merenje temperature vršeno je pri različitim režimima rezanja i ovi rezultati su prikazani na slici 6a. Da bi se dobiveni rezultati mogli zajedno posmatrati, tj. da bi se videla relativna zavisnost maksimalne temperature kontakta od položaja predmeta u odnosu na glodalo, na slici je predstavljen samo procenatualni odnos srednje temperature pri različitim vrednostima  $K$ , pri čemu je kao indeks 100 % za sve režime uzeta vrednost temperature koja se javlja pri položaju  $K=47$  mm. Iz ove slike se vidi

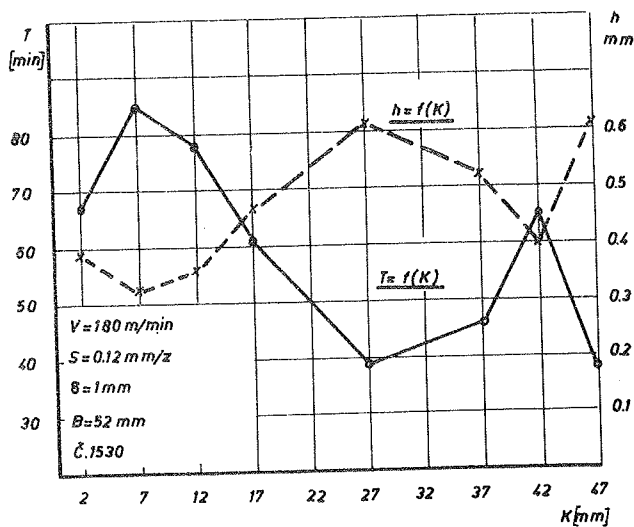
da se najniže temperature rezanja pri brzinama rezanja preko 60 m/min javljaju za  $K = 5 - 10$  mm. Pri rezanju malim brzinama rezanja uticaj položaja predmeta je drugačiji, što se može objasniti malim udelom rada trenja na ukupnu količinu razvijene toplote pri rezanju malim brzinama rezanja.

#### 4.2. Uticaj položaja predmeta na habanje sečiva zuba i postojanost čeonih glodala sa tvrdim metalom

Pri ispitivanju zavisnosti intenziteta habanja pločice čeonog glodala pri rezanju čelika Č.1730 obrada je vršena za osam različitih položaja radnog predmeta prema osi glodala. Da bi se izbegao uticaj alata, odnosno pločice, i materijala koji se obrađuje na rezultate ispitivanja, sva ispitivanja su vršena sa jednom pločicom koja ima osam reznih ivica, na radnim predmetima izradjenim iz iste šipke.

Glodanje je vršeno brzinom rezanja  $v = 180$  m/min, dubinom rezanja  $\delta = 1$  mm, korakom  $s_z = 0,12$  mm/z i širinom rezanja  $B = 52$  mm.

Dobiveni rezultati su predstavljeni na slikama 2 i 7. Veličina pohabanosti sečiva zuba merena je na univerzalnom alatnom mikroskopu. Kriterijum zatupljenja rezne ivice je bio  $h = 0,6$  mm.



Slika 7

Iz slike 7 se vidi da se javljaju dva maksimuma postojanosti, i to za vrednosti  $K = 7$  mm i  $K = 42$  mm, pri čemu je postojanost pri  $K = 7$  mm za oko 30% veća. Analogno ovome javljaju se pri istim vrednostima  $K$  minimumi habanja sečiva. Za položaje van ovih ( $K = 7$  mm i  $K = 42$  mm) nastaje povećanje intenziteta habanja, odnosno smanjenje postojanosti glodala, da bi za vrednost  $K = 27$  i  $K = 47$  postojanost opala na polovinu od vrednosti za  $K = 7$  mm. Maksimalna vrednost za postojanost pri položaju  $K = 7$  mm može se objasniti toplotnim pojavama, kao i uslovima izlaska zuba iz materijala izloženih ranije.

## 5. Zaključak

Na osnovu ranijih razmatranja o uticaju položaja predmeta u odnosu na glodalo pri glodanju čeonim glodalima sa pločicama od tvrdog metala, kao i analizom dobivenih rezultata ispitivanja srednje temperature rezanja, habanja sečiva i postojanosti glodala pri obradi čelika Č.1730, može se zaključiti sledeće:

- (i) Veličina i oblik srednje temperature rezanja zavisi od položaja radnog predmeta prema osi glodala. Najniže temperature se javljaju kad je radni predmet pomeren prema izlazu zuba glodala iz materijala.
- (ii) Položaj radnog predmeta prema osi glodala ima veliki uticaj na intenzitet habanja sečiva, odnosno na postojanost glodala. Pri glodanju kako čelika otpornih na visokim temperaturama, tako i ugljeničnog čelika Č.1730 čeonim glodalima sa pločicama od tvrdog metala najpovoljniji položaj predmeta u odnosu na glodalo je za vrednost  $K = 5 - 10$  mm, tj. pri položaju kad se javlja pretežno istosmerno glodanje.
- (iii) Kako se pri ulasku zuba sa velikom debljinom strugotine javljaju veliki udari, tj. otpori rezanja imaju maksimalnu vrednost pri samom ulasku zuba u materijal, to ovaj položaj predmeta zahteva da sistem alat - radni predmet - mašina ima dovoljnu krutost. Ukoliko mašina, zbog svoje nedovoljne krutosti ne dozvoljava istosmerno glodanje, to pri obradi čelika otpornih na visokim temperaturama položaj predmeta treba da odgovara najmanjoj dopuštenoj vrednosti  $K$  koju mašina dozvoljava. Pri obradi čelika Č.1730 u tom slučaju treba koristiti položaj drugog maksimuma postojanosti, tj. radni predmet postaviti u položaj



$K = 42 \text{ mm}$  .

- (1v) Pri projektovanju proizvodne operacije u kojoj se vrši obrada čeonim glodalima sa pločicama od tvrdog metala posebnu pažnju treba posvetiti pravilnom položaju radnog predmeta prema osi glodala. Ukoliko se ovo zanemari može se desiti da se, i pored toga što je izabran optimalan režim za tu vrstu obrade, javi naglo habanje sečiva zuba a stim i dosta manja postojanost glodala od predviđene.

## 6. Literatura

- [1] V.N.Poduraev, Obrabotka rezaniem žaropročnih i neržavejuščih materijalov, Visšaja škola, Moskva (1965)
- [2] L.J.St.Clair, Design and Use of Cutting Tools, New York (1952)
- [3] M.N.Larin, Osnovi frezerovanja, Mažgiz, Moskva (1947)
- [4] A.Š.Šifrin, L.M.Reznickii, Obrabotka rezaniem korroziionostoičkih, žaropročnih i titanovih stela, Mašinstroenie, Moskva (1964)
- [5] N.N.Zorev, z.M.Felisova, Obrabotka rezaniem tugoplavkih splavov, Mašinstroenie, Moskva (1966)
- [6] Eksploatacijske karakteristike čeonih glodala sa pločicama od tvrdog metala domaće proizvodnje, Elaborat br. 93/68, IAMA, Beograd (1968)

S. Z a h a r

### EINFLUSS DER ACHSSTELLUNG DER HARTMETALL-STIRNFRÄSER AUF DIE MITTLERE FRÄSTEMPERATUR, ABNUTZUNG DER SCHNEIDE UND LEBENSDAUER

Bei dem Fräsen mit Hartmetall-Stirnfräsern, neben dem Fräsverfahren und der Art des bearbeitenden Materials, grossen Einfluss auf die Lebensdauer der Werkzeuge hat auch die Stellung des Arbeitsstückes im Bezug auf den Fräser, welche durch den Wert  $K$  definiert ist. Dieser Einfluss wird durch die Bedingungen des Eindringens des Zahnes in das Material und auch des Ausganges aus dem Material erklärt. Im Rahmen des Projektes "Systematische Prüfungen der Bearbeitungsfähigkeit bei der Bearbeitung der einheimischen Werkzeugen", welches von IAMA-Beograd ausgearbeitet wird, wurde der Einfluss der Lage des bearbeitenden Stückes gegenüber dem Fräser bei der Bearbeitung des Č.1730(C-60) auf die mittlere Frästemperatur, Abnutzung der Zahnschneide und Lebensdauer des Fräser untersucht. Die genommenen Ergebnisse haben gezeigt, dass die günstigste Lage des Arbeitsstückes gegenüber dem Fräser bei dem Wert  $K = 5 - 10 \text{ mm}$  liegt.

OR.11.11



R. M i t r o v i ć <sup>x)</sup>

OBLIK HABANJA SEČIVA I IZBOR KRITERIJUMA ZATUPLJENJA ČEONIH  
GLODALA SA TVRDIM METALOM <sup>xx)</sup>

## 1. Uvod

Danas, kada tvrdi metal nalazi sve širu primenu i u obradi glodanjem, neophodno je poznavati kako uzroke, tako i oblik habanja sečiva alata. Sistematskim ispitivanjem obradljivosti nekoliko jugoslovenskih konstrukcijskih materijala pri obradi čeonim glodalima sa tvrdim metalom domaće proizvodnje vršenim u okviru naučnoistraživačkog projekta "Sistematsko ispitivanje obradljivosti pri obradi rezanjem jugoslovenskih konstrukcijskih materijala domaćim alatima" definisan je oblik habanja sečiva i izvršen izbor parametra habanja koji daje najbolju sliku o stepenu pohabanosti alata. Ispitivanja su vršena pod veoma različitim proizvodnim uslovima (varirane su brzine rezanja, koraći po zubu i dubine rezanja), a obradom rezultata ispitivanja došlo se do zaključka da do dosada razvijeni postupci za izbor kriterijuma zatupljenja reznih alata ne mogu biti korišćeni za definisanje kriterijuma zatupljenja čeonih glodala sa tvrdim metalom. Osim toga, konstatovano je da na oblik habanja sečiva ima uticaja i vrsta obradjivanog materijala i elementi režima rezanja.

U daljem tekstu prikazani su rezultati izvedenih ispitivanja i date preporuke za izbor parametra habanja i kriterijuma zatupljenja.

---

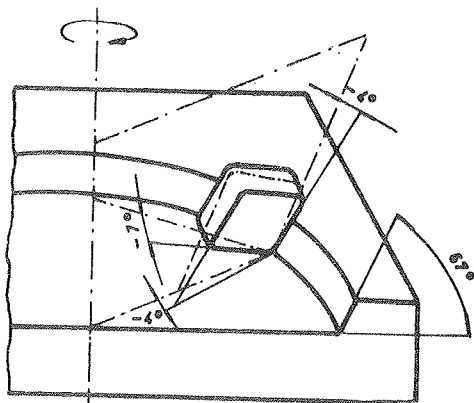
x) Ratko V. Mitrović, dipl. ing., asistent Odeljenja Mašinskog fakulteta u Kragujevcu, saradnik Instituta za alatne mašine i alate.

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate predstavlja deo naučnoistraživačkog projekta "SISTEMATSKO ISPITIVANJE OBRADLJIVOSTI PRI OBRADI REZANJEM KONSTRUKCIJSKIH MATERIJALA DOMAĆIM ALATIMA" u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad i niz privrednih i vanprivrednih organizacija.

## 2. Program i uslovi ispitivanja

Programom je predviđeno ispitivanje četiri vrste konstrukcijskog materijala (Č.1530, Č.1730, Č.5421 i SL-18) sa dosta širokim dijapazonom režima rezanja. Veličine koraka kretale su se u granicama 0,09 - 0,355 mm/z , dubine rezanja od 0,5 do 4 mm i brzine rezanja od 90 do 280 m/min . Širina glodanja iznosila je oko 65 mm.

Ispitivanja su vršena čeonim glodalom prečnika 100 mm proizvodnje švedske firme "FAGERSTA - BRUKS AB" . Stezanje pločice izvedeno je me-



Slika 1

tvrdi metal vrste SV 25 , dok je za obradu sivog liva korišćena vrsta HV 20 .

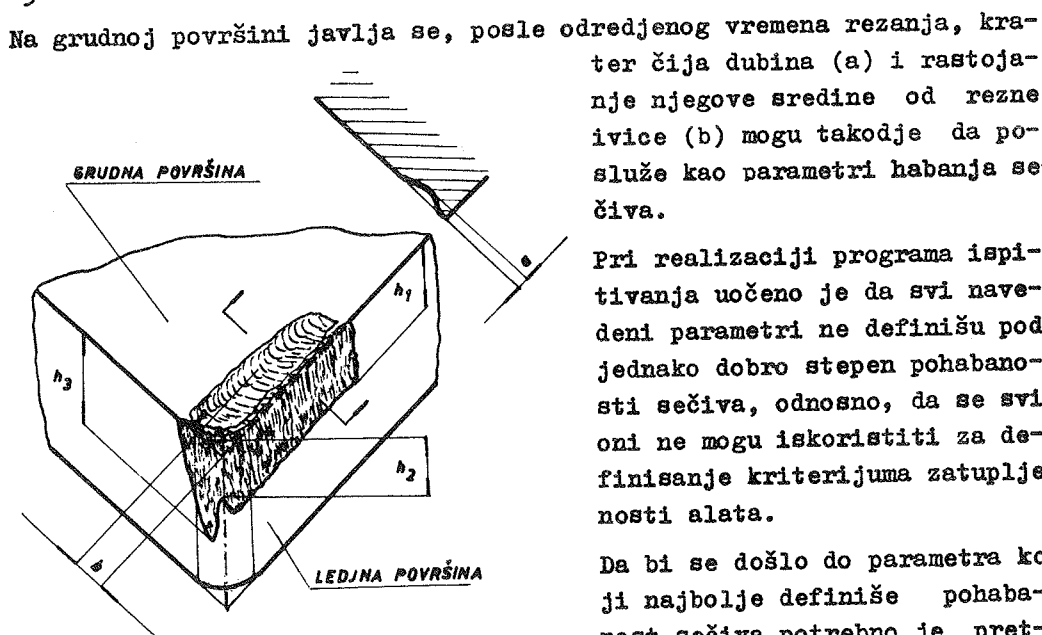
hantičkim putem, pri čemu je geometrija glavnog sečiva definisana konstrukcijom glodala i oblikom pločice od tvrdog metala. Na slici 1 prikazan je aksonometrijski izgled glavnog sečiva pločice. Kao rezni alat korišćene su pločice od tvrdog metala oblika C12 U304 dimenzija 12,7 x 12,7 x 3,18 mm proizvodnje "INTAL" - Zagreb, kod kojih nije predviđeno oštrenje posle zatupljenja rezne ivice. Za obradu čelika upotrebljavan je

Kompletan program izveden je na univerzalnoj glodalici PGU-3 koju je po sistemu "HECKERT" proizvelo preduzeće "PRVOMAJSKA" - Zagreb. Praćenje habanja pločice po ledjnoj površini vršeno je na univerzalnom mikroskopu MMI sovjetske proizvodnje, dok je habanje po grudnoj površini praćeno na Zeiss-Schmaltz-ovom mikroskopu. Glodanje je vršeno bez hladjenja.

## 3. Oblici habanja sečiva zuba pri obradi nekih konstrukcijskih materijala

Rečeno je već da se pri obradi čeonim glodalima sa tvrdim metalom sečivo haba i po grudnoj i po ledjnoj površini. Na slici 2 prikazan je tipičan oblik habanja sečiva zuba čeonih glodala sa tvrdim metalom. Na ledjnoj površini sečiva moguće je pratiti tri parametra habanja i to

- $h_1$  - širina pojasa habanja na ledjnoj površini glavnog sečiva,  
 $h_2$  - habanje na ledjnoj površini vrha sečiva (habanje po radijusu vrha), i  
 $h_3$  - koncentrisano habanje na radijusu vrha sečiva.



Slika 2

Na grudnoj površini javlja se, posle odredjenog vremena rezanja, krater čija dubina ( $a$ ) i rastojanje njegove sredine od rezne ivice ( $b$ ) mogu takodje da posluže kao parametri habanja sečiva.

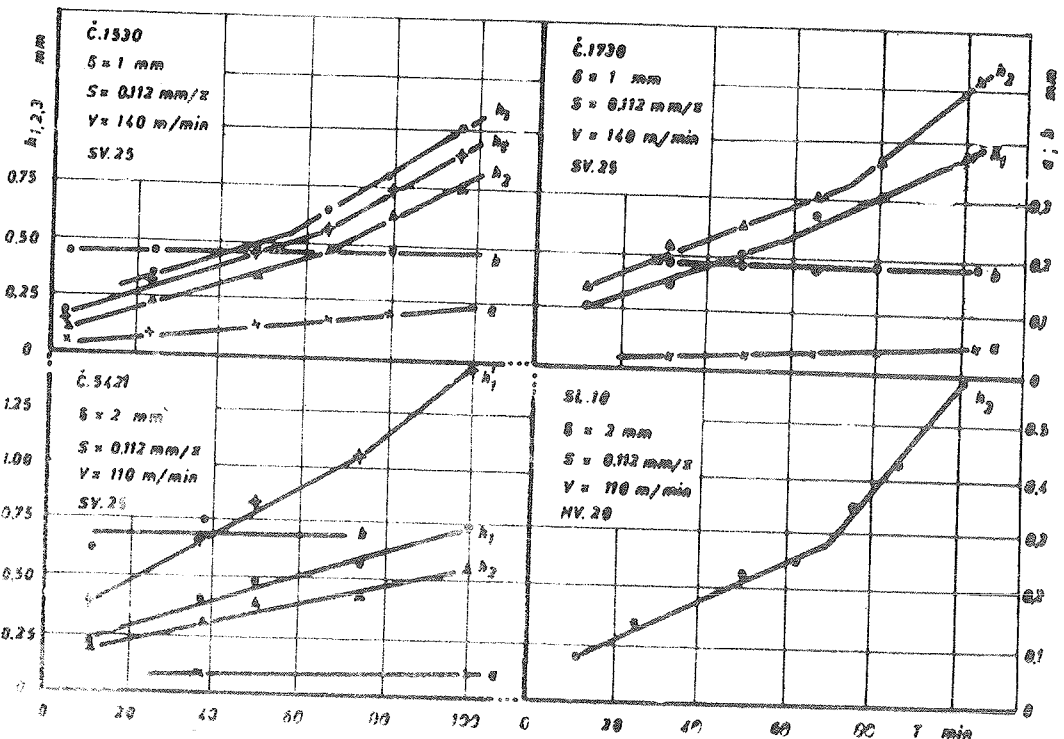
Pri realizaciji programa ispitivanja uočeno je da svi navedeni parametri ne definišu podjednako dobro stepen pohabanoosti sečiva, odnosno, da se svi oni ne mogu iskoristiti za definisanje kriterijuma zatupljenosti alata.

Da bi se došlo do parametra koji najbolje definiše pohabanoost sečiva, potrebno je prethodno poznavati oblik habanja glavnog sečiva u toku celog perioda rezanja. Prema literaturi, habanje na ledjnoj površini sečiva javlja se u vidu ujednačene ili neujednačene širine pojasa habanja, što znatno zavisi od vrste materijala alata, obradivanog materijala i od režima rezanja. Ukoliko su specifični pritisci na glavnom sečivu manji, a tvrdoća sečiva dovoljno velika, to će i ravnomernost habanja na ledjnoj površini biti veća. Međutim, pri obradi kvalitetnijih, teže obradljivih materijala, gde se stvara kidana strugotina, javlja se neravnomerna širina pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva. Habanje po grudnoj površini može imati dva karakteristična vida. Ukoliko se vrši rezanje krutih materijala (sivog liva, mesinga, bronz e i drugih), naročito pri rezanju sa manjim korakom, na grudnoj površini neće doći do stvaranja kratera, već će se pojas habanja širiti od same rezne ivice u smeru odvođenja strugotine. Za slučaj rezane strugotine, specifični pritisci na grudnoj površini su veći na izvesnoj udaljenosti od rezne ivice, što pojačava difuziono i adheziono habanje, a kao posledica javlja se udubljenje u

vidu kratera.

Posmatranjem oblika habanja u toku preliminarnih ispitivanja došlo se do zaključka da se pri čeonom glodanju pločicama od tvrdog metala može u nekim slučajevima pratiti pet parametara habanja kao što je prikazano na slici 2.

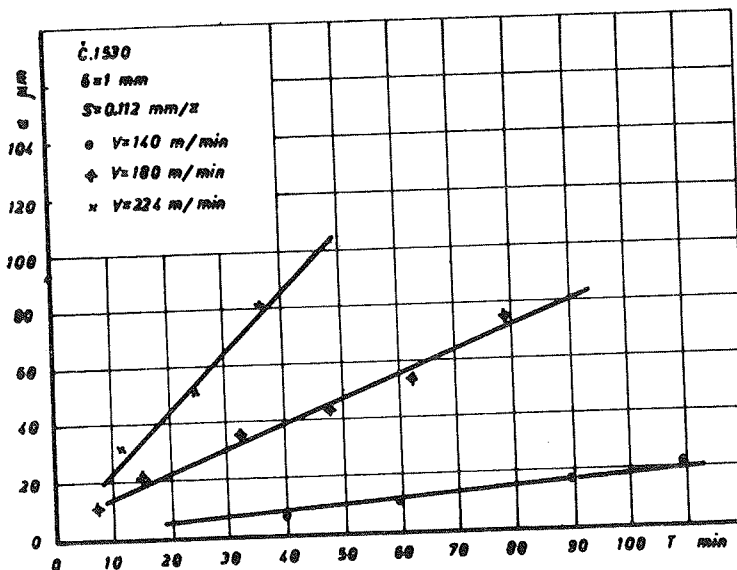
Praćenjem parametara habanja u toku rezanja, sa različitim režimima rezanja, svih navedenih konstrukcijskih materijala dobiveni su podaci za konstruisanje velikog broja krivih habanja u koordinatnom sistemu  $h, T$ . Na slici 3 prikazane su, primera radi, krive habanja dobivene praćenjem svih pet parametara habanja. (a)



Slika 3

Pažljivim razmatranjem oblika habanja sečiva pri obradi čelika Č.1530 jasno je uočljivo da se po ledjnoj površini sečiva mogu pratiti tri karakteristična parametra habanja, odnosno  $h_1$ ,  $h_2$ ,  $h_3$ . Habanje po grudnoj površini je u vidu kratera koji je definisan parametrima  $a$  i  $b$ . Pojas habanja na ledjnoj površini sečiva  $h_1$  je blago talasast, uglavnom paralelan sa glavnim sečivom. Parametar  $h_3$  javlja se na

ledjnoj površini radijusa vrha u vidu koncentrisanog habanja i pome-  
ren je prema pomoćnom sečivu u odnosu na osu radijusa vrha. Habanje  
na prelaznom radijusu između ledjnih površina glavnog i pomoćnog se-  
čiva  $h_2$ , u najvećem broju slučajeva je manje od parametara  $h_1$  i  $h_3$ .  
Dakle, između parametara koji definišu habanje na ledjnoj površini,  
pri obradi Č.1530 postoji odnos  $h_3 > h_1 > h_2$ . Habanje po grudnoj po-  
vršini je od manjeg značaja za definisanje kriterijuma zatupljenja, s  
obzirom da veličine merenih parametara  $a$  i  $b$  nisu prouzrokovale oš-  
tećenje rezne ivice ni onda kada je  $h_1$  dostizalo veličinu od 1,2 mm.  
Kod pojave kratera karakteristično je da se parametar  $a$ , odnosno du-  
bina kratera povećava sa povećanjem brzine rezanja i koraka po zubu.  
Porast dubine kratera je u toku rezanja linearan i približno se može  
prikazati pravom linijom koja prolazi kroz koordinatni početak, odno-  
sno  $a = cT$  gde je  $c$  - konstanta zavisna od režima rezanja i od vr-  
ste obradivanog i alatnog materijala. Slika 4 prikazuje promenu pa-

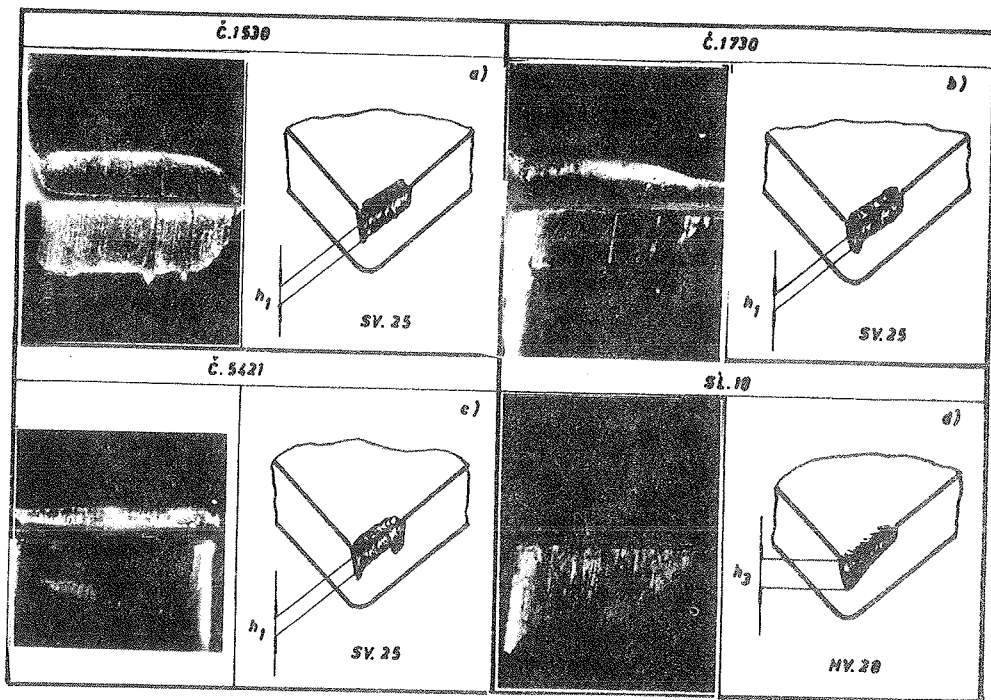


Slika 4

rametra  $a$  sa promenom vremena rezanja. Analizom eksperimentalno do-  
bivenih dijagrama može se uočiti da, na primer, sa povećanjem brzine  
rezanja za 28% u odnosu na  $V = 140 \text{ m/min}$ , javlja se povećanje dubi-  
bine kratera za oko 416%. Udaljenje sredine kratera od rezne ivice u  
toku rezanja je konstantno. Upoređenjem vrednosti parametra  $b$  dobi-  
venih pri različitim režimima rezanja, zapaženo je da sa povećanjem

dubine i brzine rezanja  $b \approx \text{const.}$ , dok sa povećanjem koraka po zubu parametar  $b$  se proporcionalno povećava.

Obradom rezultata dobivenih pri ispitivanju čelika Č.1730 utvrđeno je da oblik habanja na grudnoj i ledjnoj površini ima skoro isti karakter kao pri obradi Č.1530. Razlika je u tome što pri obradi Č.1730 između parametara  $h_2$  i  $h_3$  postoji jednakost, tj.  $h_2 = h_3$ , tako da su po ledjnoj površini praćena dva parametra  $h_1$  i  $h_3$ .



Slika 5

Obradom rezultata dobivenih pri ispitivanju čelika Č.5421, najpre se može uočiti da mu je indeks obradljivosti daleko niži, i da treba izbegavati obradu istog sa pločicama od tvrdog metala. Oblik habanja na ledjnoj površini sečiva je dosta promenjen u odnosu na oblik habanja pri obradi ugljeničnih čelika. S jedne strane koncentrisano habanje se javlja stapanjem parametara  $h_2$  i  $h_3$ , dok se s druge strane koncentrisano habanje javlja po ledjnoj površini koja klizi po otvrdnutom sloju prethodno obradjene površine, slika 5c.

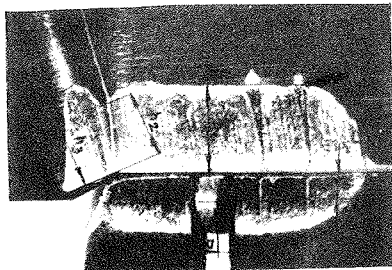
Habanje sečiva pri obradi SI-18 sa pločicama HV 20, znatno se razlikuje od habanja sečiva pri obradi ostalih konstrukcijskih materijala.



Čak i kod dubine rezanja od 4 mm pojas habanja po ledjnoj površini smanjuje se od radijusa vrha duž glavnog sečiva u vidu trapezoida, slika 5d, što onemogućava praćenje parametra  $h_1$ . Parametar  $h_2$  se stapa sa parametrom  $h_3$ , te je pri ispitivanju sivog liva meren samo parametar  $h_3$  na mestu koncentrisanog habanja. Karakteristična je pojava habanja po grudnoj površini. Krater na grudnoj površini se neće pojaviti na nekom odstojanju od rezne ivice, čak i pri radu sa najvećim brzinama rezanja, već se pojas habanja po grudnoj površini prostire od samog sečiva i širi u smeru odvodjenja strugotine. Habanje po grudnoj površini je zanemarljivo u odnosu na habanje po ledjnoj površini, tako da je za kriterijum potpunog zatupljenja alata merodavna širina pojasa habanja po ledjnoj površini sečiva. Ovako habanje po grudnoj površini se može objasniti pojavom kidane strugotine pri obradi sivog liva, čime je smanjeno trenje izmedju strugotine i grudne površine.

#### 4. Izbor parametra za definisanje kriterijuma potpunog zatupljenja sečiva

Zbog složenosti oblika habanja pločica od tvrdog metala, odnosno zbog pojave većeg broja parametara habanja, postoji dilema, koji parametar usvojiti kao merodavan za ocenu potpunog zatupljenja alata. Analizom konstruisanih krivih habanja tražen je onaj parametar habanja sečiva koji može, pri različitim režimima rezanja, da dostigne maksimalno moguću veličinu, a da pritom ostali parametri ne dovedu do naglog slabljenja rezne ivice što bi svakako prouzrokovalo krzanje i lom iste. Na slici 6 prikazan je razvijeni oblik pohabanog sečiva sa parametrima habanja na ledjnoj i grudnoj površini pločice SV 25 pri obradi Č.1530.



Slika 6

Pri obradi konstrukcijskih čelika sa pločicama od tvrdog metala pokazalo se da je za definisanje potpunog zatupljenja sečiva najbolje izabrati parametar  $h_1$ , odnosno širinu pojasa habanja po ledjnoj površini glavnog sečiva. Kako je pri obradi sivog liva bilo moguće pratiti samo parametar  $h_3$ , to je ono i usvojeno za definisanje kriterijuma potpunog zatupljenja sečiva.

Za odredjivanje kriterijuma potpunog zatupljenja alata postoji više

metoda čiji je cilj postizanje maksimalne postojanosti u određenim uslovima rezanja. Za alate koji se podvrgavaju oštrenju treba voditi računa o momentu prekida rezanja koji zavisi od početka naglog habanja. Međutim, za alate koji se ne podvrgavaju oštrenju, kao što je slučaj sa, u ovom radu korišćenim pločicama od tvrdog metala, treba formirati kriterijum potpunog zatupljenja - za slučaj grube obrade, na osnovu debljine pločice.

## 5. Zaključci

Pažljivom analizom dobivenih rezultata dolazi se do sledećih zaključaka:

5.1. Pri čeonom glodanju sa pločicama od tvrdog metala javlja se veoma složen oblik habanja sečiva, koji je varijabilan u zavisnosti od uslova rezanja. Karakteristično je da se kod svih ispitivanih čelika habanje sečiva po grudnoj površini javlja u vidu kratera, dok pri obradi sivog liva pojava kraterskog habanja ne postoji. Pri obradi konstrukcijskih čelika čeonim glodalima sa pločicama od tvrdog metala, vrste SV 25 sa mehaničkim stezanjem, oblik habanja pločice se može dobiti praćenjem parametara habanja  $h_1$ ,  $h_2$ ,  $h_3$ , a i b .

5.2. Pri izboru parametra habanja za definisanje potpunog zatupljenja alata izabran je onaj parametar koji može, pri različitim uslovima rezanja, da dostigne maksimalno moguću veličinu, a da pritom ostali parametri ne dovedu do naglog slabljenja sečiva alata. Pri ispitivanju domaćih pločica od tvrdog metala oblika C12 U304, kod kojih oštrenje nije predviđeno, utvrđeno je da je pri obradi navedenih čelika sa pločicama SV 25 najbolje usvojiti parametar habanja  $h_1 = 1,2$  mm, dok pri obradi SI-18 sa pločicama HV 20, parametar habanja  $h_3 = 1,4$  mm. Pri izboru veličine parametra habanja kojim je definisano potpuno zatupljenje sečiva alata vodjeno je računa da pri svim režimima rezanja koncentrisano habanje ne predje polovinu debljine pločice od tvrdog metala.

## 6. Literatura

- [1] L.J. Clair, Design and Use of Cutting Tools, Mc Graw-Hill Book, New York (1952)

- [2] A.M. Vuljč, Rezanije metalov, Mažgiz, Moskva (1963)
- [3] Kolektiv autora, Sistematsko ispitivanje obradljivosti pri obradi rezanjem jugoslovenskih konstrukcijskih materijala domaćim alatima, Elaborat 14/64, 37/66 i 93/68 IAMA, Beograd

R. M i t r o v i ć

#### DIE FORM DER ABNUTZUNG DER SCHNEIDE UND DIE AUSWAHL DER STUMPFUNGSKRITERIEN DER HARTMETALL-STIRNFRÄSER

Gegenwärtig, als das Hartmetall immer breitere Verwendung bei der Bearbeitung durch das Fräsen findet, ist es unbedingt erforderlich, wie die Ursache, so auch die Form der Abnutzung der Werkzeugschneide zu können. Durch systematische Prüfungen der Bearbeitbarkeit einiger jugoslawischer Konstruktionsmaterialien bei der Bearbeitung mit Stirnfräsern aus Hartmetall einheimischer Herkunft, im Rahmen des wissenschaftlichen Forschungsprojektes "Systematische Prüfungen der Bearbeitbarkeit bei der Bearbeitung jugoslawischer Konstruktionsmaterialien durch Fräsen mit einheimischen Werkzeugen" welches vom IAMA, Beograd geleitet wird, wurde die Form der Abnutzung der Schneide definiert, sowie die Auswahl der Abnutzungsparameter durchgeprüft, die das beste Bild über den Abnutzungsgrad der Werkzeuge wiedergeben.

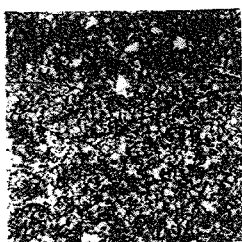


D. Dužević x)

DOMAĆA ISKUSTVA U MJERENJU VELIČINE ČESTICA I RASPODJELE ČESTICA  
PO VELIČINI KOD SIROVINE ZA ALATE S TVRDIM METALOM

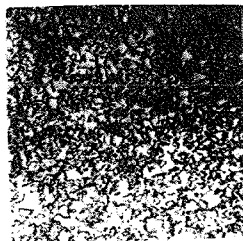
1. Veličina čestice i svojstva tvrdog metala

Širok raspon vrsta tvrdog metala zasnovan je uglavnom na razlikama u kemijskom sastavu i promjenama zrnaće karbidne faze. Utjecaj zrnaće ilustrira slika 1. Domaće vrste HV-05, HV-10 i HV-20 u biti su istog



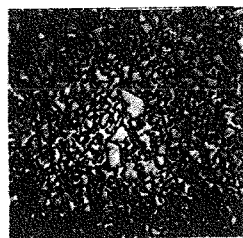
1000 x

a



1000 x

b



1000 x

c



20000 x

d



20000 x

e



5000 x

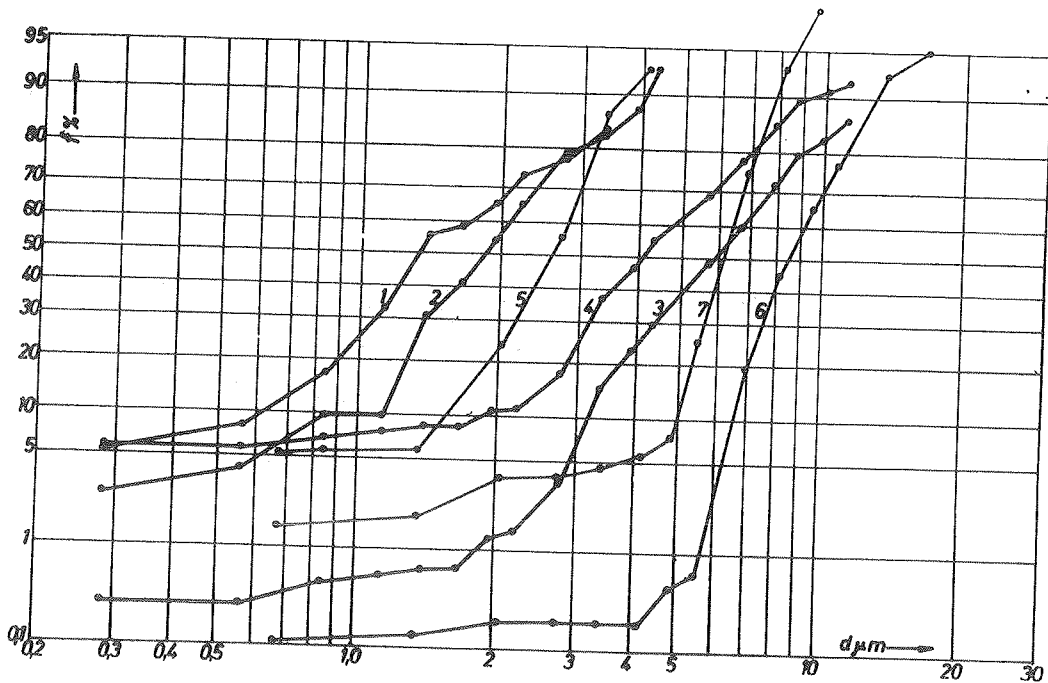
f

Sl. 1. Mikrostrukture domaćih vrsta: a) HV-05, b) HV-10, c) HV-20 i tipična karbidna zrna za: d) HV-05, e) HV-10, f) HV-20 vrstu tvrdog metala

x) Davor Dužević, dipl. ing. fizike, inženjer za mikroskopska istraživanja industrije "SINTAL" - Zagreb.

kemijskog sastava, a ipak ih razlika u zrnaći karbidne komponente razvrstava u tri različite ISO grupe primjene K-05, K-10 i K-20 respektivno [1], [2]. Njihova se fizikalno-mehanička svojstva također međusobno znatno razlikuju [2].

Tipične krivulje raspodjele čestica karbidne komponente po veličini za tri navedene vrste prikazane su na slici 2 kumulativno u lognormalnoj koordinatnoj mreži [3], [4], [5].



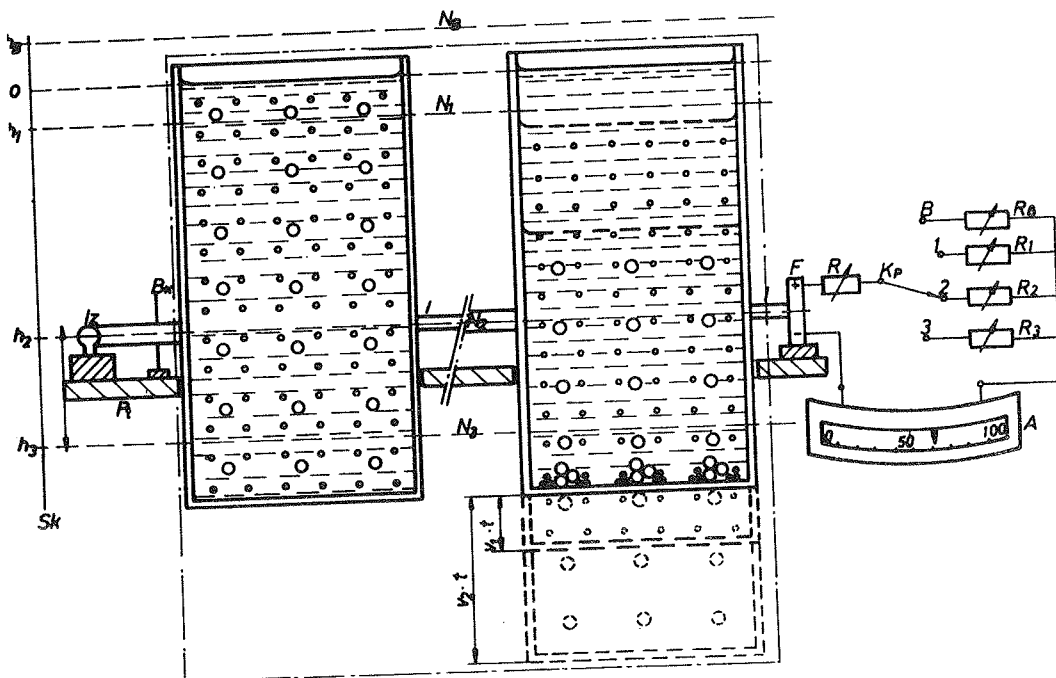
Sl. 2. Krivulje raspodjele u lognormalnoj koordinatnoj mreži:  
 1 - karbidna sirovina za vrstu HV-05, 2 - karbidna sirovina za vrstu HV-10, 3 - karbidna sirovina za vrstu HV-20, 4 - karbidna sirovina za vrstu HV-20 u X aproksimaciji, 5 - dijamantni prah 2-5  $\mu\text{m}$ , 6 - dijamantni prah 5-10  $\mu\text{m}$  od istog proizvođača, 7 - dijamantni prah 5-10  $\mu\text{m}$  od drugog proizvođača.

## 2. Osnovni nacrt mjernog uređaja

Mjerni uređaj (slika 3) konstruiran je prema literaturnim izvorima [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13] s nastojanjem, da se uvažavaju primjedbe o nedostacima metode i da se oni u što većoj mjeri otklone pravilnim izborom dimenzija i funkcionalnom električkom šemom mjernog

OR.13.2

kruga, koja dozvoljava mjerenje uz konstantne optičke uvjete na tri različita nivoa. Izvor svijetla i fotočelija fiksirani su na platfor-



Sl.3. Osnovni nacrt mjernog uredjaja i šema taloženja. Iz - izvor svijetla, Bk - kolimator, Pt - vertikalno pomična platforma, F - fotočelija, R,  $R_B$ ,  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $R_3$  - promjenjivi otpornici, Kp - preklopnik, A - ampermetar, Sk - skala za očitavanje dubine. Dvije uokvirene kivete predstavljaju istu kivetu u dva različita vremenska trenutka. Vidi se, da se koncentracija na mjerne nivou  $N_2$  nije promijenila, također ni svjetlosni intenzitet prolaznog snopa.

mu, koja se može vrlo lako i brzo vertikalno gibati, a da ne dotiče stijenke kivete sa suspenzijom. Mjerna kiveta smještena je na zasebno stabilnom postolju radi izbjegavanja trešnje tokom mjerenja. Fotočelija i ampermetar rade u linearnom području svojih karakteristika. Cio sistem zatvoren je u kutiju nepropusnu za vanjsko svjetlo.

### 3. Teorijske osnove mjerenja

Stokes-ov zakon definira jednoliku vertikalnu brzinu padanja  $v$  (cm.sek<sup>-1</sup>) kuglastih čestica promjera  $d$  ( $\mu\text{m} = 10^{-4}$  cm) i gustoće  $\rho_c$  (g.cm<sup>-3</sup>) u tekućini dinamičkog viskoziteta  $\eta$  (poaz = g.cm<sup>-1</sup>.sek<sup>-1</sup>) i gustine  $\rho_t$  (g.cm<sup>-3</sup>) pod utjecajem sile teže [6], [9], [10], [11], [13], [14], [15]

$$v = \frac{h}{t} = \frac{g \cdot d^2 \cdot (\rho_c - \rho_t)}{18 \cdot \eta} \quad (1)$$

gde je  $h(\text{cm})$  = vertikalni razmak izmedju dva vodoravna nivoa u suspenziji,  $t(\text{sek})$  = vrijeme potrebno da čestice promjera  $d$  prevale razmak izmedju ta dva nivoa,  $g(\text{cm} \cdot \text{sek}^{-2})$  = gravitaciona konstanta. U primjeni na odredjivanje krivulje raspodjele čestica po veličini gornji nivo predstavlja uvijek površina tekućine u mjernoj kiveti, donji jedan od nivoa  $N_1, N_2, N_3$  (slika 3). Smatra se, da čestice odmah započnu jednolikim padanjem po zakonu (1) (zanemaruje se period ubrzanja čestica po uravnoteženju gravitacione i viskozne sile). Takodjer se u praktičkim izračunavanjima [15] ne uzimaju u obzir mnogobrojne korekcije Stokes-ovog zakona [6], [9].

Drugi zakon u osnovi ovog mjerenja govori o slabljenju intenziteta svjetlosnog snopa nakon prolazanja kroz homogenu suspenziju čestica realnog praha u prozirnoj tekućini [10]

$$\ln \frac{I_0}{I} = \ln \frac{100}{T} = \frac{1}{4} k \cdot C \cdot L \sum_{d=0}^{d=d_{\max}} K_d \cdot N_d \cdot d^2 \quad (2)$$

gde je  $I_0$  = intenzitet svjetlosnog snopa nakon prolaza kroz čistu suspenzionu tekućinu (bez praha),  $I$  = intenzitet snopa nakon prolazanja kroz homogenu suspenziju praha koncentracije  $C(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$  grama praha na  $1 \text{ cm}^3$  tekućine,  $T = (I/I_0) \cdot 100$  = "propusnost" suspenzije,  $L(\text{cm})$  = duljina puta svjetlosnog snopa kroz suspenziju,  $K_d$  = faktor raspršenja,  $N_d$  = broj čestica promjera  $d$  na 1 gram mase praha.

Formula (2) uzima preko izraza  $\frac{1}{4} k \cdot \sum_{d=0}^{d=d_{\max}} N_d \cdot d^2$  u razmatranje stvarnu specifičnu površinu  $s_t(\text{cm}^2 \cdot \text{g}^{-1})$  [16] praha s česticama raznih diametara od  $d = 0$  do  $d = d_{\max}$ . Očito je za čestice idealnog kuglastog oblika  $k = \pi$ . Odstupanja oblika čestica od kuglastog rezultiraju u odstupanjima faktora oblika  $k$  od vrijednosti  $\pi$ . U tom se slučaju pod "dijametrom"  $d$  neke realne čestice podrazumijeva promjer kuglice iste tvari, koja bi kod taloženja uz iste uslove imala istu brzinu padanja, kao i promatrana stvarna čestica (Stokes-ov dijametar, [10]).

Kod čestica s promjerima ispod  $80 \mu\text{m}$  dodatno slabljenje intenziteta svjetlosnog snopa uzrokovano je raspršenjem. Ovaj efekt jako je ovisan o promjeru čestica i u račun ulazi preko faktora  $K_d$ , za koji postoje razradjene teorijske i eksperimentalne krivulje [6], [8], [9],



[10], [11], [17], [18], [19]. Prema njima je u ovom radu konstruirana pojednostavljena funkcija  $K_d(d)$ , podesna za linearnu interpolaciju (slika 4).

#### 4. Tok proračuna

Uvodjenjem ekstinkcije [20]

$$E = \log \frac{I_0}{I} = 0,4343 \cdot \ln \frac{I_0}{I} \quad (3)$$

u jednađžu (2) dobija se izraz

$$\frac{4}{0,4343 \cdot k \cdot L} \cdot \frac{E}{C} = \sum_{d=0}^{d=d_{\max}} K_d \cdot N_d \cdot d^2 \quad (4)$$

Uz zanemarenje horizontalne komponente gibanja, sedimentacija frakcije praha promjera na primer  $d_1$  (slika 3), homogeno suspendiranog u tekućini, odvija se kao paralelna vertikalna translacija naniže cijele kivete za veličinu  $v_1 \cdot t$ , gde je  $v_1$  brzina padanja čestica diametra  $d_1$  dana relacijom (1), a  $t$  vrijeme opažanja. Očito ova paralelna translacija ne utiče na koncentraciju čestica promjera  $d_1$  na dubinu  $h > h_1 = v_1 \cdot t$ . Jednako se zaključuje za sve ostale frakcije praha. Koncentracija čestica na nekoj dubini  $h$  ne mijenja se sve dotle, dok se vrijeme  $t$  uklapa u nejednakost  $h > h_{\max} = v_{\max} \cdot t$ , gde je  $v_{\max}$  Stokesova brzina padanja frakcije praha najvećeg promjera  $d_{\max}$ . Nakon trenutka  $t_0 = h/v_{\max}$  na nivou  $h$  nema više ni jedne čestice promjera  $d_{\max}$  i koncentracija  $C$  suspenzije na tom nivou umanjuje se za parcijalnu koncentraciju frakcije praha promjera  $d_{\max}$ . U daljnjim trenucima sa nivoua dubine  $h$  iščezavaju posljednje (gornje) čestice promjera sukcesivno manjih od  $d_{\max}$ , koncentracija pada. U beskonačno dalekom trenutku na dubini  $h$  nema više čestica.

Na dubini  $h$  propušta se kroz suspenziju svjetlosni snop. Sve do trenutka  $t_0 = h/v_{\max}$  kazaljka ampermetra pokazuje stalni otklon, jer se zbog prisustva svih veličinskih frakcija praha u stalnim koncentracijama zasjenjujuća površina ne mijenja. U trenutku  $t_1 > t_0$  kazaljka ampermetra pokazuje veći otklon (koncentracija i time zasjenjujuća površina manje, intenzitet propuštenog svijetla veći, jača struja fotoćelije). Svjetlosni snop prolazi kroz homogenu suspenziju čestica svih promjera između  $d = 0$  i  $d = d_1 = (18 \cdot \eta \cdot \frac{h}{g} (\rho_c - \rho_t) \cdot t_1)^{1/2}$   
(1). Označe li se odgovarajuća koncentracija suspenzije sa  $C_1$  i eks-

tinkcija s  $E_1$ , relacija (4) poprima konkretan vid

$$\frac{4}{0,4343 \cdot k \cdot L} \cdot \frac{E_1}{C_1} = \sum_{d=0}^{d=d_1} K_d \cdot N_d \cdot d^2 \quad (5)$$

Za trenutak  $t_2 > \tau_0$  vrijedi analogno

$$\frac{4}{0,4343 \cdot k \cdot L} \cdot \frac{E_2}{C_2} = \sum_{d=0}^{d=d_2} K_d \cdot N_d \cdot d^2 \quad (6)$$

gdje je opet prema (1)  $d_2 = (18 \cdot \eta \cdot h/g \cdot (\rho_c - \rho_t) \cdot t_2)^{\frac{1}{2}}$ . Vremena  $t_1 > t_2$  odabiru se tako, da se u malom intervalu  $[d_1, d_2]$  (pritom prema (1),  $d_2 > d_1$ ) koeficijent  $K_d$  može smatrati konstantnim i jednakim  $\bar{K}_{21}(\bar{d}_{21})$ . Suptrakcija (5) od (6) daje

$$\Delta_{21} = \frac{E_2}{C_2} - \frac{E_1}{C_1} = \frac{0,4343 \cdot k \cdot L}{4} \left( \sum_0^{d_2} K_d \cdot N_d \cdot d^2 - \sum_0^{d_1} K_d \cdot N_d \cdot d^2 \right) \sim \bar{K}_{21} \sum_{d=d_1}^{d=d_2} N_d \cdot d^2 \quad (7)$$

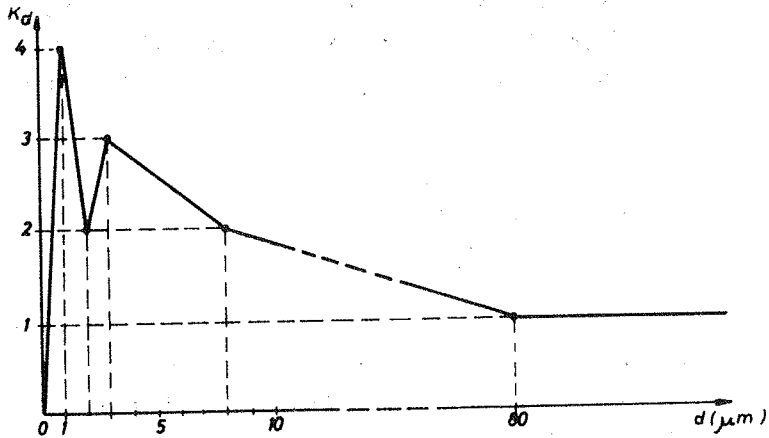
Mali interval  $[d_1, d_2]$  predstavlja se svojim srednjim dijametrom  $d_{21} = (d_1 + d_2)/2$ . Izraz pod znakom sume na desnoj strani (7) proporcionalan je ukupnoj vanjskoj površini čestica u intervalu dijametara  $[d_1, d_2]$ , dakle je izraz  $\bar{d}_{21} \sum_{d_1}^{d_2} N_d \cdot d^2 \sim \sum_{d_1}^{d_2} N_d \cdot d^3$  proporcionalan ukupnom volumenu, odnosno masi svih čestica tog intervala. Uvodi se veličina  $P_{21}$  razmjerna masi

$$P_{21} = \frac{\frac{E_2}{C_2} - \frac{E_1}{C_1}}{\bar{K}_{21}} \bar{d}_{21} \sim \bar{d}_{21} \sum_{d=d_1}^{d=d_2} N_d \cdot d^2 \quad (8)$$

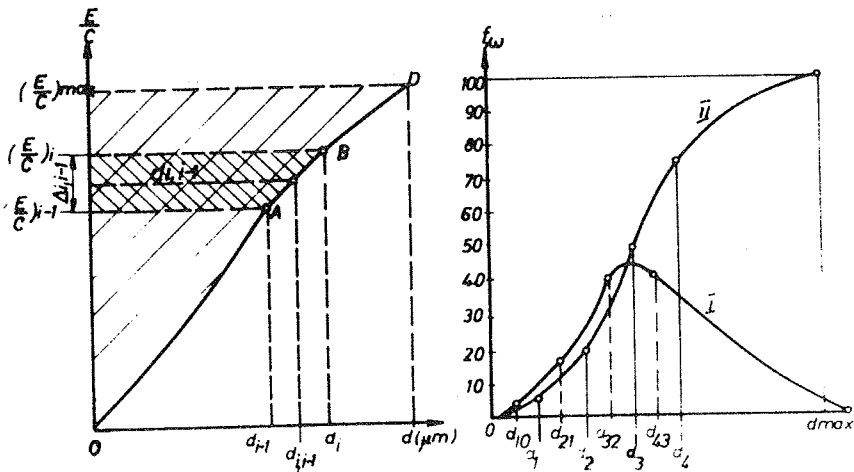
Cjelokupan interval  $[0, d_{\max}]$  dijeli se tačkama  $d_1$  na statistički opravdan [4] broj  $n$  manjih intervala. U dijagramu  $(E/C)-d$  (slika 4) mala površina  $AB(E/C)_i (E/C)_{i-1}$  predstavlja prema (8) masu čestica u intervalu dijametara  $[d_i, d_{i-1}]$ , drugačije rečeno masu čestica s prosječnim dijametrom  $\bar{d}_{i,i-1}$ . Površina  $OD(E/C)_{\max}$  prema tome predstavlja cjelokupnu masu uzorka.

Faktor  $\bar{K}_{i,i-1}$  u nazivniku (8) pritom je samo nebitni korekcionni faktor. "Masena" vjerojatnost  $P_{i,i-1}$  čestica intervala  $d_{i-1}, d_i$  je prema tome:

$$P_{i,i-1} = \frac{P_{i,i-1}}{\sum_{i=1}^n P_{i,i-1}} = \frac{\frac{\bar{d}_{i,i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} \left( \frac{E_i}{C_i} - \frac{E_{i-1}}{C_{i-1}} \right)}{\sum_{i=1}^n \frac{\bar{d}_{i,i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} \left( \frac{E_i}{C_i} - \frac{E_{i-1}}{C_{i-1}} \right)} \quad (9)$$



a



b

c

Sl. 4. Uz proračun krivulje raspodjele: a) pojednostavnjena funkcija  $K_d(d)$ , b) dijagram  $E/C - d$ , c) krivulja raspodjele (II) i krivulja gustoće raspodjele (I) u  $f(w) - d$  dijagramu.

Krivulja raspodjele dobije se svodjenjem vjerojatnosti  $P_{i,i-1}$  cijelog intervala  $[d_{i-1}, d_i]$  na jedinicu njegove duljine. Podesno je "masenu" gustoću vjerojatnosti  $w_{i,i-1}$  definirati na slijedeći način [4]

$$w_{i,i-1} = \frac{P_{i,i-1}}{d_i - d_{i-1}} \cdot 100 \quad (10)$$

Češće se umjesto krivulje raspodjele koristi tzv. kumulativna krivulja (slika 4). Nad dijametrom  $d_i$  unosi se u grafikonu  $f_i - d_i$  ukupnu masu  $f_i$  čestica intervala  $[0, d_i]$  u postotku ukupne mase uzorka (= 100)

$$f_i = \frac{\sum_{k=1}^i P_{k,k-1}}{\sum_{k=1}^n P_{k,k-1}} \cdot 100 \quad (11)$$

Kumulativno prikazivanje u dijagramu  $f_i - d_i$  može se izvesti u linearnoj, polulogaritamskoj [21], normalnoj [4] i drugim koordinatnim mrežama. U ovom radu (slika 2) primijenjena je lognormalna koordinatna mreža (kao u [5]). Vrlo približno linearan tok krivulje raspodjele u gornjem dijelu opravdava genetski fundiranu pretpostavku o lognormalnom karakteru ovih raspodjela [22].

Kako je prema (9)  $\sum_{i=1}^n P_{i,i-1} = 1$ , prosječni se dijametar čestica računa po formuli [4]

$$\bar{d} = \sum_{i=1}^n P_{i,i-1} \cdot \bar{d}_{i,i-1} \quad (12)$$

Označili se ukupna koncentracija  $C$  praha u suspenziji brojem 1, izraz  $f_1/100$  predstavlja očito relativnu koncentraciju čestica intervala dijametara  $[0, d_1]$ .

##### 5. Problem izračunavanja i prijedlog rješenja

Da bi se u formulu (8) u svrhu računanja kumulativne krivulje (11) moglo ući s ispravnim vrijednostima relativne koncentracije  $C_i \approx f_i/100$ , potrebno je najprije poznavati tu kumulativnu krivulju. Krug se zatvara i formula (8) gubi praktičku vrijednost. Pretpostavi li se, međutim, da je koncentracija  $C_1$  suspendiranog praha kod svakog mjerenja konstantna, formule (8), (9) i (11) dobivaju pojednostavnjen izgled

$$P_{i,i-1} = \frac{E_i - E_{i-1}}{C \cdot \bar{K}_{i,i-1}} \sim \frac{E_i - E_{i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} \quad (8')$$

$$P_{i,i-1} = \frac{\frac{\bar{d}_{i,i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} (E_i - E_{i-1})}{\sum_{i=1}^n \frac{\bar{d}_{i,i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} (E_i - E_{i-1})} \quad (9')$$

$$f_i = \frac{\frac{\bar{d}_{k,k-1}}{\bar{K}_{k,k-1}} (E_k - E_{k-1})}{\sum_{k=1}^n \frac{\bar{d}_{k,k-1}}{\bar{K}_{k,k-1}} (E_k - E_{k-1})} \quad (11')$$

Ovdje više ne figurira veličina  $C_i$ . Nepromjenjivost koncentracije prešutno je prihvaćena u dostupnoj literaturi [9], [10], i konture izračunavanja po ovom planu dane su u prvih 6 stupaca nepotpune tabele za izračunavanje (tablica 1) na primjeru karbida za vrstu HV-20. Vrijednosti kolona 2, 3, 4 i 6 izračunate su po formulama (1), (8') (za  $C = 1$ ), (9') i (11') respektivno. Na ovaj relativno brzi i općenito prihvaćeni način izračunate su  $f_i$  vrijednosti za sve krivulje na slici 2 osim za krivulju 4. Shvaćen, međjutim, kao "nulta aproksimacija" niže opisanog postupka postepenih približenja, rezultat ovog suviše pojednostavljenog načina sagledavanja postaje osnova za računski put do korektnog rješenja začaranog kruga (8)-(9)-(11)-(8). U "nultoju aproksimaciji" varijabla  $C_i$  ocijenjena je kao konstanta  $C = 1$  (apsolutna je vrijednost koncentracije nevažna, jer  $C_i$  ulazi u brojnik izraza (9) odnosno (11) s istom potencijom s kojom ulazi i u nazivnike tih izraza; dovoljno je, dakle, računati s relativnom koncentracijom). Iskoristili se "0-tu" kumulativnu krivulju za praćenje promjene relativne koncentracije suspenzije (vidi tekst iza formule (12)), dobije se elemente za unošenje približne vrijednosti relativne koncentracije u formule (8), (9) i (11). Zbog male protežnosti intervala  $[\bar{d}_{i-1}, \bar{d}_i]$  (u smislu promjena veličina  $E$ ,  $K_d$  i  $C$ ) formula (8) se još pojednostavnjuje

$$P_{i,i-1} \cong \frac{\bar{d}_{i,i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} \left( \frac{E_i}{f_i} - \frac{E_{i-1}}{f_{i-1}} \right) \sim \frac{\bar{d}_{i,i-1}}{\bar{K}_{i,i-1}} \frac{E_i - E_{i-1}}{\bar{f}_{i,i-1}} \quad (13)$$

gdje je  $\bar{f}_{i,i-1} = (f_i + f_{i-1})/2$ . Na ovaj se način dobije prvo pribli-



ženje kumulativne krivulje. Novodobivene  $f_1$  vrijednosti uvrstavaju se opet u  $F_{i,i-1}$  vrijednosti nultog približenja prema formuli (8) itd., a postupak se prekida, kada se dva puta za redom dobije ista kumulativna krivulja. Konture računa prikazane su u kolonama 7 do 14 Tablice 1, a dobiveni rezultat je unesen u sliku 2 (krivulja 4) radi usporedbe s nultim približenjem (krivulja 3). Kako je logično očekivati, postupak postepenog približavanja jače naglašava vjerojatnost manjih dijametara.

## 6. Održavanje stalnih optičkih uvjeta kod mjerenja

Električka šema (slika 2) omogućuje izjednačavanje optičkih uvjeta na različitim nivoima  $N_i$  (dubine  $h_i$  ispod površine tekućine) električkim putem. Promjenjivi otpornici  $R_B, R_1, R_2, R_3$  međusobno se tako podeše prije početka mjerenja, da otklon kazaljke ampermetra na baždarnom i svim mjernim nivoima bude  $T = 100$  jedinica skale. U mjerenoj kivetu je pri tom samo čista suspenzionna tekućina. U daljnjem toku mjerenja, prije svakog pojedinačnog mjerenja na odgovarajućem mjernom nivou  $N_i$  ( $i = 1, 2, 3, \dots$ ) provjerava se otklon kazaljke ampermetra na baždarnom nivou  $N_B$ . Ukoliko on ne iznosi 100 jedinica skale, nagodi ga se na tu vrijednost podešavanjem promjenljivog otpornika  $R$ .

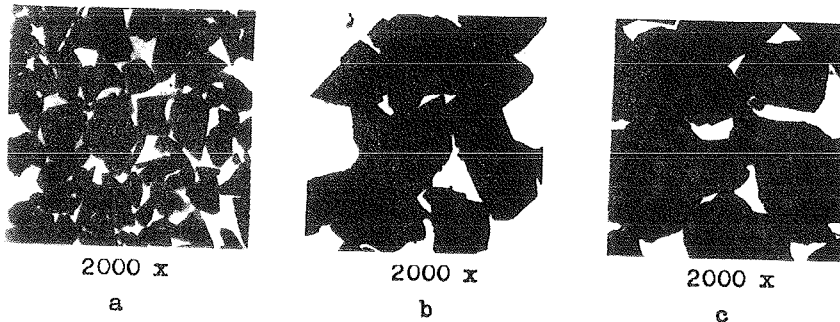
Ovim se postupcima izbjegavaju kako pogreške uslijed razlika u optičkim uvjetima na različitim mjernim nivoima, tako i pogreške uzrokovane kolebanjima svjetlosnog intenziteta izvora svjetlosti.

## 7. Završne napomene

Iako na rezultat mjerenja utječu mnogi faktori počev od pripreme uzorka [7], [15], [23], metoda daje pouzdane rezultate. Ovaj zaključak sugeriraju domaća iskustva u mjerenjima prahova volframa, volframovog karbida, volframovog oksida, glinice, glazure, dijamanta (sedimentacija u destiliranoj vodi). Na slici 5 prikazane su elektronske mikrografije čestica triju raznih gradacija dijamantnog praha za poliranje, čije su krivulje raspodjele dane na slici 2. Kao i u slučaju karbida, mikrografije potvrđuju međusobni položaj odgovarajućih krivulja raspodjele.

Na nekoliko primjera ekstremno različitih tipova krivulja raspodjele

utvrđena je konvergencija postupka sukcesivnih aproksimacija. Kod finijih prahova potreban broj približenja je oko 5, kod grubljih može biti i više od 10. Također izgleda, da se sve krivulje pomiču nali-



Sl.5. Elektronske mikrografije dijamantnih prahova sa slike 2: a) tipične čestice za prah s krivuljom raspodjele 5, b) tipične čestice za prah s krivuljom raspodjele 7, c) tipične čestice za prah s krivuljom raspodjele 6 sa slike 2.

jevo bez remećenja međusobnog položaja (slika 2). Kako je, međutim, za izvodjenje ovog računa potrebno nekoliko sati, a za samu "O-tu" aproksimaciju uz dobro pripremljenu tabelu za računanje (dopunjena Tablica 1) i rutinu oko 1 sat i manje, to je i domaća mjerna praksa prihvatila samu "O-tu" aproksimaciju kao dovoljan relativan pokazatelj međusobnog odnosa veličine čestica raznih prahova; uslijed niza drugih neuklonjenih mogućnosti pogreške (komplicirana ovisnost  $K_d(d)$ , odstupanja zakona sedimentacije od formule (1), aglomeracija čestica, uticaj stijenki posude itd.) metoda ionako ne može pretendirati na apsolutnu tačnost. Dobru baždarnu sliku apsolutne veličine čestice daje elektronska mikrografija.

## 8. Zaključak

Metoda pokazuje karakteristične obrise toka krivulje raspodjele čestica po veličini i u lognormalnoj koordinatnoj mreži, kao i u polulogaritamskoj, vrlo zorno ističe relativne međusobne odnose prahova različite zrnoće; osjetljiva je na male razlike u raspodjeli među raznim uzorcima, reproducibilna. Očigledna je mogućnost automatizacije računskog postupka, a postoji mogućnost automatizacije i procesa mjerenja.



## 9. Literatura

- [1] B.Kraut, Džepni strojarski priručnik, treće izdanje, Tehnička knjiga, Zagreb (1963)
- [2] R.Kieffer, F.Benesovsky, Hartmetalle, Springer-Verlag, Wien - New York (1965)
- [3] J.Aitchison, J.A.Brown, The Lognormal Distribution, Cambridge University Press (1966)
- [4] E.Schindowski, O.Schürz, Statistische Qualitätskontrolle, VEB Verlag Technik, Berlin (1959)
- [5] J.Barta, E.Ariel, Compacting and Sintering of Tungsten Powder Mixtures, 6. Plansee Seminar, Reutte, 24.-28. VI (1968), Vorabdrucke I, Vortrag No 5
- [6] H.E.Rose, The Measurement of Particle Size in Very Fine Powders, Chemical Publishing Company, Inc., New York (1954)
- [7] H.Burden, A.Barker, The Measurement of Grain Size of Tungsten and Tungsten Carbide Powders Used for the Manufacture of Hard Metals, J. Inst. Metals, 75 (1948) 51-8
- [8] V.Vouk, Ph.D.Thesis, University of London (1948)
- [9] A.I.Michaels, Turbidimetric Particle Size Distribution Theory, Application to Refractory Metal and Oxyde Powders, ASTM Special Technical Publication No. 234 (1958) 207-43
- [10] H.E.Rose, Eine Studie über das Problem der Korngrössenmessung, Chemie Ing. - Technik, 31 (1959) 183-91
- [11] E.G.Richardson, Turbidity Measurement by Optical Means, The Proc. of the Phys. Soc., 55 (1943) 48
- [12] H.E.Rose, R.N.Langmaid, Nature (London), 179 (1957)
- [13] ASTM Designation: C-115-58
- [14] ASTM Designation: B 293-54 T
- [15] Deutsche Normen 666.31:620.1:539.215.4, Entwurf, April 1958
- [16] G.E.Andrejev, V.V.Tovarov, V.A.Perov, Zakonomernosti izmeljčeni-ja i isčislenija karakteristik granulometričeskovo sastava, Metalurgizdat, Moskva (1959)
- [17] H.E.Rose, Nature (London), 168 (1951) 784
- [18] I.A.Stratton, H.G.Houghton, Phys. Rev., 38 (1931) 159
- [19] L.I.Brillouin, J. Appl. Phys., 20 (1949) 1110
- [20] K.Weber, Optičke metode, Školska knjiga, Zagreb (1958)

- [21] Katalog tvornice Ugine Carbone "Wolframpulver und Wolfram - Chemikalien, Metallpulver", list C40
- [22] R.R.Irani, C.F.Callis, Particle Size: Measurement, Interpretation and Application, J.Willey and Sons, Inc., New York - London (1963)
- [23] A.I.Michaels, T.L.Weaver, R.C.Nelson, Effect of Dispersion Techniques Upon the Measured Particle Size and Distribution of Tungsten Powder, ASTM Bulletin (1960) 74-7

D. D u ž e v i ć

DOMESTIC EXPERIENCE IN PARTICLE SIZE AND PARTICLE SIZE DISTRIBUTION  
DETERMINATION FOR CEMENTED CARBIDES RAW MATERIALS

It is well known, that the particle size distribution characteristics of powdered materials affect essentially the physical and mechanical properties of sintered products. The Yugoslav producer of sintered hard metals uses relatively simple and rapid photosedimentometric method for particle size distribution determination. The basic apparatus design is described and calculation trace is indicated. A special care is paid for the equivalence and constancy of optical conditions during measuring. In theoretical aspect the attention is paid to concentration variation effect on the measuring results, and the way is suggested to take it into account. Examples of tungsten carbide and diamond powders particle distribution are given.

D. V u k e l j a x)

KINEMATSKI ODNOSI U KOČIONOM SLOJU STRUGOTINE PRI OBRADI REZANJEM xx)

## 1. Uvod

Pri obradi konstrukcijskih čelika rezanjem (posebno žilavih) valja pretpostaviti da brzine kliženja i deformacije u slojevima strugotine blizu kontakta bitno utiču na režim naslaga na sečivu (vrhu alata), a s tim u vezi i na kvalitet obrade.

Generisanjem toplotne energije veličine brzina utiču i na druge interakcije na mestu kontakta, kao što su: difuzija, temperaturska polja, hemijske reakcije, distribucija utroška dovedene mehaničke energije. To uslovljava potrebu detaljnijeg izučavanja njihove veličine.

Mišljenja u svetskoj literaturi [5], [10], [14] o ovome problemu su podeljena slično kao što su podeljene i u vezi sa nastajanjem strugotine.

U ovom radu, i uz uvažavanje dosadašnjih napora, predlaže se kompleksniji pristup izučavanju kinematskih veličina uzimajući u obzir delovanje toplotnih i mehaničkih opterećenja na delić metala u kočionom sloju. S tim u vezi, a korišćenjem elemenata teorije plastičnosti termodinamike i matematičke fizike napisane su jednačine kretanja, jednačine kontinuiteta i energije za delić metala kočionog sloja. Primenom principa hidrodinamike na probleme rezanja proračunati su kinematski parametri u gornjim slojevima strugotine<sup>xxx)</sup>. U kočionom sloju su oni proračunati analizom mikrostruktura dobijenih pri trenutnom prekida-

---

x) Dušan J. Vukelja, dipl.ing., samostalni saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, 27. marta 80

xx) Rad proističe iz projekta "Istraživanje u oblasti reznih i steznih alata - osnovno ispitivanje mehanike rezanja" u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad i izvestan broj privrednih organizacija.

xxx) Pod gornjim slojevima podrazumevaju se slojevi strugotine iznad kočionog u kojem se ne odvija međusobno relativno kretanje

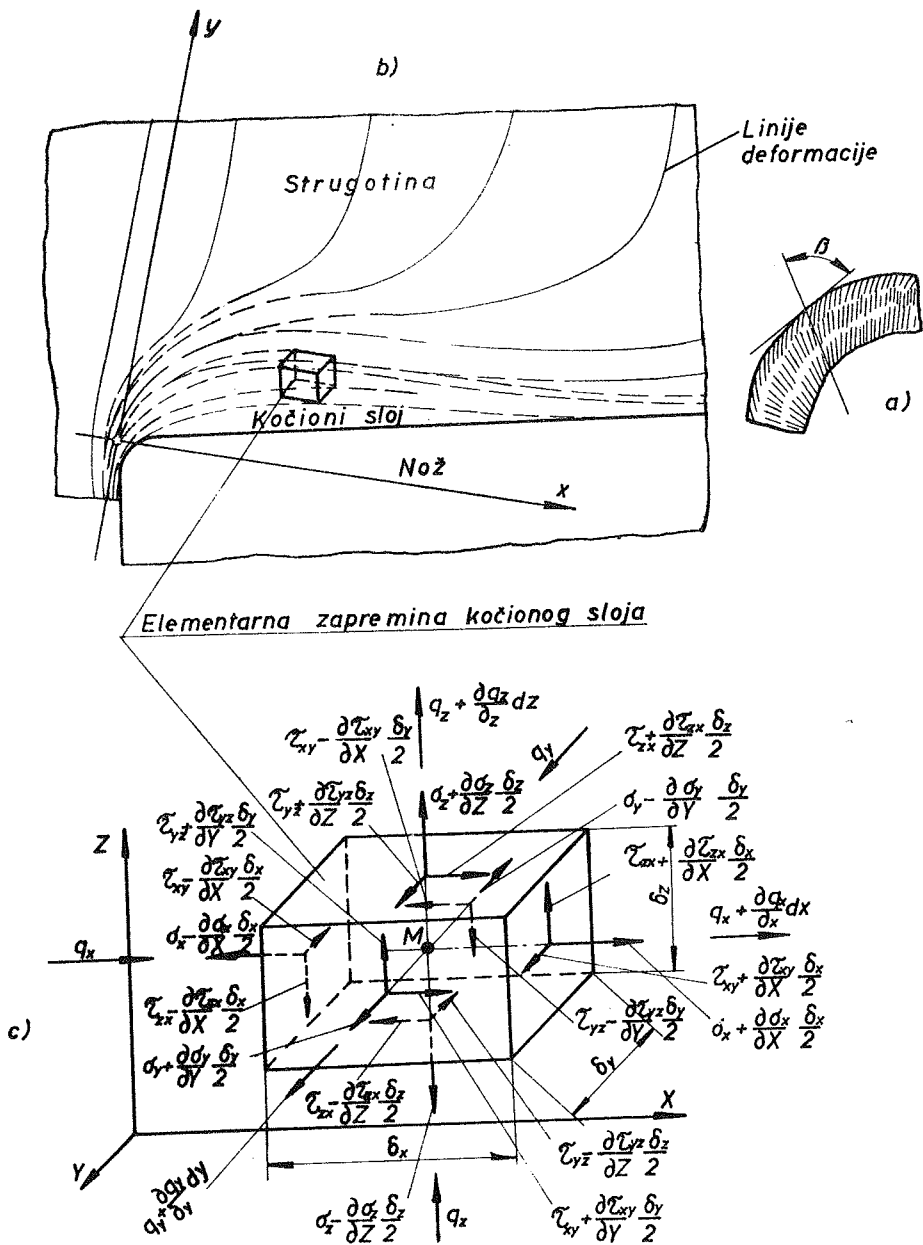
nju procesa rezanja.

U daljem tekstu daje se izvodjenje jednačina i proračun kinematskih veličina, pri čemu je u drugom odeljku izneta teorijska analiza, izvodjenje jednačina i proračun parametara tečenja pomoću potencijala brzine (u gornjim slojevima), a u trećem proračun parametara tečenja u kočionom sloju, posmatranjem njegove mikro-strukture. Pritom su korišćene sledeće oznake:

- $\sigma$  = normalni naponi,
- $\tau$  = smičući naponi,
- $\rho$  = gustina,
- $X, Y, Z$  = masene sile,
- $\epsilon$  = deformacija,
- $\dot{\epsilon}$  = brzina deformacije,
- $\gamma_{ij}$  = deformacija smicanjem,
- $\dot{\gamma}_{ij}$  = brzina deformacije smicanjem,
- $P$  = hidrostatički pritisak,
- $\Theta$  = temperatura,
- $U, v, W$  = brzine kretanja,
- $\alpha$  = koeficijent prenosa toplotne energije,
- $\Delta\Theta = \Theta_{\omega} - \Theta_{\infty}$ ,
- $V_x, V_y$  = komponente brzine,
- $T$  = vreme deformacije,
- $V$  = brzina rezanja,
- $V_s$  = brzina kliženja strugotine po alatu,
- $\gamma$  = grudni ugao alata, i
- $\omega_x, \omega_y, \omega_z$  = ubrzanje.

## 2. Teorijska analiza problema

Poznato je da usled plastične deformacije pritiskivanja i smicanja pri obradi rezanjem nastaje strugotina koja pri obradi plastičnih materijala ima kontinualan karakter [10]. Njen uzdužni presek prikazan na slici 1a ima slojastu strugotinu u vidu nagnutih lamela, čiji su krajevi pri kliženju strugotine po alatu sabijeni i povijeni suprotno smeru kretanja strugotine. Stoga, a usled zametnih sila pritiska i brzina rezanja, nastaju dve istovremene, po prirodi različite pojave trenja: unutrašnje, u kočionom sloju, i spoljnje, nastalo posle izlaska kontaktnih delića metala strugotine iz kočionog sloja u predeogde su sile pritiska manje.



Sl. 1. Izgled strugotine i koćionog sloja

Oba ove pojave [15] uzrokuju intenzivno generisanje toplotne energije, a unutrašnje trenje uzrokuje istovremeno još i jačanje, odnosno povećanje tvrdoće.

Tečenje delića metala kroz kočioni sloj, prema tome, odvija se u vrlo složenim uslovima. Na njega deluju istovremeno mehanička i toplotna opterećenja.

Mehanička uzrokuju jačanje (povećanje tvrdoće), a toplotna sniženje. Međutim, zbog velike deformacije i njenog velikog intenziteta, delovanje toplotnih opterećenja (kao što će se videti kasnije) je pri većim brzinama rezanja slabije, usled čega se tvrdoća u ovoj oblasti, a naročito u pograničnom sloju, može da poveća u odnosu na polaznu tvrdoću obradljivog materijala. Pri obradi sa manjim brzinama rezanja delovanje toplotnog faktora postaje zametnije. Kočioni sloj postaje deblji; pri tome debljina raste do određene minimalne brzine rezanja, a zatim isčezava usled kidanja donjih slojeva metala u strugotini, pri čemu istovremeno dolazi do stvaranja naslaga (videti docnije iznete slike 2a,b,c,d,e).

Usled stvorenih naslaga i pomenutog kidanja slojeva nastaju prekidi u plastičnom tečenju metala, što nepovoljno utiče na stabilnost procesa rezanja i na niz drugih faktora vezanih za obradljivost metala rezanjem. Obradu metala u ovoj oblasti brzina rezanja bi, po našem mišljenju, trebalo izbegavati.

Primenom zakona teorije plastičnosti, zakona o održanju energije i zakona koji povezuje istovremeno delovanje deformacije njene brzine i temperature na delić metala, moguće je doći do matematskih izraza, koji definišu u najopštijem slučaju naponsko i energetsko stanje, a preko njih i kinematske odnose izdvojene elementarne zapremine date na slici 1c.

Korišćenjem ove slike i pomenutih zakona, a uz pretpostavku da su ispunjeni uslovi neprekidnosti, izotropnosti i nestišljivosti<sup>x)</sup> dobija se sledeće jednačine:

x) (i) Uslov neprekidnosti pretpostavlja da je telo neprekidno pre i posle deformacije, s tim u vezi brzine tečenja su neprekidne funkcije koordinata.

Matematička interpretacija neprekidnosti je

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\rho v) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho v) = 0$$

(ii) Izotropnost pretpostavlja jednakost osobina (fizičkih i mehaničkih) u svim pravcima

(iii) Nestišljivost:  $\text{div } \dot{\mathbf{v}} = 0 = \dot{\epsilon}_{xx} + \dot{\epsilon}_{yy} + \dot{\epsilon}_{zz} = \dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2 + \dot{\epsilon}_3 = 0$

(iv) Pri tome, s obzirom da se obrada odvija sa većim deformacijama, treba da je tenzor napomena kolinearan sa tenzorom brzine de-

## 2.1. Jednačine kretanja

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + \rho(x - \omega_x) &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + \rho(y - \omega_y) &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \rho(z - \omega_z) &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

2.2. Jednačina kojom je obuhvaćeno delovanje deformacije, njenje brzine i temperature na otpor deformaciji delića metala

$$\sigma = - \int_V \frac{\partial \sigma}{\partial \theta} d\theta + \int_V \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} d\epsilon + \int_V \frac{\partial \sigma}{\partial \dot{\epsilon}} d\dot{\epsilon} + c \quad (2)$$

## 2.3. Jednačina energije

$$\begin{aligned} \rho \cdot c_p \left( \frac{\partial \theta}{\partial t} + u \frac{\partial \theta}{\partial x} + v \frac{\partial \theta}{\partial y} + w \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) &= \lambda \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) + \\ &+ \dot{\epsilon}_x \sigma_{x,x} + \dot{\epsilon}_y \sigma_{y,y} + \dot{\epsilon}_z \sigma_{z,z} + \dot{\gamma}_{yz} \tau_{yz} + \dot{\gamma}_{zx} \tau_{zx} + \\ &+ \dot{\gamma}_{xy} \tau_{xy} + \frac{\partial p}{\partial t} + u \frac{\partial p}{\partial x} + v \frac{\partial p}{\partial y} + w \frac{\partial p}{\partial z} \end{aligned} \quad (3)$$

Da bi sistem jednačina bio rešiv i zatvoren (potrebno je da ima onoliko jednačina koliko je nepoznatih funkcija), sistemu (1) treba dodati još osam jednačina plastičnosti (videti [4]), a jednačini (3) jednačinu prenosa toplotne energije, koja se zasniva na Newton-ovom zakonu prenosa toplotne energije ( $\alpha = \frac{\lambda}{\Delta \theta} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial n}$ ), jednačinu kretanja i energije za fluid koji okružuje strugotinu u procesu rezanja, videti [2], strane 209 - 242.

U jednačini (3) leva strana predstavlja promenu entalpije, a desna promenu unutrašnje energije usled provodjenja i radova zapreminskih sila i sila smicanja.

Datim sistemom jednačina definisana je (kao što je bilo reči) naponsko i energetska stanje elementarnog delića zapremine. Integraljenjem ovih jednačina, za koje, međjutim, postoje mali izgledi za uspeh, odredile bi se, uz početne i granične uslove, nepoznate veličine (ukupno 11).

Za praktičnu primenu ove jednačine nemaju moguće veći značaj. Međjutim, za izračunavanje zakonitosti procesa rezanja izvedene jednačine pred-

stavljaju bazu od koje bi trebalo poći. Pri tome valja istaći da do sada proces rezanja nije razmatran na ovaj način.

Kod rešavanja zadataka u vezi sa plastičnom deformacijom obično se uvođe uprošćenja i kombinuje eksperimentalno-teorijski pristup, kao i korišćenje rezultata dobijenih ispitivanjem na jednostavnijim modelima.

Tako je, primera radi, prema [4] za aksijalno stanje napona eksperimentalnim putem utvrđena zavisnost otpora deformacije u funkciji od brzine deformacije i temperature u vidu

$$\sigma = \sigma_0 \cdot e^{-\lambda \theta} \cdot \left( \frac{\dot{\epsilon}}{0,03} \right)^{A+K\theta(1-\frac{\theta}{\theta_0})} \quad (4)$$

Pri tome su:  $\lambda$ ,  $A$  i  $K$  = konstante, a  $\sigma_0$  = otpor deformaciji pri temperaturi  $\theta_0 = 800^\circ\text{C}$ .

Posmatranjem procesa rezanja na modelu pravouglog slobodnog rezanja mogu jednačine (1) i (2) da se uproste zahvaljujući činjenici da tečenje u ovim uslovima ne zavisi od treće koordinate. Ako se, pored toga, uzme u obzir da je tečenje stacionarno, tj. da ne zavisi od vremena, prethodni sistem jednačina svodi se na sistem (5.1, 5.2, 5.3) koji biva rešiv na računaru (u ovom radu ovaj sistem jednačina nije, međutim, rešavan)<sup>x)</sup>.

- Jednačine ravnoteže

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} &= 0 \end{aligned} \quad (5.1)$$

- Jednačine energije

$$\begin{aligned} \rho \cdot c_p \left( \frac{\partial \theta}{\partial t} + u \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) &= \lambda \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) + \\ &+ \dot{\epsilon}_x \sigma_{x,x} + \dot{\epsilon}_y \sigma_{y,y} + \dot{\gamma}_{xy} \tau_{xy} \end{aligned} \quad (5.2)$$

x) Rešenje jednačine (5.2) dato je u radu [15]. Pri tom se do veličina definisanih sa (5.1) došlo eksperimentalnim putem. Isto su tako jednačine prenosa toplotne energije sa strugotine na okolinu rešavane nezavisno od jednačine (5.2), s obzirom da su granični uslovi prenosa toplotne energije svedeni na granične uslove druge vrste.



Pomoćne jednačine ovima bile bi prema [4]

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} &= 0; & \sigma_x + p &= \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\epsilon_i} \cdot \frac{\partial v_x}{\partial x}; \\ \sigma_y + p &= \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\epsilon_i} \cdot \frac{\partial v_y}{\partial y}; & \sigma_z + p &= 0; & \tau_{xy} &= \frac{1}{3} \left( \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right); \end{aligned} \quad (5.3)$$

$$\dot{\epsilon}_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\left( \frac{\partial v_x}{\partial x} - \frac{\partial v_y}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right)^2}$$

$$\sigma_i = - \int_V \frac{\partial \sigma_i}{\partial \theta} d\theta + \int_V \frac{\partial \sigma_i}{\partial \epsilon_i} d\epsilon_i + \int_V \frac{\partial \sigma_i}{\partial \dot{\epsilon}_i} d\dot{\epsilon}_i + C.$$

Dosadašnje razmatranje odnosilo se na kočioni sloj. Gornji slojevi, međutim, imaju konstantnu brzinu tečenja i približno konstantnu temperaturu. Valja usled toga prema [2] i [9] pretpostaviti (isto tako ispunjeni su uslovi neprekidnosti, stacionarnosti i nestišljivosti o kojima je bilo prethodno reči) da brzina ima potencijal oblika  $\varphi(x,y)$  i strujnu funkciju  $\psi(x,y)$ . Ova sličnost tečenja strugotine sa potencijalnim strujanjem (hidromehanika) idealne tečnosti biće iskorišćena za proračun kinematskih parametara u tom domenu, a da se ne rešava prethodni složeni sistem jednačina (5), dok će se za određivanje ovih parametara u kočionom sloju koristiti analiza deformacije mikrostrukture (o tome detaljnije u odeljku 3).

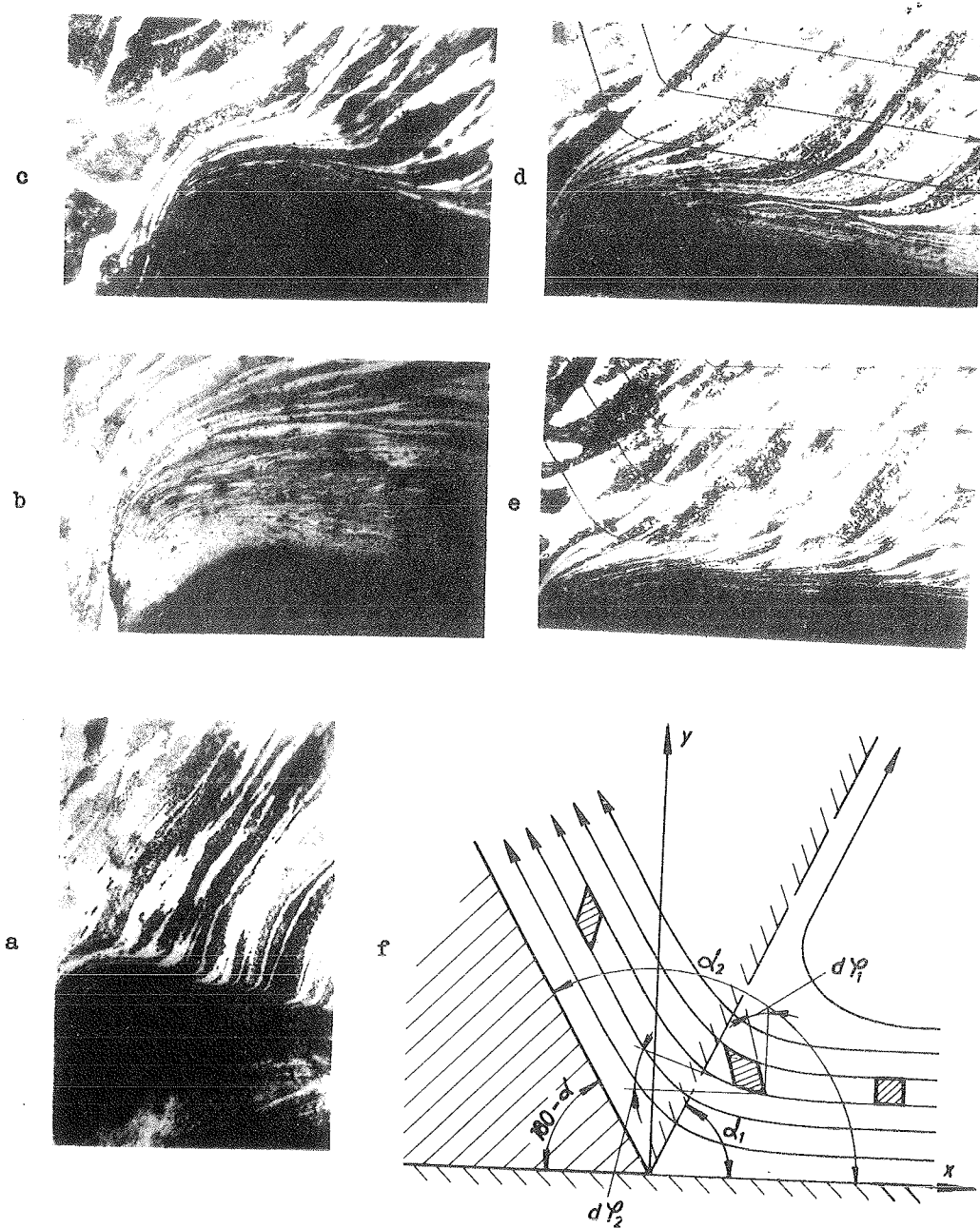
Kao što je poznato prema [2] i [9], ako je zadovoljen uslov  $\frac{\partial p}{\partial t} = 0$  i  $\text{div } V = 0$ , brzina ima potencijal i strujnu funkciju, pri čemu treba da važi

$$v_x = \frac{\partial \psi}{\partial y} \quad \text{i} \quad v_y = - \frac{\partial \psi}{\partial x}. \quad (6)$$

Funkcija  $\psi(x,y)$  se zbog stacionarnosti tečenja poklapa sa trajektorijom delića metala.

Analitički oblik funkcije  $\psi(x,y)$  biće pretpostavljen na osnovu oblika<sup>x)</sup> putanje delića metala prilikom prolaska kroz zonu deformacije. Na slikama 2a,b,c,d,e i f dati su u zavisnosti od brzine rezanja oblici zone deformacije.

x) Oblik zone deformacije određuje se trenutnim zaustavljanjem procesa rezanja pomoću specijalnog noža. Usled prekida procesa rezanja strugotina se zadržava na predmetu, što omogućava izučavanje deformacije po fazama, kao što se ona odvija pri nastajanju strugotine. Pravljenjem izbrusaka i snimanjem te zone, dobijaju se snimci mikrostrukture na osnovi koje se određuju putovanja delića metala, slike 2a,b,c,d,e,f.



Sl. 2. Presek kroz strugotinu pri obradi na strugu č.0645 ( $\delta = 1$  mm,  $s = 0,1$  mm/o) pri brzini  $v$  [mm/min] a) 18, b) 45, c) 65, d) 99 i e) 166; f) izgled strujnice kod potencijalnog tečenja

OR.14.8

Na osnovi rezultata datih na slikama 2 analitički oblik strujne funkcije je

$$\psi = ax + by + c \sqrt{xy} \quad (7)$$

Korišćenjem tih uslova dobijene su tri jednačine sa tri nepoznate

$$\begin{aligned} \frac{\partial \psi}{\partial x} &= a + \frac{c}{2} \sqrt{\frac{y_B}{x_B}} = -\frac{v}{l} \cos \gamma = v_y, \\ \frac{\partial \psi}{\partial y} &= b + \frac{c}{2} \sqrt{\frac{x_A}{y_A}} = v = v_{xA}, \\ \frac{\partial \psi}{\partial y} &= b + \frac{c}{2} \sqrt{\frac{x_B}{y_B}} = \frac{v}{l} \sin \gamma = v_{xB}, \end{aligned} \quad (8)$$

pri čemu su  $x_A$ ,  $x_B$ ,  $y_A$  i  $y_B$  odgovarajuće koordinate tačaka A i B na slici 3 respektivno.

Pri obradi Č.0645 sa režimima obrade  $v = 100$  m/min,  $\delta = 1$ ,  $s = 0,1$ ,  $\gamma = 15^\circ$ , izmerene su veličine

$$\sqrt{\frac{x_A}{y_A}} = 1,58; \quad \sqrt{\frac{y_B}{x_B}} = 0,935; \quad \sqrt{\frac{x_B}{y_B}} = 1,07,$$

pri tome je  $\sin \gamma = 0,258$ ,  $\cos \gamma = 0,935$ .

Na osnovi tih podataka i rešavanjem sistema (8) jednačina strujnice, izrazi za brzinu kretanja delića metala slojeva i brzinu deformacije glase

$$\psi = v(-2,077x - 1,7y + 3,42\sqrt{xy}) \quad (9)$$

$$\frac{\partial \psi}{\partial y} = 1,7v + \frac{3,42}{2} v \sqrt{\frac{x}{y}} \quad (10)$$

$$\frac{\partial \psi}{\partial x} = -v_y = 2,077v + \frac{3,42}{2} v \sqrt{\frac{x}{y}} \quad (11)$$

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} = \dot{\epsilon}_x = -\frac{3,42}{4} v \frac{1}{\sqrt{xy}} \quad (12)$$

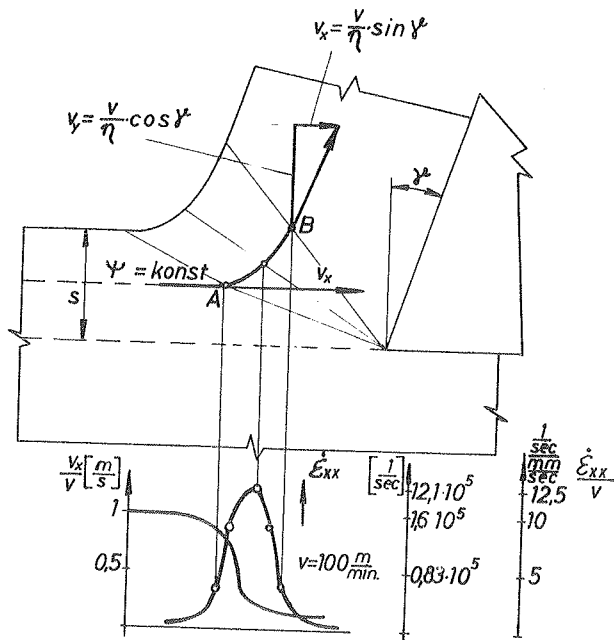
$$\frac{\partial v_y}{\partial y} = \dot{\epsilon}_y = \frac{3,42}{4} v \frac{1}{\sqrt{xy}} \quad (13)$$

Rezultati proračuna po ovim formulama dati su na slici 3. Lako je приметiti da se maksimalna veličina brzine deformacije nalazi u tački koja se nalazi na jednakom rastojanju, između tačaka A i B, i da raste sa smanjenjem grudnog ugla. Pri obradi sa negativnim uglom

(slika 2f) deformacija delića metala postaje zametna. Poznavanjem veličine deformacije brzine moguće je naći tangencijalne komponentalne napone između kojih postoji relacija

$$\tau_{ij} = \mu \cdot \dot{\epsilon}_{ij} \quad , \quad (14)$$

i na osnovu njih druge veličine, kao snagu toplotnih izvora i druge.

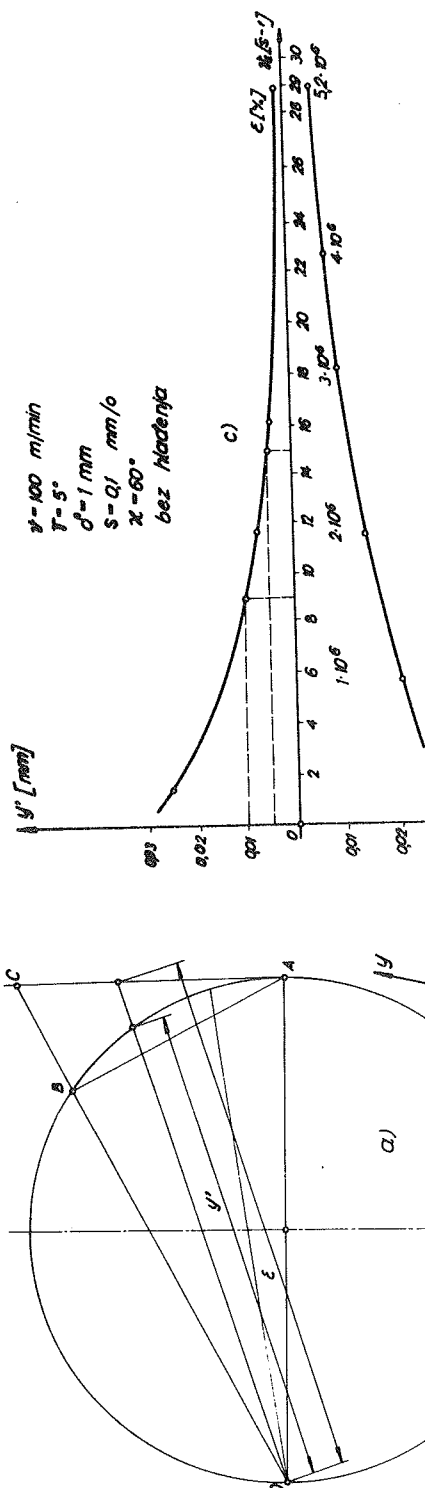


Sl.3. Rezultati proračuna brzine deformacije primenom principa hidromehanike

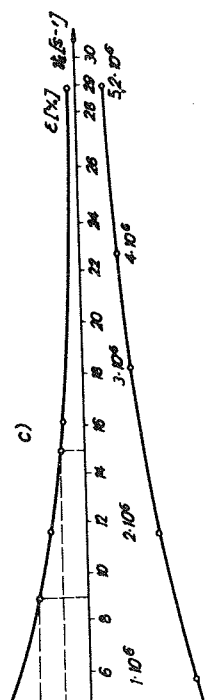
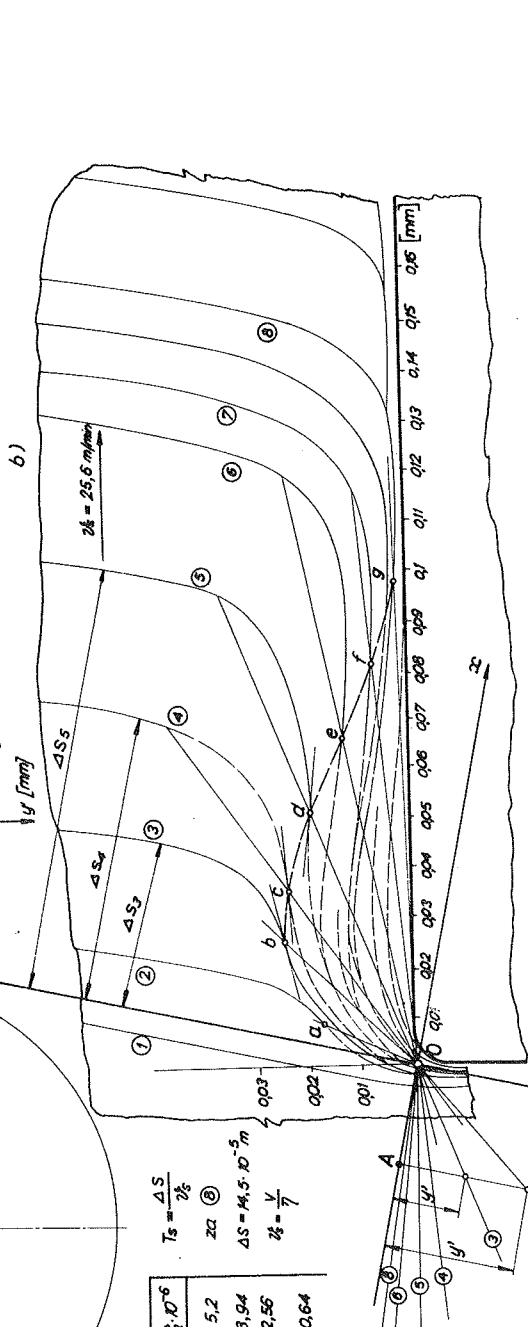
### 3. Proračun kinematskih parametara u kočionom sloju

Proračun kinematskih parametara u ovoj zoni nije moguć na prethodno opisan način, pošto nisu (radi prisustva unutarnjeg trenja) ispunjeni uslovi potencijalnog tečenja. Usled toga je proračun izveden analizom deformacije mikrostruktura, do kojih se došlo eksperimentalnim putem, trenutnim prekidanjem procesa rezanja.

Proračunom kinematskih veličina na ovaj način obuhvata se mehaničko, toplotno i brzinsko delovanje na delić metala u kočionom sloju. Da bi smo proračun izveli postavlja se (s obzirom da dopunska deformacija



$v = 100 \text{ m/min}$   
 $\gamma = 5^\circ$   
 $d = 1 \text{ mm}$   
 $s = 0,1 \text{ mm/o}$   
 $\alpha = 60^\circ$   
 bez hladjenja



$\frac{v_s}{v} = \frac{\epsilon}{\gamma} = \frac{d \cdot v}{d \cdot v}$   
 $T_s = \frac{\Delta S}{v_s}$

$T \cdot 10^6$	$y$	$\epsilon$	$\frac{\epsilon}{\gamma} \cdot 10^6$
5,65	0,005	29	5,2
4,7	0,01	18	3,94
2,34	0,02	6	2,56
1,56	0,025	1	0,64

$\Delta S = 44,5 \cdot 10^{-5} \text{ m}$   
 $\frac{v_s}{v} = \frac{\gamma}{\alpha}$

SI.4-PRORAČUN VELIČINE DEFORMACIJE I NJENOG INTEZITETA

počinje krivljenjem ravni smicanja) ordinatna osa koordinatnog sistema OXY kroz ravan smicanja sa početkom u vrhu alata, slika 4. Posle toga se sa fotografija mikrostrukture kočionog sloja prenose linije deformacije, koje prolaze približno kroz koordinatni početak. Korišćenjem poznate relacije moguće je odrediti veličinu deformacije

$$\epsilon = \frac{1}{y'} \quad (15)$$

Pri tome se veličine prvog izvoda određuju grafičkim diferenciranjem linije deformacije. U našem slučaju određuje se samo jedna vrednost prvog izvoda i to u prevojnoj tački s obzirom da se u toj tački nalazi i maksimalna veličina deformacija.

Način proračuna prikazan je na slici 4. Pošto je određena veličina deformacije njen intenzitet određujemo pomoću jednačine

$$\dot{\epsilon} = \frac{\epsilon}{T} \quad (16)$$

pri čemu vreme deformacije T određujemo merenjem sa fotografije razlike predjenog puta delića metala u gornjim slojevima prema delićima u kočionom sloju povezanih linijom deformacije. Izmerenu veličinu (slika 4) delimo sa brzinom kretanja gornjih slojeva  $v_s = \frac{v}{2}$  (koja je dobijena na osnovi zakona kontinuiteta)

$$T = \frac{\Delta s}{v_s} \quad (17)$$

Na ovaj način određuje se brzina deformacije kroz kočioni sloj.

Prema teoriji plastične deformacije važi

$$\frac{dv_y}{dy} = \dot{\epsilon} \quad (18)$$

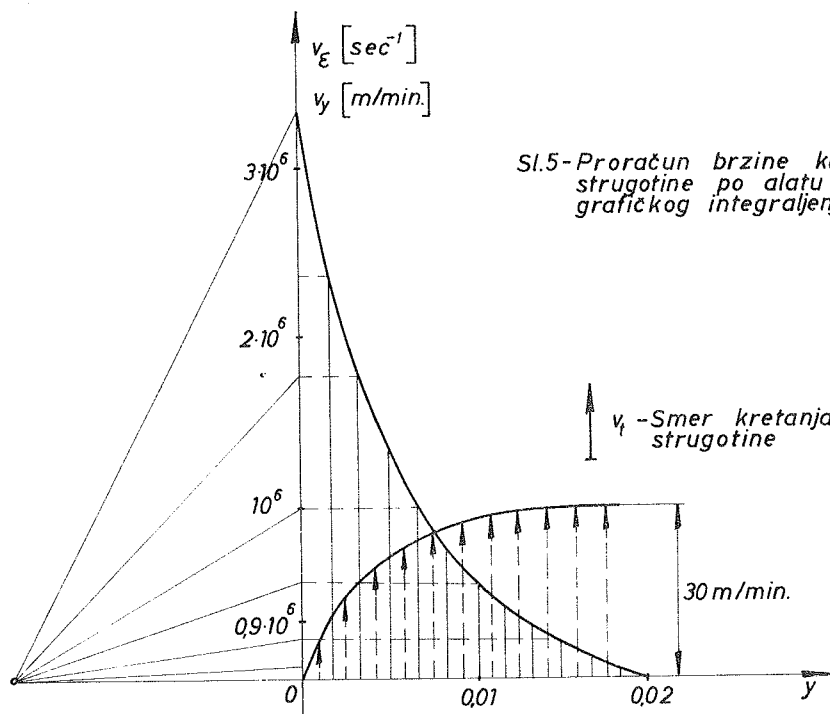
Na osnovi toga može se grafičkim integraljenjem (s obzirom da je poznata grafička interpretacija  $\dot{\epsilon}(y)$ ) da odredi brzina kliženja medju slojevima u kočionom sloju. Prema tome, integraljenjem diferencijalne jednačine (18) dobija se izraz za brzinu kliženja

$$v_y = \int_0^{y_0} \dot{\epsilon} \cdot dy \quad (19)$$

pri čemu je  $y_0$  debljina kočionog sloja.

Na slici 5 prikazani su rezultati proračuna dobijenih na osnovu podataka iz eksperimenata pri obradi Č.0645 sa režimima obrade iz prethodnog primera ( $v = 100$  m/min,  $\delta = 1$ ,  $s = 0,1$  i Č.0645).

Kao što se vidi iz slike brzina kretanja delića metala kroz kočioni sloj se smanjuje i na samom kontaktu je najmanja. Pošto su zadovolje-



ni uslovi kontinuiteta, u toj oblasti preseka strugotine, dolazi do povećanja širine kontakta. Veličina povećanja širine kontakta određena je na osnovu obradjenih eksperimentalnih rezultata. Na slici 6 dat je oblik preseka i veličina širine kontakta u tri ravni, na različitim razmacima od ravni smicanja.

Ova veličina može biti određena isto tako pomoću brzine u uzdužnom preseku, korišćenjem zakona kontinuiteta.

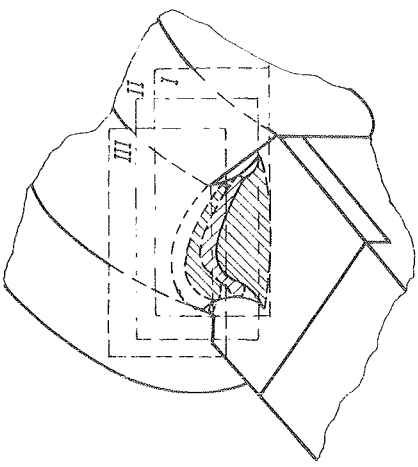
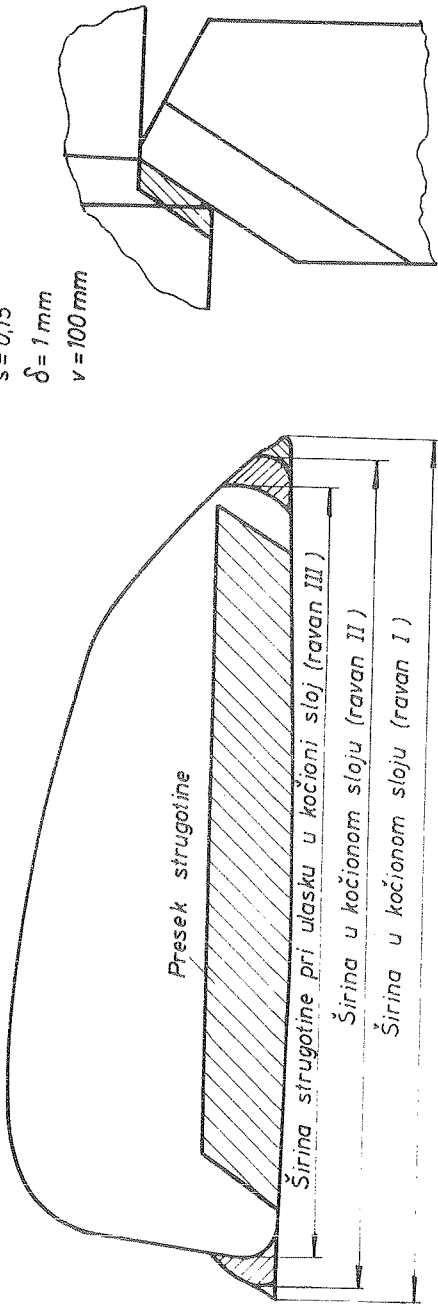
Veličina jačanja određena je merenjem mikro tvrdoće, slika 7 na metalurškom mikroskopu.

Iz slike se vidi da je tvrdoća porasla u odnosu na tvrdoću polaznog materijala, pri tome najviše u graničnom i kočionom sloju.

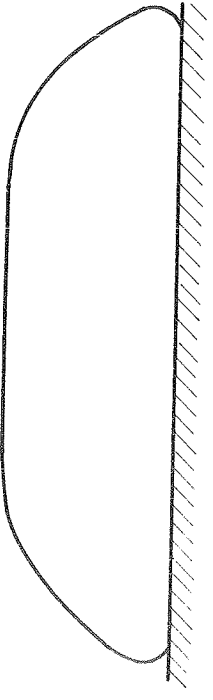
Po našem mišljenju ovo predstavlja glavni uzrok intenzivnog habanja alata od tvrdog metala, čija se tvrdoća pod delovanjem snažnog toplotnog izvora na grudnoj površini smanjila i pri većim ( $v = 200$ ) brzinama rezanja postoje mekši od pograničnog sloja strugotine. Uzgred bu-

Razmera 10:1

$s = 0,15$   
 $\delta = 1 \text{ mm}$   
 $v = 100 \text{ mm}$



Presek strugotine pri ravnom rezanju



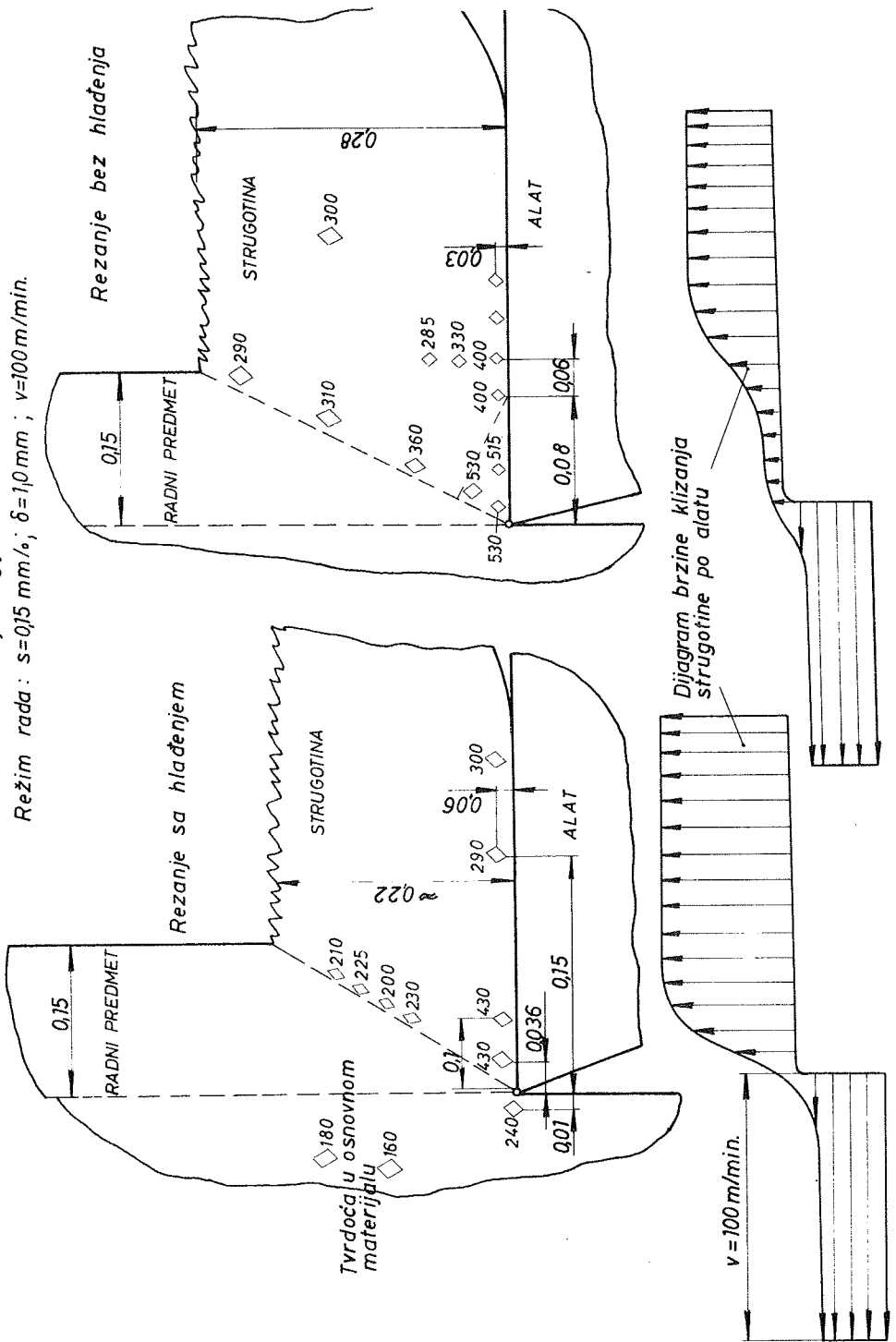
Sl.6 - Izgled strugotine u procesu rezanja



Sl.7 –Schematski prikaz tvrdoće u strugotini prema Vickersu

Obradivani materijal: Ugljični čelik sa 0,18%

Režim rada :  $s=0,15$  mm/z ;  $\delta=1,0$  mm ;  $v=100$  m/min.



di rečeno, usled velike brzine deformacije koja utiče na zametnije povećanje tvrdoće ne postoje uslovi za stvaranje tečne faze, kao što se pretpostavljalo u [14].

Prema tome, glavni faktor koji utiče na intenzivno stvaranje kratera je brzina, preko nje temperatura, a zatim intenzivna oksidacija usled stvaranja mikro galvanskih elemenata u površinskom sloju tvrdog metala izmedju osnove i karbida.

#### 4. Zaključak

4.1. Primena principa hidromehanike (koji se odnose na potencijalno tečenje) na probleme rezanja omogućava da se odrede kinematski parametri u svim tačkama zone deformacije, a ne samo u jednoj ravni, kao što je to do sada bio slučaj.

4.2. Analizom kinematskih parametara u kočionom sloju utvrđeno je da postoje dve oblasti brzine rezanja kod kojih se dobijanju različiti efekti.

Pri većim brzinama rezanja ( $v > 100$ ) brzina deformacije je toliko velika da se delovanje toplotnog faktora na smanjenje tvrdoće u kočionom sloju strugotine može zanemariti. Naprotiv, usled velikih brzina deformacije tvrdoća u toj oblasti raste. Ne stvaraju se naslage što veoma povoljno utiče na kvalitet obrade i stabilnost procesa rezanja.

Pri manjim brzinama rezanja toplotni faktor zametnije deluje na proces rezanja. Kočioni sloj usled pucanja pograničnog sloja isčezava. Dolazi do stvaranja naslaga što nepovoljno utiče na kvalitet obrade i stabilnost obrade u celini.

#### 5. Literatura

- [1] V.V. Sokolovskij, Teorija plastičnosti, Gostehizdat, Moskva (1956)
- [2] L.D. Landau, E.M. Lifšic, Mehanika neprekidnih sredina, Gradjevinska knjiga, Beograd (1965)
- [3] L.M. Kačanov, Osnovi teori plastičnosti, Gostehizdat, Moskva (1956)

- [4] G.A. Smirnov-Aljaev, Soprotivlenie materialov plastičeskomu deformirovaniju, Mašgiz, Moskva-Lenjingrad (1961)
- [5] N.N. Zorev, Voprosi mehaniki procesa rezanija metallov, Mašgiz, Moskva (1956)
- [6] R. Hill, Matematičeskaja teorija plastičnosti, Gostehizdat, Moskva (1956)
- [7] A. Nadai, Plastičnost i razrušenje tverdih tel, I.L. Moskva (1954)
- [8] S.I. Gubkin, Plastičeskaja deformacija metallov, Tom 1, 2 i 3, Metalurgizdat, Moskva (1961)
- [9] K. Voronjec, N. Obradović, Mehanika fluida, Gradjevinska knjiga, Beograd (1965)
- [10] A.M. Rozenberg, A.N. Eremin, Elementi teorii procesa reznija metallov, Mašgiz, Moskva-Sverdlovsk (1956)
- [11] I.P. Ginzburg, Aerogozodinamika, "Viššaja škola", Moskva (1966)
- [12] N.P. Ageev, S.I. Karatušin, Mehaničeskoe ispitanie metallov pri visokih temperaturah i kratkovremenah nagruženii, "Metalurgija", Moskva (1968)
- [13] R. Martirosjan, Rezanie metallov kak process plastičeskoj deformacii sžatja i sdviga, Erevan (1963)
- [14] E.M. Trent, Machinery (L), 79 (2034-2035) 823-828 i (865-869)
- [15] D. Vukelja, Temperatursko polje strugarskog noža s obzirom na kompleksnu analizu toplotnih izvora i distribucije toplotne energije, Elaborat 95/68, Institut za alatne mašine i alate, Beograd (1968)

D. V u k e l j a

### Kinematic Relationships in the Deformed Sliding Layer of a Chip in Cutting

In machining metals, especially tough steel, the speed of sliding and deformation of chip in the layer adjacent to the contact zone chip/rake face influences the growth of the built-up-edge, and, as a consequence, the surface quality. Because of its correlation to the generation of heat, the speed governs other interactions in contact zone such as process of diffusion, chemical reactions, distribution of mechanical energy etc. However, the views on this matter expressed in literature [5], [10], [14] differ considerably. In the present paper, and respecting the previous efforts, the author proposes a complex approach to the study of kinematic relationships. By the use of Theory of Plasticity, Thermodynamics and Mathematical Physics, the equations for motion, energy and continuity for a elementary volume of

metal are developed. Applying the principles of Hydrodynamics and by the analysis of deformation of microstructure in contact area, the kinematic parameters in the zone of deformation (above the sliding contact layer) have been derived.

E. Marek <sup>x)</sup>, A. Bleiweis <sup>xx)</sup>

DOLOČANJE OBDELOVALNEGA REŽIMA PRI ROČNI OBDELAVI Z ŽAGANJEM  
IN PILJENJEM

1. Uvod

Značilnost obdelave na obdelovalnih strojih z odrezavanjem je, da lahko po volji izbiramo najracionalnejši obdelovalni režim. Obdelovalni režim usmerjamo tako, da je obremenitev obdelovalnega stroja in orodja optimalna. Preblag obdelovalni režim povzroča, da je obdelava prepočasna. Preoster obdelovalni režim pa povzroča pretirano obremenitev sistema obdelovanec - orodje - obdelovalni stroj. Obdelava je zaradi velike deformacije sistema premalo natančna, poraba orodja je prevelika. V obeh primerih obdelava ni racionalna. Pri odrezavanju na obdelovalnem stroju lahko vse osnovne parametre obdelovalnega režima (rezalno hitrost, podajanje, globino rezanja) določimo vnaprej. Kot posledico določamo tudi obdelovalni čas in rezalno energijo, ki naj jo obdelovalni stroj razvija.

Kljub velikemu napredku strojev za odrezavanje z mehanskim pogonom so v industriji ostala področja, pri katerih je izvor obdelovalne energije ostal človek. Razlogi niso samo v zastalosti obdelave. Mnogokrat je človek izvor energije tudi v primerih, ko bi bila kombinacija človekovega dela z mehanskim delom neracionalna. Pogosta so še dela kot vrtalne operacije na strojih z ročnim podajanjem, rezkalne operacije na ročičnih rezkalnih strojih, stružna dela pri posnemanju robov itd. V vseh teh primerih je človek prevzel od stroja šele del avtomatike, in vendar je postal obdelovalni režim negotov. Negotovost je posledica tega, ker nismo obvladovali odnosov med karakteristikami človekovih gibov in med možnostjo obremenjevanja njegovih delovih organov. Še bolj negotov je postal obdelovalni režim takrat, ko člove-

---

x) Evgen Marek, dipl.ing., ISKRA, Zavod za avtomatizacijo, Ljubljana  
Tržaška cesta 2

xx) Andrej Bleiweis, dipl.ing., ISKRA, Zavod za avtomatizacijo, Ljubljana, Tržaška cesta 2

kovi delovni organi prevzamejo še odrezavanje. Kot primer navajamo ročne vrtalne operacije, ročno rezanje navojev, ročno strganje, ročno žaganje, ročno piljenje itd. Po dosedanjih gledanjih na obdelovalni režim v vseh teh primerih obdelovalnega režima nismo mogli določiti. Zato v industriji nismo mogli predvidevati obdelovalnih časov in us-  
tvarjati z njimi povezanih zaključkov.

V ISKRI smo imeli nalogo, da za različna dela določimo časovne stan-  
darde z metode predvidenih časov. Pri odrezovanju smo se ustavili prav  
pred deli, ko se je človek vpletel v obdelovalni režim. Ustavili smo  
se zato, ker nismo dovolj poznali vseh zakonitosti odrezavanja. Vede-  
li pa tudi nismo, kje so meje, ki jih imajo človekovi delovni organi  
kot izvor pri obdelavi potrebne energije.

V analizi, ki je ne bomo navajali, smo najprej ugotovili, da so časi  
delovnih gibov po sistemu Work-Factor tesno povezani z mejo utruja-  
nja. Meja utrujanja je nadalje tesno povezana z mejo človekovih delov-  
nih organov pri razvijanju maksimalne dovoljene sile. Če delovni or-  
gani med gibanjem premagujejo silo ali v sistemu definirane zaviralne  
psihološke vplive (omejenost cilja, natančnost poti, izogibanje za-  
prekam ali nevarnostim), so njihova gibanja počasnejša. Naša naloga je  
bila, da smo vse te vplive povezali z značilnostmi, ki jih zahteva op-  
timalni obdelovalni režim.

V primerih, ko je človek usmerjal samo podajanje, posebno pri orodjih  
z enim rezalnim robom, je bila povezava sorazmerno enostavna. Težav-  
nejša je bila povezava v primerih, ko so bili človekovi delovni orga-  
ni izvor za podajalna in rezalna gibanja. Najtežavnejša je bilo pove-  
zovanje pri orodjih z mnogimi rezalnimi robovi.

V referatu smo izbrali dvoje tipičnih ročnih obdelav, za katere smo  
lahko določili obdelovalne pogoje šele, ko smo postavili nekaj domnev,  
ki smo jih morali pozneje pri praktičnem preizkusu overiti. Izbrani ob-  
delavi sta ročno žaganje in ročno piljenje. V obeh primerih imata oro-  
dji veliko število rezalnih robov. Določanje obdelovalnega režima je  
otežkočalo podajanje v primerih, ko smatramo, da normalno odrezavanje  
preneha. Pri obeh obdelavah je bilo podajanje na zob orodja v podro-  
čju velikosti, ki jo ima polmer na ostrini rezalnega roba ( $r = 5..50$   
 $\mu\text{m}$ ).

## 2. Značilnosti gibanj pri ročnem žaganju in piljenju

Pri obeh obdelavah je obdelovalni režim povezan s človekovimi delovnimi organi. Zato obdelovalni režim omejujejo maksimalne statične sile, ki jih delovni organi lahko razvijejo.

V obeh primerih nastopa nihalno gibanje. Poleg mase lakta in orodja obremenjujejo delovni gib še glavna in odrivna sila pri odrezavanju. Povratnemu gibu se upira samo masa lakta in orodja. Mišice, ki pospešujejo gibanje pri delovnem gibu so iste mišice, ki zavirajo povratno gibanje. Načelno lahko računamo s tem, da iste mišice razvijajo silo polovico dvojnega giba. V kolikor ta sila ne traja dalj od 0,015 min [2] je to lahko maksimalna statična sila, dovoljena za laket. Največje možno trajanje dvojnega giba je v tem primeru 0,030 min. Resnično trajanje giba lahko določimo iz časovne tabele v sistemu predvidenih časov, če poznamo pot gibanja in odpor zaviralnih vplivov, predvsem silo.

Dolžina gibanja mora biti optimalna. Delo lahko pri obeh obdelavah opravimo s kratkimi ali z dolgimi gibi. Kratka gibanja so neugodna zaradi prepogostega menjavanja smeri, pri čemer velik del angažirane sile izkoriščamo za pospeševanje in zaviranje gibanja. V nasprotnem smislu dolžino gibanja omejujejo fiziološke lastnosti delovnih organov, ki so najučinkovitejši na ožjem področju.

Od zaviralnih vplivov, ki se upirajo gibanju, je najvažnejša glavna sila pri odrezavanju. Glavno silo definira enačba

$$F_z = b \cdot s_i^{1-z} \cdot f_{s1x1} \cdot$$

V enačbi pomeni  $F_z$  = glavna sila pri odrezavanju [kp],  $b$  = širina odrezka [mm],  $s_i$  = podajanje na dvojni gib [mm/dg],  $f_{s1x1}$  = specifična rezalna sila za odrezek  $1x1$  mm [kp/mm<sup>2</sup>] i  $z$  = koeficijent, ki usmerja odvisnost sile od podajanja.

Podajanje pri obeh obdelavah dosegamo z odrivno silo ( $F_y$ ). Podajanje z odrivno silo raste.

Človekovi delovni organi morajo premagati obe sili ( $F_z$ ,  $F_y$ ).

Za obdelavo potreben čas določimo, če poznamo trajanje dvojnega giba in število dvojnih gibov, ki pa je pravtako kot obe sili odvisno od podajanja ( $s_i$ ).

V analizah nastopa podajanje kot element, ki povezuje vse ostale elemente obdelovalnega režima. Matematični izraz za podajanje je

$$s_1 = \left( \frac{F_z}{b \cdot f_{slx1}} \right)^{\frac{1}{1-z}}$$

V enačbi nam je največjo negotovost povzročal koeficient "z" v eksponentu. Koeficijent namreč usmerja resnično specifično rezalno silo, kar vidimo v enačbi

$$f_s = f_{slx1} \cdot s_1^{-z}$$

Enačba pove, da specifična rezalna sila pri manjšem podajanju raste. Naraščanje specifične rezalne sile pa mora biti omejeno. Domnevamo, da naraščanje specifične rezalne sile mora prenehati takrat, ko preneha odrezavanje in začenja drsenje. Edini oprijemljiv podatek, ki nam je omogočil, da smo dobili vsaj približno sliko o tej meji so nam bili poskusi Maslova, ki je na različnih materialih meril mejo med grebenjem in drsenjem diamantne konice s polmerom  $r = 6 \mu\text{m}$ . Nekatere vrednosti prikazuje razpredelnica. V razpredelnico smo k vrednostim, ki jih je izmeril Maslov, vključili še specifično rezalno silo, izračunano za mejno podajanje.

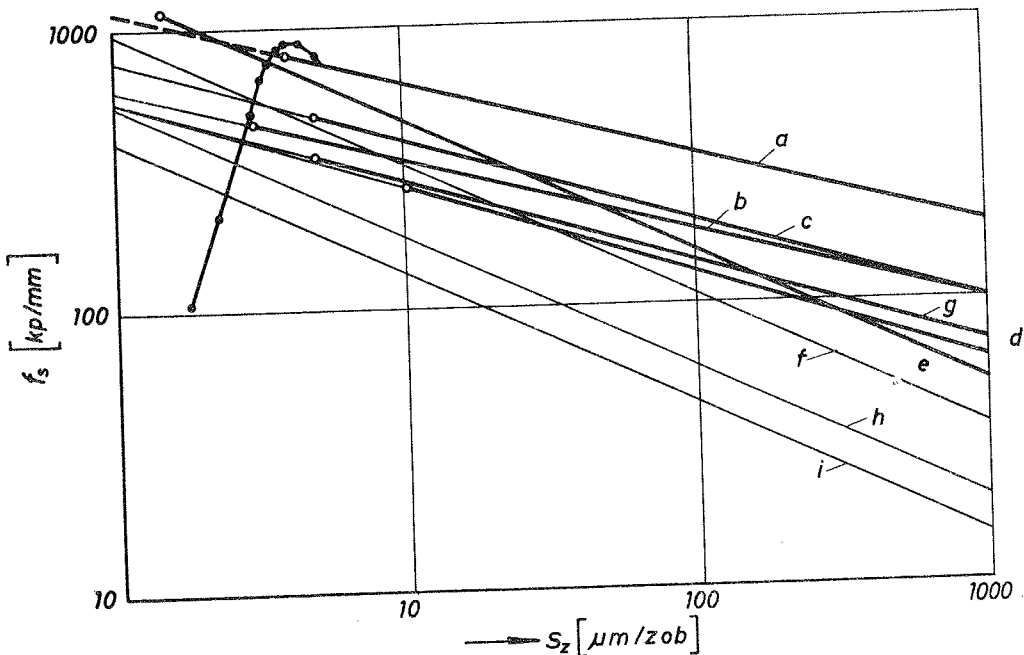
Material	poskusi Maslova		izračunano $f_s$ [kp/mm <sup>2</sup> ]
	menji s [μm]	$f_s$ [kp/mm <sup>2</sup> ]	
Jeklo Č 0545	4	900	800
Jeklo kaljeno	1...2	3800...3000	-
Siva litina	3	1200	450
Baker	6	300	450
Bron	1,5	1600	1120
Silumin	5	380	340

Podatke iz razpredelnice smo poskušali vključiti v diagram (slika 1), ki za nekatere materiale prikazuje odvisnost specifične rezalne sile ( $f_s$ ) od podajanja (s).

Diagram že omogoča nekatere konkretnije zaključke. Pri nekaterih krivuljah (predvsem siva litina in baker) se izračunana vrednost za specifično rezalno silo pri mejni debelini odrezka ne ujema s specifično rezalno silo iz poizkusov. Bolje se ujemajo vrednosti pri bronu in pri siluminu. Še ugodneje smo lahko odvisnosti navezali pri jeklu Č 0545, pri katerem je tudi največ merilnih podatkov. Pri jeklu Č 0545 se krivulja za specifično rezalno silo skoraj tekoče povezuje s krivuljo, ki prikazuje specifično silo za grebenje na prehodu k drsenju.



Odvisnosti podrobneje nismo analizirali. Zadostoval nam je že podatek, da je na prehodu od grebenja k drsenju kritično območje podajanj oko-



Sl. 1. Odvisnost specifične rezalne sile ( $f_s$ ) od podajanja ( $s_z$ ). Kri-  
vulje veljajo za materiale: a - Č 0545, b - SL 22, c - ba-  
ker, d - med. dural, e - rdeča litina, zlitine ALSi, f - či-  
sti aluminij, g - silumin, h - zlitine magnezija, i - trda  
guma, bakelit, umetne smole.

li  $s = 5 \mu\text{m}$ . Če bi uporabljali orodje samo z enim rezalnim robom, bi bil zaključek sorazmerno enostaven. V kolikor bi bili na meji človekove zmogljivosti, bi v obdelovalni režim vključili minimalno velikost podajanja, iz te vrednosti pa bi izračunali specifično rezalno silo. Mehanično prenašanje tega zaključka na orodje z večjim številom rezalnih robov bi bilo tvegano. Računati moramo s tem, da pri takih orodjih ne režejo vsi rezalni robovi. Aktivni del rezalnih robov izkoristi ves delež glavne sile, ki izhaja iz specifične rezalne sile. Ker pa tudi neaktivni rezalni robovi drsijo po obdelovanem materialu, mora biti navidezna specifična rezalna sila večja od neposredno angažirane.

Nadaljnje omejitve pri analizah prikazujemo za vsako obdelavo posebej.

### 3. Ročno žaganje

Večino analiz smo napravili na jeklu č 0545. Pri sivi litini, aluminiju in medu smo ugotavljali le razlike. Kot orodje smo uporabili normalno ročno žago, dolžine približno 300 mm. Število zob je bilo 22 zob na palec.

Prvi podatek, ki smo ga pri analizi rabili, je bila dolžina gibov. Gibanje omejujeta dolžina lista in velikost žaganega profila. Osnovna dolžina giba je približno 200 mm in se zmanjšuje za dolžino žagane ploske "L".

Drugi podatek, ki smo ga morali imeti pri analizi je bilo razmerje med odzivno silo in med glavno silo. Po podatkih v literaturi je najpogostejše razmerje pri normalnem cepilnem kotu  $F_y : F_z = 4 : 10$ . Približno enako razmerje je pokazal praktični preizkus na jeklu č 0545 ( $F_y : F_z = 4,45 : 10$ ). Podrobnejših analiz nismo delali, ker nam je pri ugotavljanju obdelovalnega režima zadostovalo le približno razmerje v širokih mejah.

Nadaljnji korak pri računanju obdelovalnega režima je bilo določanje optimalne velikosti glavne sile ( $F_z$ ). Skladno z načeli o določanju časov po sistemu Work-Factor in skladno z analizami, ki smo jih napravili v povezavi z uporabo maksimalne statične sile pri delovnem organu, sme biti največja rezalna sila okoli 25 kp (4 faktorji dela po sistemu Work-Factor).

V resnici največje statične sile pri delovnem organu ne moremo v polnosti izkoristiti zaradi zaviralnih psiholoških faktorjev. Odzivno silo moramo namreč usmeriti natančno proti rezalnim zobom na orodju. Nepravilno usmerjanje žaginega lista povzroča moment, ki zvija list, povzroča dodatno trenje in je lahko vzrok loma. Zato moramo pri delu upoštevati zaviralni psihološki vpliv usmerjanja.

Usmerjanje po sistemu Work-Factor dopušča za premagovanje odpora pri žaganju samo 3 faktorje dela. To pomeni da je lahko glavna sila pri uporabi obeh laktov največ  $F_z = 18$  kp. Omejitev glavne sile omejuje tudi odzivno silo na približno  $F_y = 8$  kp.

Ker poznamo glavno silo, lahko iz časovne tabele po sistemu Work-Factor določimo trajanje dvojnega giba. Delovni gib je počasnejši. Njegova vrednost je pri dolžini gibanja 200 mm  $t_d = 0,0096$  min. Pri povratnem gibanju ne računamo z odporom večjim od 0,9 kp. Pravtako ne

upoštevamo psiholoških zaviralnih faktorjev. Zato je čas za povratni gib krajši,  $t_p = 0,0038$  min. Skupno porabimo za dvojni gib  $t_{dg} = 0,0134$  min.

Učinkovita dolžina giba se z večjo dolžino reza nekoliko zmanjša. Pri časovni vrednosti za dvojni gib tega zmanjšanja nismo upoštevali.

Omejena rezalna sila omejuje prerez odrezka. Ker je debelina žaginega lista vedno enaka, velja ta omejitev za podajanje. Podajanje v enem gibu moramo razdeliti na število zob, ki ubirajo. Podajanje je torej vezano z enačbo

$$F_z = b \cdot s_z^{1-z} \cdot z_s \cdot f_{slxl}$$

$$s_z = \left( \frac{F_z}{b \cdot z_s \cdot f_{slxl}} \right)^{\frac{1}{1-z}}$$

Na en delovni gib se žaga pomakne v globino za vrednost

$$s_1 = z_d \cdot s_z$$

V enačbah pomeni  $s_1$  = premik žage v globino za delovni gib [mm],  $z_s$  = število zob v stiku,  $z_d$  = število zob na delovnem odseku žage v našem primeru je  $z_d = 0,88(200 - L)$ ,  $L$  = dolžina reza [mm] i  $s_z$  = podajanje na zob [mm].

Če poznamo pomik žage v globino pri enem dvojnem gibu, lahko izračunamo število dvojnih gibov iz enačbe

$$h = \sum_{i=1}^n s_i$$

Računanje je enostavno, kadar žaga reže vedno enako dolžino (L). V tem primeru je  $s_i = \text{konst}$  in

$$n = \frac{h}{s_1}$$

Pri profilih, pri katerih se dolžina reza spreminja, je število dvojnih gibov implicitno skrito v enačbi in je funkcija oblike, ki jo ima žagan prerez. Pri oblikah prereza s spreminjajočo se dolžino rezanja je računanje zamudno zato, ker moramo pri računanju postopoma prehajati od dvojnega giba do dvojnega giba. Izračunati moramo toliko računskih operacij, kolikor je dvojnih gibov. Delo nam je olajšal računski stroj.

Kot zgled prikazujemo enačbo, ki smo jo uporabili za okrogel profil

$$s_n = \sqrt[1-z]{\frac{F_z}{f_{slxl} \cdot b \cdot z_s}} \cdot z_d$$

novi kratici sta  $s_n$  = podajanje žage pri n-tem gibu [mm/dg], i  
 $z_s$  = število zob, ki so naenkrat v stiku.

Z uvrščenimi številkami se enačba glasi

$$s_n = \sqrt[0,74]{\frac{18}{190 \times 1,1 \times 0,88 \times L} \times 0,88 (200 - L)}$$

$$s_n = \sqrt[0,74]{\frac{18}{190 \times 1,1 \times 0,88 \times 2 \left[ d \sum_1^{n-1} s_i - \left( \sum_1^{n-1} s_i \right)^2 \right]^{0,5} \times 0,88 [200 - 2/d \sum_1^{n-1} s_i - \left( \sum_1^{n-1} s_i \right)^2]^{0,5}}}$$

$$s_n = \frac{2,996}{\left[ d \sum_1^{n-1} s_i - \left( \sum_1^{n-1} s_i \right)^2 \right]^{0,675}} - \frac{0,02996}{\left[ d \sum_1^{n-1} s_i - \left( \sum_1^{n-1} s_i \right)^2 \right]^{0,1756}}$$

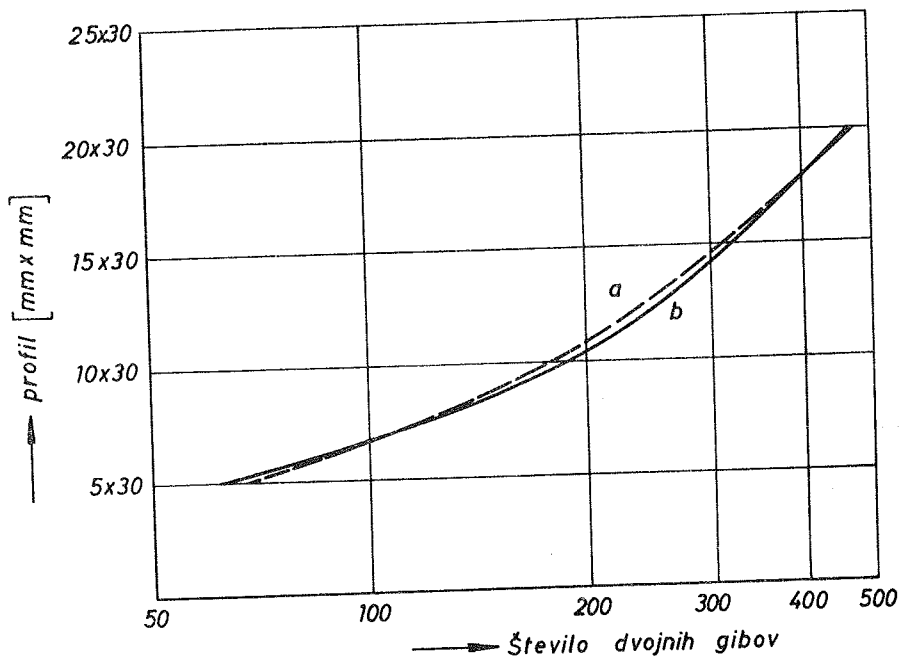
V enačbi pomeni  $s_i$  podajanje žage pri i-tem gibu.

Začetni pogoji za različne profile so:  $s_i$

d [mm]	8	16	32	64
$s_i$ [mm]	1,34	1,1	0,8	0,6

Število dvojnih gibov in s tem pravilnost izračunanega podajanja smo preverjali na ločni žagi z mehanskim pogonom. Žago smo obremenili s silo  $F_y = 8$  kp. Merili smo glavno silo in število dvojnih gibov do trenutka, ko je bil profil prežagan. Računski in preizkusni podatki za jeklo Č 0545 so se ujemali v vsem preizkuševalnem območju, kar vidimo na diagramu v sliki 2. Večje razlike so bile pri preizkusih na aluminiju (glej diagram na sliki 3). Razlike so v veliki meri posledica dejstva, da aluminijeva zlitina niti pri preračunu niti pri preizkusu ni bila natančneje definirana. Izhodiščni računski podatki so bili:

Material	$f_{slxl}$ [kp/mm <sup>2</sup> ]	l - z	Izvor
Č 1125	190	0,74	Puhar
SL 26	105	0,74	
Cu 58 Sn	62	0,68	Z I F
Perdural	62	0,68	



Sl. 2. Število dvojnih gibov do prežaganja profila iz Č 0545:  
a - računane vrednosti, b - preizkušene vrednosti.

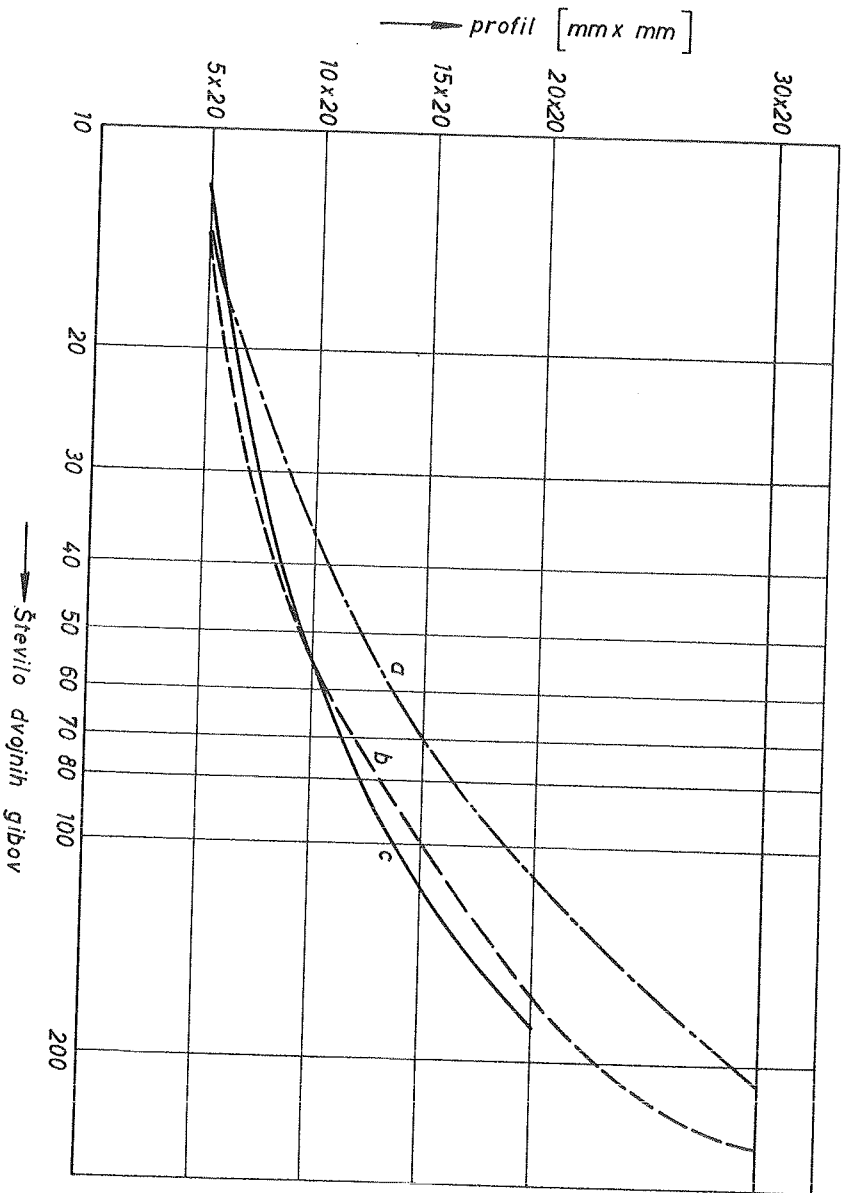
Ko smo določili trajanje dvojnega giba in število dvojnih gibov, je bilo računanje enostavno

$$t_{\check{c}} = t_{dg} \times n,$$

$t_{\check{c}}$  = čisti čas,  $t_{dg}$  = čisti čas v dvojnem gibu, i  $n$  = število dvojnih gibov.

Preostalo je še preverjanje, če je bil izbran obdelovalni režim v skladu z zmogljivostjo povprečnega človeka.

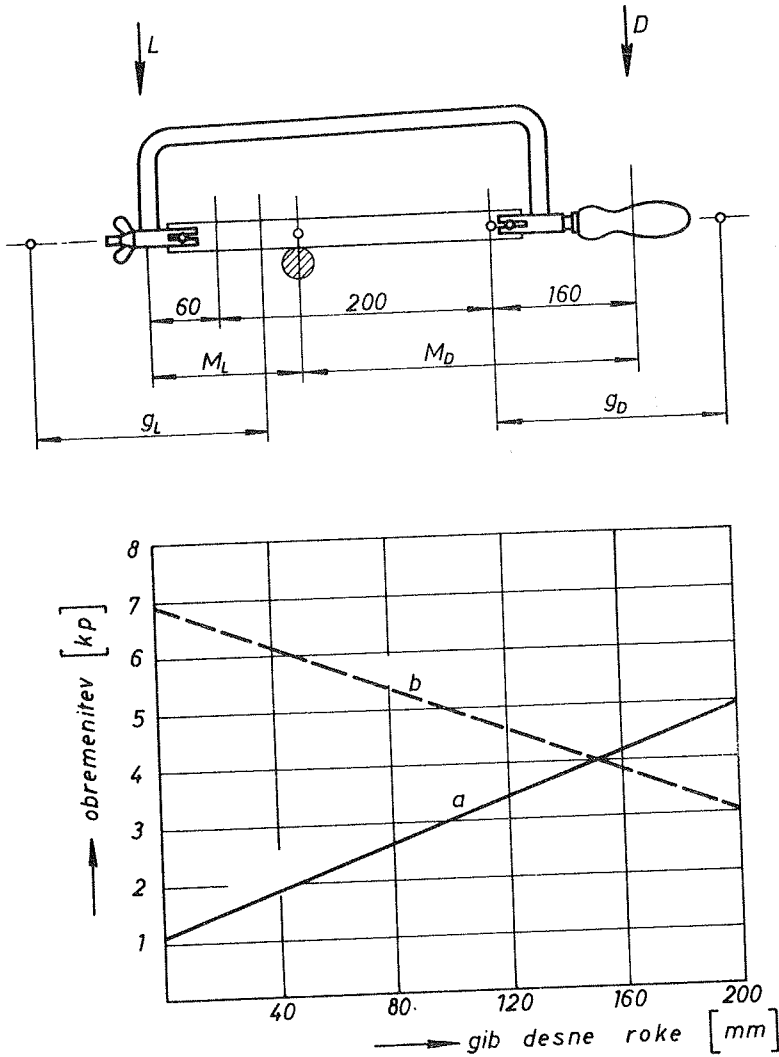
Pri premagovanju glavne sile smo že navedli, da ne sme dvojni gib trajati dalj od 0,030 min. V našem primeru traja dvojni gib 0,0134 min.,



Sl. 3. Število dvojnih gibov do prežaganja profila iz perdurata:  
 a - računanje vrednosti, b - preizkušene vrednosti, mazanje  
 s petrolejem, c - preizkušene vrednosti, brez mazanja.

torej ne dosega dovoljene meje. Pri resničnem delu pričakujemo nekoliko večjo obremenitev desnega lakta. Njegovo večjo obremenitev pa kompenzira pomoč telesa ter dejstvo, da desni lakot ne obremenjuje psihološki zaviralni faktor usmerjanja.

Pri premagovanju odzivne sile nastopa statična sila v navpični smeri. Sila je med levi in desni lakot razdeljena po diagramu na sliki 4. Iz



Sl.4. Obremenjevanje desnega in levega lakta z odzivno silo pri žaganju: D - desni lakot, L - levi lakot, a - obremenitev levega lakta, b - obremenitev desnega lakta,  $g_D$  - gib desnega lakta,  $g_L$  - gib levega lakta.

diagrama vidimo, da je levi lak et bolj obremenjen. Če bi ta obremenitev trajala tudi pri povratnem gibu, bi smela trajati najdalj med 4,55 i 1,75 minutami. Potreben regeneracijski odmor bi v tem primeru trajal med 400 in 900 % obremenjevalnega časa. To bi pomenilo, da bi celotni ciklus žaganja trajal okoli 22 min., od česar bi večina časa odpadla na račun regeneracije mišic. V resnici moramo računati s tem, da pri povratnem gibu pritisk na žago zmanjšujemo že zato, da zmanjšamo odpor trenja pod 0,9 kp. Pri trajanju delovnega giba 0,0096 min pa je potreben regeneracijski odmor le okoli 2 %, za kar je pri povratnem gibu dovolj časa.

Pri predvidenem obdelovalnem režimu smo morali preveriti še velikost podajanja. Velikost podajanja je odvisna od dolžine reza "L". Nekaj karakterističnih veličin smo zbrali v tabelo.

Dolžina reza [mm]	3	5	10	20	32	40	50
Podajanje [ $\mu$ m/zob]	9,7	4,9	1,9	0,77	0,37	0,3	0,22

Iz tabele vidimo, da podajanje na zob postaja kritično pri dolžinah rezanja, večjih od 10 mm. Ker pa so se podatki o številu dvojnih gibov pri preizkusu tudi v področju dolžin nad 10 mm ujemali z izračunanimi podatki, lahko domnevamo, da je vrednost za velikost podajanja predvsem statističnega značaja ter je za naše potrebe dovolj natančna in zanesljiva.

#### 4. Ročno piljenje

Pogoji pri piljenju so proti pogojem pri žaganju nekoliko nedoločenejši. Pri žaganju je širina rezanja konstantna. Pri piljenju moramo s širino rezanja računati kot s spremenljivko. Nasprotno lahko globino piljenja vnaprej omejimo. Iz teh dveh podatkov izvirajo tudi nekoliko drugačni prijemi pri analizi.

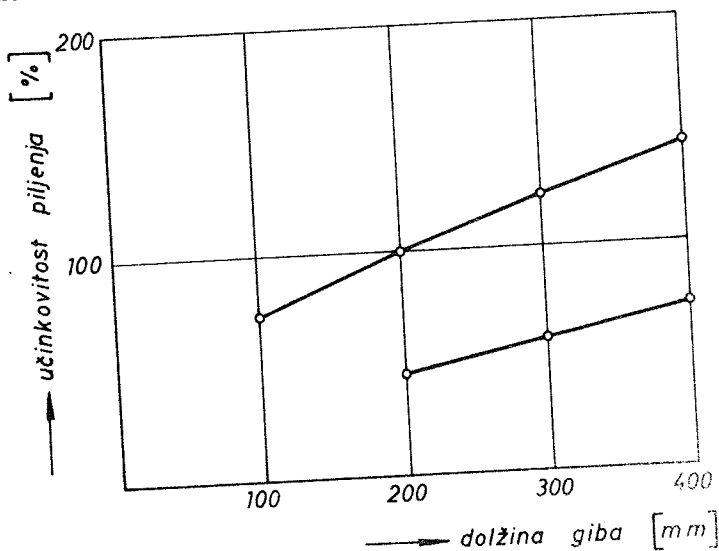
Prvi podatek, ki ga moramo imeti pri analizi, je največja sila, ki jo lahko uporabimo pri piljenju. Izhajamo od največje sile, ki je indirektno omogoča industrijsko delo po sistemu Work-Faktor. Pri gibu izkoristimo najprej vse štiri faktorje dela za premagovanje odpora (približno 12,5 kp na lak et). V tem primeru ne smemo računati niti z enim od psiholoških zaviralnih faktorjev. Obdelovalni režim s temi karakteristikami lahko uporabimo le pri najnezahtevnejših grobih pilje-



njih. Kakor hitro grobo pilimo ploskev, že moramo pilo usmerjati. Ker ne smemo povečati časa za gibanje, imamo za premagovanje odpora v vsakem laktu na voljo le 9 kp. Še bolj smo omejeni pri finem piljenju, pri katerem moramo vključiti še psihološki zaviralni faktor varovanja. Zato nam v tem primeru ostane za premagovanje odpora na laket le še 5,9 kp. Povratni gib ni omejen niti s premagovanjem odpora, niti s premagovanjem psiholoških zaviralnih vplivov.

Kot zaključek analize lahko rečemo, da smo časovne vrednosti dvojnih gibov omejili. Čas za delovni gib je v vseh primerih čas za gibanje obremenjeno s štirimi faktorji dela. Čas za povratni gib je čas za gibanje, ki ga faktorji dela ne obremenjujejo.

Najugodnejše dolžine gibanj so mnogo manj določene. Fiziološke lastnosti telesa omejujejo dolžino giba v kombinaciji z dolžino pile na največ okoli 300 mm. Načelno naj bi bila dolžina gibanja najugodnejša takrat, ko dosežemo pri enakem naporu največjo učinkovitost. Grobo sliko o tem, kako se učinkovitost piljenja spreminja, lahko prikaže prostornina odrezkov, opiljena v časovni enoti. Prostornine odrezkov, opiljene v enoti časa smo nanесли v poseben diagram na sliki 5. Pros-



Sl.5. Odvisnost učinkovitosti piljenja od dolžine giba:  
 a - delo z enim psihološkim zaviralnim faktorjem,  
 b - delo z dvema psihološkima zaviralnima faktorjema.

tornino pri gubi 200 mm z vključitvijo enega psihološkega zaviralnega faktorja smo smatrali kot 100 %. Pri krivulji I smo upoštevali od

psiholoških zaviralnih vplivov samo vpliv usmerjanja. Pri daljših gibanjih izgubljam občutek za smer pile. Zato smo v diagram vnesli še krivuljo II, ki je posledica dveh psiholoških zaviralnih vplivov: usmerjanja in varnosti vodenja. Kot vidimo na diagramu, je vpliv zelo močen. Pri gibanjih dolžine okoli 300 mm se mora ta vpliv vsekakor pokazati. Zato domnevamo, da je v splošnem najugodnejša povprečna dolžina gibanja 200 mm.

Pomoč telesa pri delovnem gibu upoštevamo že s tem, da dopuščamo mejno obremenitev obeh laktov, čeprav je v resnici obremenitev desnega lakta večja od obremenitve levega. Resnično dolžino gibanj smo tudi praktično preizkusili.

Največje težave pri analiziranju smo imeli, ko smo določali velikost podajanja na zob. Podajanje je odvisno od odrivne sile. Velikost odrivne sile smo preračunavali iz razmerja proti glavni sili 4 : 10. To razmerje velja predvsem za rezkane pile. Nasekane pile zahtevajo za enako glavno silo večjo odrivno silo.

Pri različnih vrstah piljenja nastopajo glavne in odrivne sile prikazane v razpredelnici.

	$F_z$ [kp]	$F_y$ [kp]
Zelo grobo piljenje (rob)	25	10
Grobo piljenje ploskev	18	7,2
Fino piljenje ploskev	11,8	4,7

Dokler pilimo zelo ozko ploskev, je podajanje še nekako v mejah, ko rezalni rob reže. Pri širši piljeni ploskvi pa je podajanje tako malenkostno, da moramo najti izhod, ki bi pravilneje ponazarjal velikost podajanja. Kako majhno bi bilo podajanje, prikazujejo izračunani podatki v razpredelnici.

širina odrezka [m]	3	5	7	9
podajanje [ $\mu\text{m}/\text{zob}$ ]	0,22	0,11	0,07	0,043

Vrednosti smo izračunali s pogojem, da obenem reže 16 zob in da je glavna sila  $F_z = 18$  kp. Podatki kažejo, da je podajanje že pri najožjem pasu piljene ploskve pod kritično mero. Podajanje je mnogo manjše kot je hrapavost in valovitost piljene površine. Zato si rezanje predstavljamo le, če domnevamo, da zobje režejo le vrhove hrapave po-

vršine, to je, če ne režejo vsi zobje hkrati. Drug razlog, da ne morejo vsi zobje rezati je v valovitosti površine. Med idealno ravnino in med valovito ploskvijo sta navadno le dve stični črti. Upravičeno torej domnevamo, da pri piljenju ob enem režeta le dva zoba. S to domnevo smo izračunali podajanja na zob. Izhodiščni podatki so bili

Material	$f_{slxl}$ [kp/mm <sup>2</sup> ]	1 - z
Č 0545	190	0,74
SL 26	105	0,74
Cu 58 Sn	70	0,67
Aluminijeve zlitine	52	0,89

Podajanja na zob pri piljenju jekla Č 0545 prikazuje razpredelnica. Velikost podajanja pri določenem piljenjem pasu je v  $\mu\text{m}/\text{zob}$ .

b [mm]		1	2	4	8	16	32
$F_z$ [kp]	25	25,2	9,9	3,9	1,5	0,6	0,23
	18	16,2	6,4	2,5	1,0	0,38	0,15
	11,8	9,1	3,6	1,4	0,55	0,22	0,09

Kljub sprejeti domnevi so podajanja pri širokih piljenih pasovih pod kritično mero. Niso pa tako majhna, da bi morali pričakovati bistveno napačne zaključke, posebno če upoštevamo še zakonitost o statističnih povprečjih. Pri ostalih materialih je podajanje večje kot pri jeklu.

Čas za dvojni gib in podajanje sta osnovna elementa, ki določata storilnost piljenja. Pri izdelavi časovne razpredelnice smo se še morali odločiti o debelini piljene plasti. Pri piljenju plosker smo se odločili za dvoje orientacijskih debelin:

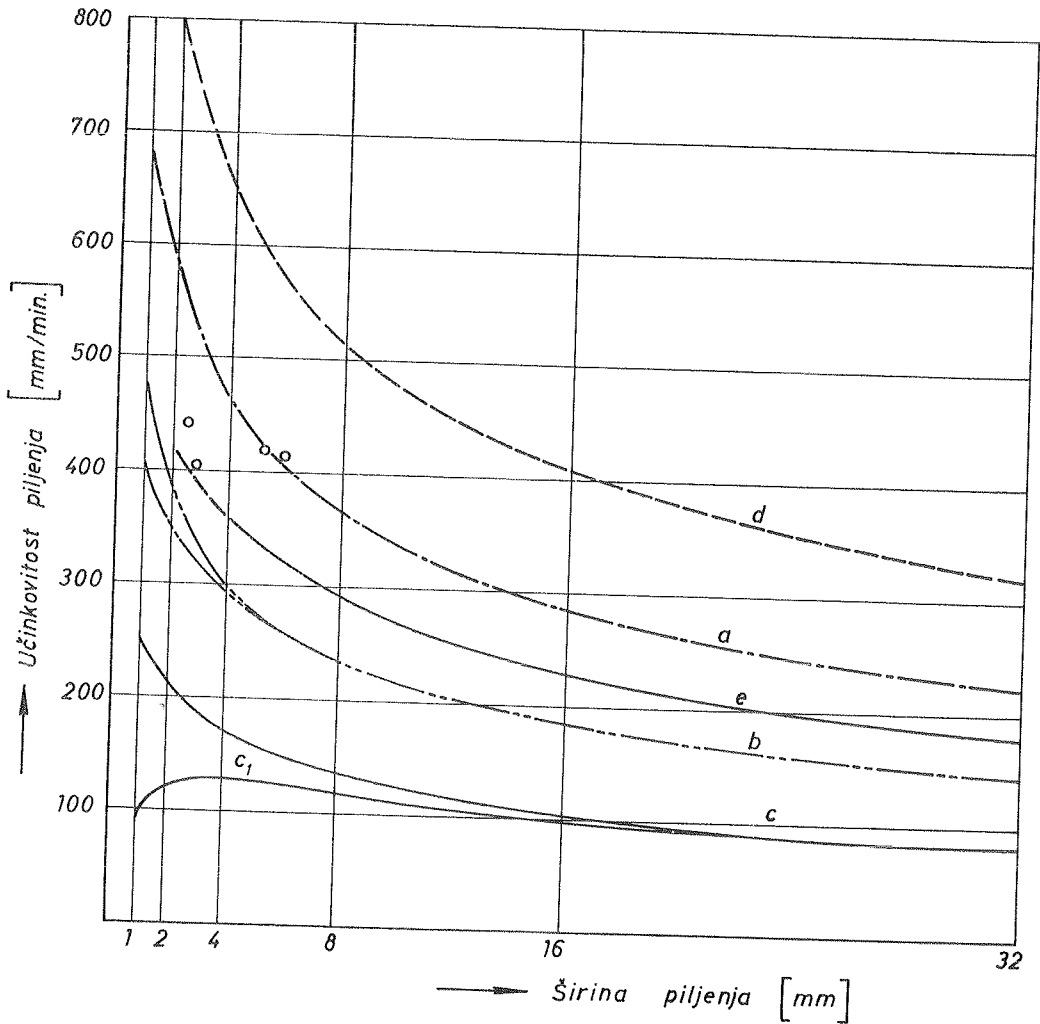
grobno piljenje  $h = 0,32$  mm  
 fino piljenje  $h = 0,05$  mm .

Zaključke iz osnovnih podatkov smo zbrali na diagramu v sliki 6. Slika prikazuje učinkovitost piljenja v odvisnosti od širine piljenega pasu. Teoretično izračunane podatke smo dopolnili le z zahtevo, da moramo imeti pri grobem piljenju na voljo dva dvojna giba za izravnavanje ploskve. Pri finem piljenju smo število dodatnih dvojnih gibov določili na 5.

Potek krivulj na diagramu se dobro ujema s podatki [7]. Pravilnost nekaterih točk na krivuljah smo preizkusili s praktičnim delom v delav-

nica. Oba podatka smo vnesli v diagram.

Preostaja še analiza, v koliko predvidena storilnost ne prekoračuje zmogljivosti povprečnega človeka.



Sl. 6. Odvisnost učinkovitosti piljenja od širine piljene ploskve:  
 a - Č 0545, grobo piljenje, b - Č 0545 grobo piljenje ploskve, c - Č 0545, fino piljenje ploskve, c<sub>1</sub> - fino piljenje ploskve s korekturo, d - SL 26, grobo piljenje ploskve, e - SL 26, fino piljenje ploskve, o - praktični preizkus za grobo piljenje Č 0545, - praktični preizkus za fino piljenje Č 0545

Izhodiščni pogoji za glavno silo so enaki kot pri žaganju. Odrivna sila za rezkane zobe je pravtako analogna isti sili pri žaganju. Odrivna sila pa bistveno naraste pri zobeh, ki imajo negativne cepilne kote. Preizkušeni podatki o razmerju med odzivno silo in med glavno silo za negativne cepilne kote nismo imeli. Iz tendence, ki jo ima naraščanje odzivne sile pri manjših cepilnih kotih, bi lahko sklepali, da odzivna sila pri cepilnih kotih, uporabljenih na nasekanih pilah, naraste na dvainpolkratno vrednost. To bi pomenilo porast odzivne sile na levem laktu do 17,5 kp, kar je že 0,975 maksimalne dovoljene sile za lakete v navpični smeri. Časovno razmerje med delovnim in povratnim gibom, s katerim smo računali, je 0,4. To pomeni, da po vsakem delovnem gibu preostaja 40 % časa za regeneracijo mišic. Pri 0,975 maksimalne dovoljene sile na laktu lahko traja obremenitev mišic najdalj 0,0085 min. Pri računanju časa za delovni gib smo dobili časovno vrednost 0,0096 min., kar je več, kot smemo mišicam dovoliti, če nočemo, da bi se pri delu trajno utrudile. Na srečo odzivna sila, ki jo navajamo, ni pri vsem trajanju delovnega giba največja. Kljub temu pa lahko smatramo, da je obdelovalni režim, ki smo ga predvideli za piljenje, meja zmogljivosti povprečnega človeka. Ostrejši obdelovalni režim ne bi bil industrijsko upravičen.

Zaradi omejenih možnosti in zaradi omejenega časa nismo mogli obeh primerov pri vključevanju človeka v obdelovalni režim precizneje obdelati. Naš cilj je bil predvsem, da smo pri določanju standardnih časov za dvojne ročnih del dosegli kar najobjektivnejšo povezavo med povprečnim človekom, definiranim s fizikalnimi merili, ter med obdelovalnim režimom. Iz prikaza lahko ugotovimo, da se nam na obeh področjih odpira potreba za nadaljnji podrobnejši analizi, ki naj ta odnos postavijo na določenejšo osnovo, kot smo jo pri našem delu potrebovali.

## 5. Literatura

- [1] Detailed Work-Factor Manual, Management Science and Service (1962)
- [2] W. Rohmert, Statische Haltearbeit des Menschen, Beuth Vertrieb (1960)
- [3] RKW - Reihe, Arbeitsphysiologie - Arbeitspsychologie Koepferkräfte im Bewegungsraum, Beuth Vertrieb (1963)
- [4] Human Engineering Guide to Equipment Design, Mc Graw-Hill Book Co (1963)

Š. Š a v a r

Some Problems Concerning the Measuring of Forces and Moments of Forces in Milling Home Produced Structural Steels

The paper is dealing with the importance of forces and moments of forces applied to the productivity of labour. Data for the gauges (indicators) of forces made particularly for this investigation are given, as well as the factors influencing the dependence of magnitude of a force and a moment of a force in milling are analysed. Research work was carried out on home produced Structural Steel Č(steel) 4730, so that the magnitude and the components of cutting force depending upon the cutting speed were found.

- [5] P. Puhar, Tehnologija odrezavanja, Strojniški Vestnik (1964)
- [6] E.N.Maslow, Grundlagen der Theorie des Metallschleifens
- [7] F.Goetzfried, Arbeitsvorbereitung und Leistungsentlohnung in der Modellschlosserei, Z.f. wirt. Fertigung, Nr. 9 (1965)

E. Marek, A. Bleiweis

The Definition of Working Conditions in Manual Filing and Sawing

The discussion is trying to calculate the predetermined time for a work, based on cutting characteristics of manual sawing and manual filing. The limits for cutting characteristics are the maximum static forces, that exert the arms of an average man. The kee of the problem is the calculation of the specific cutting force for very tiny feeds.

E. Kuljanić x)

NEKI PARAMETRI ZA EKSPLOATACIJU GLODAĆIH GLAVA ZA GLODANJE  
SIVOG LIJEVA xx)

## 1. Uvod

Neosporno je, da danas u mnogo slučajeva produktivnost transfer linija, specijalnih strojeva i ponekad univerzalnih alatnih strojeva ovisi o reznom alatu. Zbog toga je neophodno poznavanje eksploatacionih karakteristika alata.

Ovdje su dane neke važnije eksploatacione karakteristike glodaćih glava za grubo glodanje sivog lijeva, kao i neke pojave vezane uz njih. Određena je regresiona ovisnost trošenja glodaće glave i vremena rezanja, definiran Taylor-ov izraz, prikazan utjecaj kriterija istrošenja s prijedlogom da se u indeks oznake brzine rezanja unese i oznaka kriterija istrošenja, te je prikazan utjecaj trošenja glodaće glave na povećanje snage.

### Primjenjene oznake:

- a = dubina rezanja [mm]
- B = širina izratka [mm]
- $C_T$  = Taylor-ova konstanta, koja odgovara potrebnoj brzini rezanja za postojanost alata od 1 min.
- d = promjer glodaće glave [mm]
- K10 = oznaka vrste tvrdlog metala prema ISO
- m = Taylor-ov eksponent
- n = broj okretaja glavnog vretena glodalice [ok/min]
- n' = broj pokusa
- N = ukupna brutto snaga [kW]

---

x) Elso Kuljanić, dipl.ing., asistent Instituta za alatne strojeve, Zagreb, Djure Salaja 1

xx) Saopćenje iz Instituta za alatne strojeve - Zagreb

- $s'$  = uzdužni posmak [mm/min]  
 $s_z$  = posmak po nožu (zubu) [mm/z]  
 $t$  = vrijeme rezanja [min]  
 $T$  = postojanost alata,  $t = T$  za određeni kriterij istrošenja alata [min]  
 $v$  = brzina rezanja [m/min]  
 $v_{60/05}$  = brzina rezanja kojoj odgovara postojanost  $T = 60$  min, za kriterij istrošenja  $VB = 0,5$  mm [m/min]  
 $VB$  = srednja širina pojasa trošenja stražnje površine [mm]  
 $VB_{90}$  = srednja širina pojasa trošenja stražnje površine za  $v = 90$  m/min [mm]  
 $\sigma$  = standardna devijacija.

## 2. Plan pokusa i uvjeti izvodjenja pokusa

Za određivanje Taylor-ovog izraza

$$v \cdot T^m = C_T \quad (1)$$

potrebno je kod konstantnog posmaka po zubu i konstantne dubine rezanja varirati brzinu rezanja, a pri tome mjeriti trošenje u određenim vremenskim razmacima rezanja.

Brzina rezanja je uzeta u tri nivoa:

$$\begin{aligned}
 v &= 90 \text{ m/min ,} \\
 v &= 140 \text{ m/min ,} \\
 v &= 178 \text{ m/min .}
 \end{aligned}$$

Glodalica na kojoj su vršeni pokusi imala je stepenasti broj okretaja i posmak. Poznato je da posmak po nožu (zubu) ovisi o broju okretaja glodaće glave, uzdužnom posmaku mm/min kojeg možemo postaviti na stroj i broju noževa glodaće glave

$$s_z = \frac{s'}{n \cdot z} \quad (2)$$

Potrebno je odabrati takvu kombinaciju posmaka i broja okretaja kod konstantnog broja noževa, koja daje konstantan posmak po nožu. Zbog jednostavnosti određivanja tih kombinacija poslužili smo se tabelom 1.

Vidi se da se vrijednosti približno konstantnog posmaka po nožu nalaze samo na označenoj dijagonali (lijevi gornji ugao - desni donji u-



gao). Prema tome, potrebno je uzeti kombinacije onih veličina brojeva

Tabela 1. Mogući posmaci po nožu (zubu)  $s_z$  [mm/z] na horizontalnoj glodalici PGH-3 "Prvomajska" za  $v = 90$  m/min,  $v = 140$  m/min,  $v = 178$  m/min i  $z = 1$

$n$ [ok/min]	$s'$ [mm/min]		
	25	40	50
180	0,139	0,222	0,278
280	0,089	0,143	0,179
355	0,071	0,113	0,141

okretaja i posmaka koje daju spomenutu dijagonalu, odnosno srednji posmak  $s_z = 0,14$  mm/z . Te kombinacije su:

$$\begin{aligned} n = 180 \text{ ok/min} , & \quad s' = 25 \text{ mm/min} , \\ n = 280 \text{ ok/min} , & \quad s' = 40 \text{ mm/min} , \\ n = 355 \text{ ok/min} , & \quad s' = 50 \text{ mm/min} . \end{aligned}$$

Ovako odabran posmak po nožu nije potpuno jednak, ali budući da razlike nisu velike a ne mogu se izbjeći, možemo ovaj posmak smatrati konstantnim.

Ovim brojevima okretaja odgovaraju ranije navedene brzine rezanja.

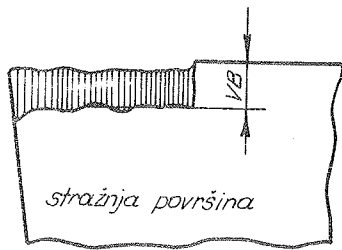
Dubina rezanja je konstantna,  $a = 3$  mm .

Pokusi su vršeni jednim nožem, a jedan pokus je izvršen sa svim noževima u glodačkoj glavi kod

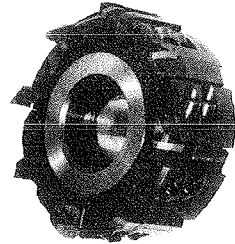
$$\begin{aligned} v &= 140 \text{ m/min} , \\ s_z &= 0,14 \text{ mm/z} , \text{ i} \\ a &= 3 \text{ mm} . \end{aligned}$$

Svaki pokus je ponavljan pet puta. Noževi su bili numerirani i slučajnim izborom je određeno kod koje će brzine rezanja biti upotrijebljeni. Da bi se izbjegao utjecaj nejednolikosti obradjenog materijala, svih petnaest noževa i jedne glodaće glave sa svim noževima rezali su do određenog vremena, nakon čega je izmjereno trošenje straž-

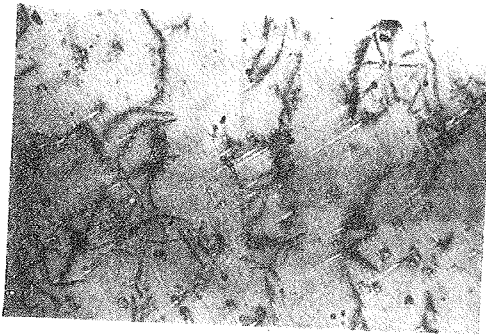
nje površine. Nakon toga, određen je novi slučajni raspored te je izvršeno ponovno rezanje i mjerenje. Postupak se ponavljao dok se nije postigla širina trošenja stražnje površine  $VB = 0,5$  mm, slika 1a.



a)



b)



c)



d)

- Slika 1. a) Srednja širina pojasa trošenja stražnje površine  $VB$   
 b) "KOREX" glodača glava  $RG = 160$ ,  $d = 160$  mm,  $z = 8$   
 c) Mikrostruktura sivog lijeva (100 x)  
 d) Mikrostruktura sivog lijeva (300 x)

Nije vršeno mjerenje trošenja prednje površine za dobijanje odnosa  $K = K_T/K_M [1]$ , budući da je dolazilo do izrazito jačeg trošenja stražnje površine.

Mjerena je snaga koju je glavni elektromotor uzimao iz električne mreže.

Glodača glava je bila centrično postavljena prema simetrali izratka. Kod pokusa nije upotrebljeno hladjenje rashladnim sredstvima.

Pokusi su vršeni na glodalici PGH-3 proizvod tvornice alatnih strojeva "Prvomajska" po licenci Heckert, koja ima područje broja okretaja od 28 do 1400 ok/min i posmaka od 16 do 800 mm/min. Pogonski elektromotor ima snagu 7,5 kW, a posmični 1,4 kW.

Upotrebljena je glodača glava "KOREX" RG-160 proizvod ITAS Ivanec -

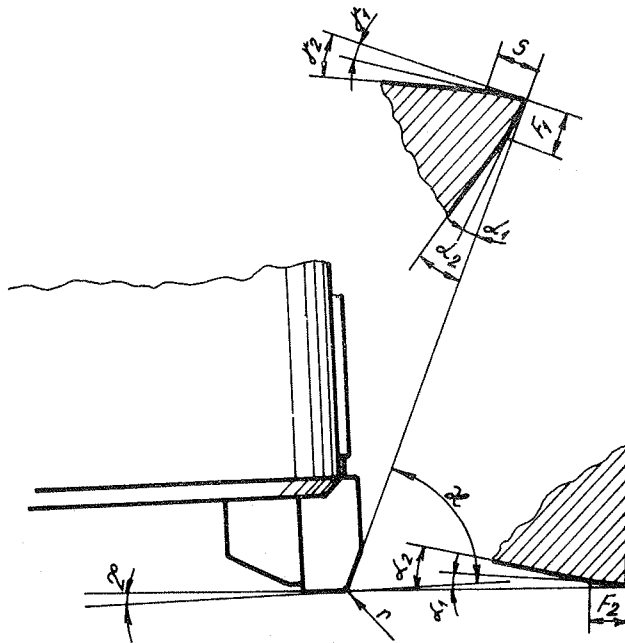
SINTAL Zagreb, slika 1b. Glava ima promjer  $d = 160$  mm i osam uložernih noževa. Noževi su proizvod tvornice SINTAL Zagreb, tip IMS.19.1.00, sa zalemljenom pločicom tvrdog metala K10. Geometrija noža je prikazana na slici 2, gdje je:

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= 8^\circ \\ \alpha_2 &= 5^\circ \\ \gamma_1 &= 8^\circ \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma_2 &= 13^\circ \\ \lambda &= -7^\circ \\ \alpha &= 68^\circ \end{aligned}$$

$$r = 1 \text{ mm}$$

$$F_1 = F_2 = S = 1,5 \text{ do } 2 \text{ mm} .$$



Sl. 2. Geometrija glodaće glave "KOREX"

Posebno je definiran kut fazete na prednjoj površini  $\gamma_1 = 8^\circ$  [2]. Noževi su bili naoštreni na elektrolitskoj brusilici Wendt. Tvrdoća zalemljenih pločica tvrdog metala na držač noža bila je 88,7 HRA sa standardnom devijacijom  $\sigma = 0,472$  HRA, kod veličine uzorka  $n' = 24$ . Vidi se da je rasipavanje tvrdoće pločice tvrdog metala vrlo malo.

Za pokuse je upotrebljen sivi lijev slijedećeg sastava: 2,65% C, 3,53% Si, 0,50% Mn, 0,042% P, 0,129% S, a tvrdoće 150 HB sa standardnom devijacijom  $\sigma = 17$  HB, kod veličine uzorka  $n' = 103$ .

Struktura sivog lijeva je prikazana na slici 1c i d.

Uzorci za određivanje svojstava materijala uzeti su slučajnim izborom.

Dimenzije izratka su bile 80 x 120 x 430 mm. Prethodno je skinuta ko-  
ra drugom glodaćom glavom.

Mjerenje trošenja alata vršeno je adaptiranim mikroskopom GAMMA-MOB,  
a vrijeme rezanja je mjereno štopericom JAQUET.

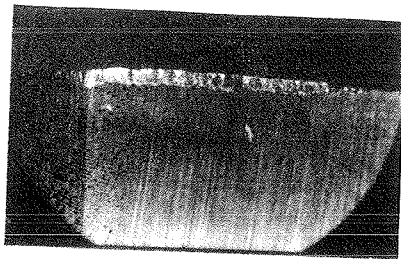
Za mjerenje snage upotrebljen je vatmetar NORMA, Mod.499, slika 5b.

### 3. Rezultati pokusa i analiza

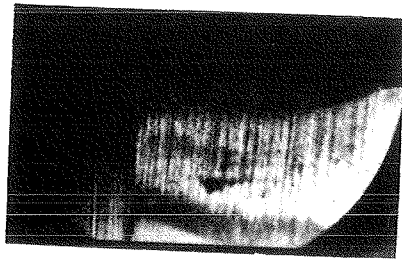
Iz navedenih pokusa određeni su regresioni pravci trošenja alata i  
vremena rezanja, utjecaj vremena rezanja, odnosno trošenja alata na  
potrebnu snagu i određen je Taylor-ov izraz za čeono glodanje sivog  
lijeva glodaćom glavom.

#### 3.1. Utjecaj brzine rezanja i vremena rezanja na trošenje glodaće glave

Da bi se slikovito prikazao intenzitet trošenja stražnje površine kod  
tri različite brzine rezanja, prikazani su na slici 3 mikrosnimci tro-  
šenja stražnje površine koje je nastalo nakon vremena rezanja od  $t =$   
 $= 54$  min kod tri različite brzine rezanja.



a)



b)



c)

Sl.3. Mikrosnimci trošenja stražnje po-  
vršine pločice iz tvrdog metala  
K10, kod posmaka  $s_z = 0,14$  mm/z,  
dubine rezanja  $a = 3$  mm i brzi-  
ne rezanja: a)  $v = 90$  m/min,  
b)  $v = 140$  m/min, c)  $v = 178$   
m/min

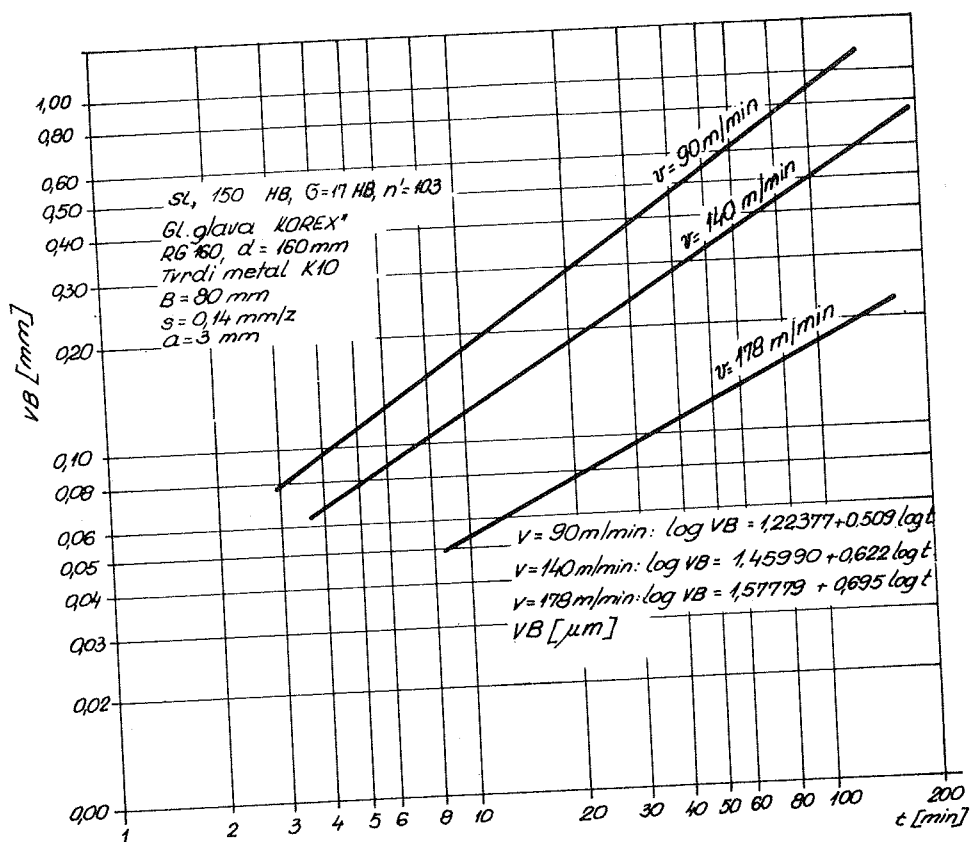
Slika 3a prikazuje pojas trošenja stra-  
žnje površine koji je postignut kod br-  
zine  $v = 90$  m/min. Vidi se da je došlo do adhezionog trošenja, pa  
trošenje nije veliko i jednoliko je po cijeloj dužini oštrice koja je  
bila u zahvatu.

Trošenje stražnje površine kod brzine rezanja  $v = 140$  m/min prikazano je na slici 3b. Vidi se da je došlo do većeg trošenja, ali izgleda da je još uvek najjače adheziono trošenje.

Na slici 3c je prikazan pojas trošenja stražnje površine koji je nastao kod brzine rezanja  $v = 178$  m/min. Ovaj pojas trošenja nema konstantnu širinu i znatno je veći od prethodnih, budući da je došlo do izrazitog difuzionog trošenja.

Noževi čije su stražnje površine prikazane na slici 3a i b sposobni su još za rezanje, međutim za nož, slika 3c može se reći da ga treba prebrusiti, jer je srednja sredina trošenja postigla vrijednost  $VB = 0,5$  mm.

Na temelju dobivenih rezultata iz prije opisanih pokusa i regresionom analizom, došlo se do slijedećih zakonitosti trošenja



S1. 4. Regresioni pravci trošenja za brzine rezanja  $v = 90$  m/min,  $v = 140$  m/min i  $v = 178$  m/min

$$VB_{90} = 16,74 \cdot 10^{-3} \cdot t^{0,509} \quad (3)$$

$$VB_{140} = 28,83 \cdot 10^{-3} \cdot t^{0,622} \quad (4)$$

$$VB_{178} = 37,83 \cdot 10^{-3} \cdot t^{0,695} \quad (5)$$

Indeks uz VB označava za koju brzinu rezanja dotični izraz vrijedi. Iz pokusa kod brzine rezanja  $v = 140$  m/min s glodaćom glavom sa svim noževima ( $z = 8$ ), dobiven je izraz

$$VB_{140} = 28,60 \cdot 10^{-3} \cdot t^{0,632} \quad (6)$$

Ako usporedimo izraz (6) s izrazom (4), vidimo da su razlike u konstantama i u eksponentima neznatne. To znači, da se za ove uvjete, zajedno trošenja neznatno razlikuje kad glodanje vršimo glodaćom glavom s jednim nožem ili sa svim noževima. Zbog toga se mogu rezultati dobiveni s jednim nožem primjeniti na glodanje sa svim noževima.

Grafički prikaz izraza (3), (4) i (5) dan je na slici 4 u dijagramu s logaritamskim koordinatama.

### 3.2. Utjecaj trošenja alata na potrebnu snagu

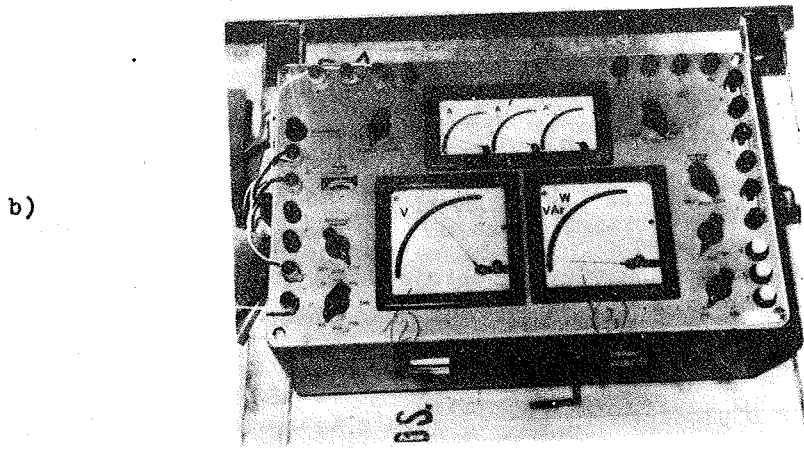
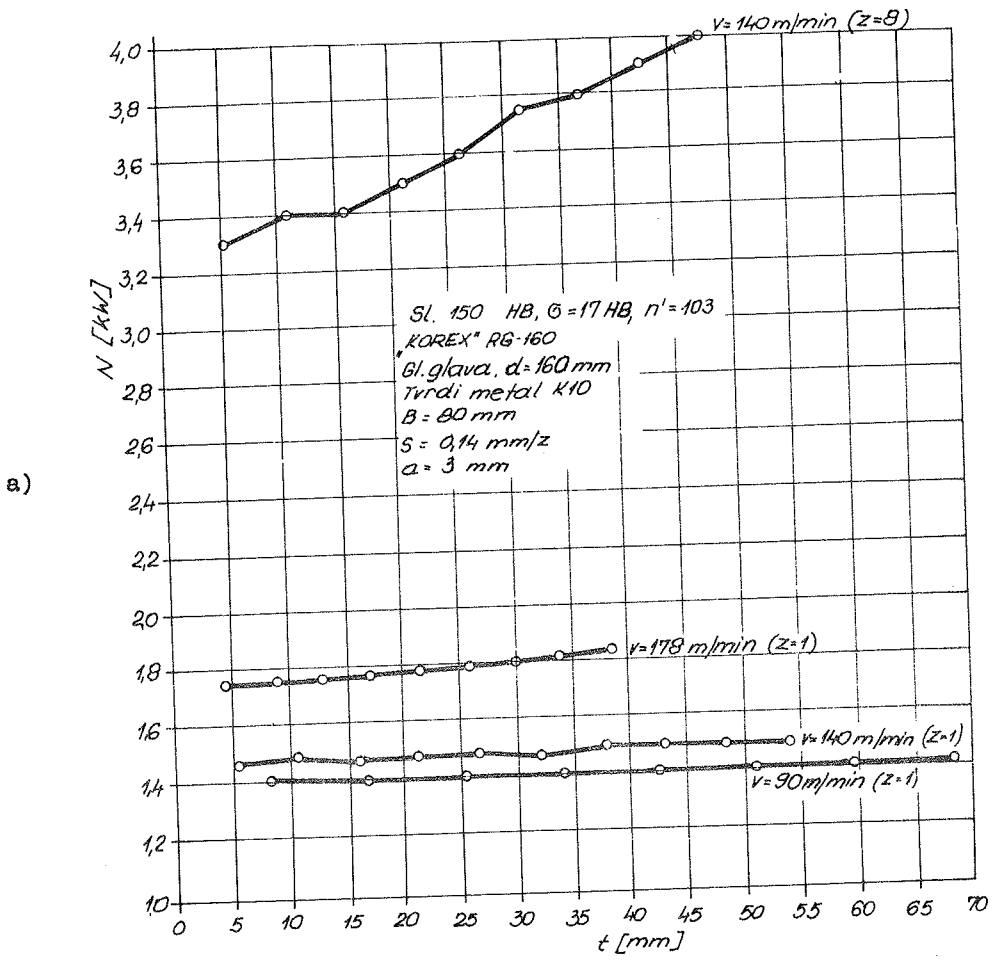
Potrebna brutto snaga glavnog elektromotora u ovisnosti o vremenu rezanja kod različitih brzina rezanja prikazana je na slici 5.

Ako se glodanje vrši s jednim nožem, dolazi do malog povećanja snage s povećanjem vremena rezanja, i to kod većih brzina rezanja. Međutim, kod obrade sa svim uložnim noževima opaža se znatnije povećanje snage, od  $N = 3,3$  kW na  $N = 4$  kW, za povećanje vremena rezanja od  $t = 5$  na  $t = 49$  min, odnosno za porast srednjeg trošenja od  $VB = 0,09$  mm na  $VB = 0,39$  mm. Znači, snaga se povećava za 21% kod brzine rezanja  $v = 140$  m/min. Sigurno je da bi kod većih brzina rezanja došlo do većeg porasta snage zbog većeg trošenja alata.

### 3.3 Taylor-ov izraz

Da bi se vidio utjecaj kriterija istrošenja na postojanost glodaće glave, odnosno na brzinu rezanja, odabrana su dva kriterija istrošenja:  $VB = 0,4$  mm i  $VB = 0,5$  mm.

Na temelju ovih kriterija i dobivenih rezultata pokusima, pomoću regresione analize određeni su Taylor-ovi izrazi



Sl.5. a) Ovisnost ukupne snage o vremenu rezanja kod različitih brzina rezanja  
 b) Vatmetar NORMA, Mod. 499

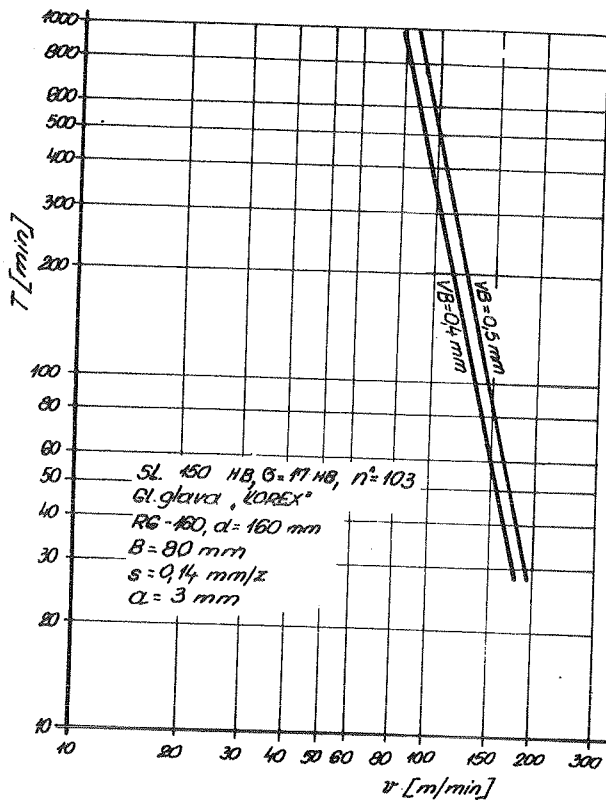
$$v_{0,4} \cdot t^{0,238} = 392,6 \quad (7)$$

$$v_{0,5} \cdot t^{0,228} = 408,3 \quad (8)$$

Indeks uz  $v$  označava odabrani kriterij istrošenja.

Ovim izrazima su obuhvaćene srednje vrijednosti postojanosti alata koje se mogu očekivati za određenu brzinu rezanja.

Grafički prikaz izraza (7) i (8) dan je na slici 6.



Sl.6. Regresiona ovisnost postojanosti glodaće glave o brzini rezanja

Ako iz izraza (7) odnosno iz izraza (8) izračunamo postojanost za brzinu rezanja  $v = 95 \text{ m/min}$  imamo za kriterij  $VB = 0,4 \text{ mm}$

$$T = 318 \text{ min} ,$$

a za kriterij  $VB = 0,5 \text{ mm}$

$$T = 599 \text{ min} .$$

Znači postojanost glodaće glave se je povećala od  $T = 318 \text{ min}$  na  $T = 599 \text{ min}$ , a da nismo ništa promijenili kod uvjeta rezanja, jedino što smo ostavili da srednje trošenje postigne veličinu  $VB = 0,5 \text{ mm}$ , umjesto  $VB = 0,4 \text{ mm}$ .

Oдавде proizilazi, da se postojanost može povećati, ako se za kriterij istrošenja odaberu veće vrijednosti srednjeg trošenja.

Medjutim, kod završnog glodanja postoje ograničenja u vezi s hrapavošću obradjene površine, s geometrijskom tačnošću izratka i sa stanjem površinskog sloja, a kod grubog glodanja uglavnom s troškovima alata [3]. Kod završnog glodanja kriterij istrošenja glodaće glave s umetnutim noževima s pločicom iz tvrdog metala kreće se oko veličine  $VB = 0,3 \text{ mm}$ , a za grubo glodanje od  $VB = 0,5 \text{ mm}$  do  $VB = 0,6 \text{ mm}$ . Ra-



nije su te granice bile više ali zbog navedenih troškova došlo je do njihovog smanjenja [4].

Kod glodaćih glava s mehanički pričvršćenim pločicama iz tvrdog metala, te granice mogu biti pomaknute na više, jer su troškovi alata manji, budući da nije potrebno prebrušavanje pločice.

Prije određene postojanosti za dva različita kriterija istrošenja govore nam da većina podataka za brzine rezanja, pa i od proizvođača svjetskog glasa nisu dovoljno definirani pošto nije u njima naznačen kriterij istrošenja, odnosno granice kriterija, za kojeg ti podaci vrijede.

Uobičajene oznake  $v_{60}$ ,  $v_{480}$  i sl., trebale bi da imaju još i oznaku za koji kriterij istrošenja vrijede; npr.  $v_{60/0,5}$ ,  $v_{480/0,5}$  i sl. S ovakvim oznakama definirane su brzine rezanja, kojima odgovara postojanost  $T = 60$  min, odnosno  $T = 480$  min, za kriterij istrošenja alata  $VB = 0,5$  mm.

Izrazi od (3) do (8) mogu se s većom pouzdanošću primjeniti samo unutar područja brzine rezanja primjenjenih kod pokusa, tj.  $v = 90 - 180$  m/min. Poznato je [5] da se kod malih i velikih brzina rezanja mijenja priroda trošenja, pa se npr., kod malih brzina smanjenjem brzine rezanja smanjuje i postojanost glodaće glave.

#### 4. Zaključak

Na temelju izvedenih pokusa i analize rezultata možemo zaključiti sljedeće:

- Kod glodanja sivog lijeva (navedenih fizikalnih i kemijskih osobina) glodaćom glavom s tvrdim metalom K10, nije poželjno odabrati brzinu rezanja veću od  $v = 175$  m/min, budući da dolazi do jakog difuzionog trošenja. Na području brzine rezanja od  $v = 90$  m/min do  $v = 140$  m/min dolazi do pojave adhezionog trošenja dok je područje od  $v = 140$  m/min do  $v = 178$  m/min prelazno područje iz adhezionog i difuzionog trošenja.
- Zbog trošenja glodaće glave dolazi do znatnog povećanja brutto snage. Od vremena rezanja  $t = 5$  min do  $t = 49$  min, odnosno za porast trošenja stražnje površine od  $VB = 0,09$  mm na  $VB = 0,39$  mm, brutto snaga se povećava za 21%.
- Iako postojanost alata znatno ovisi o kriteriju istrošenja alata često se u literaturi iznose nepotpuno definirani podaci za brzinu rezanja, kao što je  $v_{60}$ ,  $v_{120}$  i sl. Smatra se da bi trebalo označiti kojim kriteriju istrošenja odgovara naznačena postojanost alata. Ako

je odabran kriterij istrošenja  $VB = 0,5$  mm, oznaka bi bila  $v_{60/0,5}$ . Na isti način može se naznačiti bilo koji odabrani kriterij istrošenja.

- Usporedbom ovdje dobivenih parametara za eksploataciju glodaćih glava s podacima stranih proizvođača glodaćih glava i s podacima iz literature, može se zaključiti da se strani podaci ne mogu primjeniti s većom pouzdanošću za obradu naših materijala domaćim alatima. Do istog zaključka došlo se je i za glodanje domaćeg materijala domaćim valjkastim glodalima [6].

Poznato je da su najmanji troškovi obrade skidanjem strugotine, kad se obrada vrši s ekonomskom brzinom rezanja, te da je najveća produktivnost kod obrade s optimalnom brzinom rezanja, za čije računanje je potrebno poznati Taylor-ov izraz.

Ovdje određeni Taylor-ovi izrazi mogu se koristiti kao osnova za određivanje ekonomske i optimalne brzine rezanja kod čeonog glodanja sivog lijeva glodaćom glavom.

## 5. Literatura

- [1] J. Witthoff, R. Schaumann, H. Siebel, Die Hartmetallwerkzeuge in der spanabhebenden Formung, Carl Hanser Verlag, München (1961)
- [2] E. Kuljanić, Utjecaj fazete na postojanost glodaće glave "KOREX" kod obrade sivog lijeva, 125/1, Institut za alatne strojeve - Zagreb (1967)
- [3] R. Zdenković, Pregled analiza optimalnih i ekonomskih brzina rezanja za razne obrade, Zbornik saopštenja I Savetovanja proizvodnog mašinstva, Beograd, (1965) 21.1
- [4] R. Zdenković, Obrada metala skidanjem, Zagreb (1965)
- [5] M. Field, W. E. Bullock, Milling Cast Iron With Carbides, Mechanical Engineering, 10 (1945)
- [6] J. Stanić, B. Ivković, Neki rezultati sistematskog ispitivanja obrade glodanjem, Zbornik saopštenja I Savetovanja proizvodnog mašinstva, Beograd (1965) 18.1

E. K u l j a n i ć

## SOME PARAMETERS FOR THE EXPLOITATION OF CARBIDE - TIPPED CUTTERS ON MILLING CAST IRON

It is indisputable that today the productivity of transfer lines, of special machines and sometimes of universal machine tools depends on cutting tools in many cases. Therefore it is necessary to know the exploitation characteristics of tools. The paper gives some important results of research on milling cast iron with carbide - tipped cutter

OR.16.12

and the cutting time, Taylor's equation and the effect of tool wear on increasing power have been determined. With regard to the effect of tool-life criterion on tool-life, it is suggested that for the sign of machinability based on the permissible cutting speed  $v_{60}$  or the like, should be given a mark of tool-life criterion, e.g.  $v_{60}/0,5$ , where 0,5 is the flank wear  $VB = 0,5$  mm. If another criterion has been chosen, its sign, e.g.  $K[\%]$ , is placed on  $VB$ .



V. Šolaja, O. Popović x)

PRILOG ISPITIVANJU LISNATIH TESTERA xx)

1. Uvod

Odsecanje šipkastog konstrukcijskog materijala na okvirnoj testeri je mašinska operacija za koju informacije u svetskoj literaturi nisu česte [1] - [6], dok su još redje u domaćoj [8], [9]. Pritom je reč ili o informacijama o listovima za testere (pilama) kao alatima [4] - [7], ili o ispitivanjima njihovih reznih karakteristika [1]-[3], [8], [9]. Pritom su Bunge i Kluge [6] izneli jedan od dosada najkompletnijih pregleda celokupne problematike odsecanja, uključujući i mašinsko odsecanje lisnatim testerama.

U literaturi su date osnovne karakteristike lisnatih testera za ručni i mašinski rad u pogledu oblika, geometrije reznih elemenata, tačnosti i materijala [4], [5], a definisane su i jugoslovenskim standardom [7].

U prvom napisu od pre četrdeset godina [1] konstatuje se da se vreme odsecanja smanjuje sa brzinom rezanja po zakonu hiperbole, dok je u daljem radu [2] pored potvrde ove zakonitosti koja je objašnjena verovatnim uticajem trakaste strugotine pri većim brzinama na punjenje međjuzublja, uočena i analogna zakonitost u pogledu smanjenja vremena sa povećanjem statičke sile prodiranja (normalnog pritiska na ravan rezanja); pored toga je iznadjeno da se vreme rezanja smanjuje sa povećanjem koraka zubaca (granica predstavlja jačina zubaca) i ledjnoj

---

x) Vladimir B. Šolaja, dipl.ing., vanr. profesor Mašinskog fakulteta, direktor Instituta za alatne mašine i alate, Beograd; Oktavijan Popović, dipl.ing.

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, pri čemu se deo informacija zasniva na rezultatima diplomskog rada na Mašinskom fakultetu u Beogradu drugog autora, a radovi su izvedeni u okviru projekta SISTEMATSKO ISPITIVANJE OBRADLJIVOSTI PRI OBRADI REZANJEM DOMACIH KONSTRUKCIJSKIH MATERIJALA DOMACIM ALATIMA, u čijem finansiranju učestvuju Savezni i Republički fond za naučni rad i niz privrednih organizacija

ugla, a potvrđen je i poznat zaključak da se specifični otpor rezanja smanjuje sa presekom strugotine. U pogledu postojanosti zapažen je povoljan uticaj povećane sile prodiranja uz smanjenje brzine rezanja, dok su u [3] sredjeno izneti praktični podaci o postojanosti iskazanoj reznom površinom do zatupljenja za različite materijale. Pored sistematizovanog prezentovanja ranijih rezultata i praktičnog iskustva u obliku podesnom za primenu, u [6] se iznosi da je proizvodnost manja za žilave u odnosu na krte materijale, uz podatke za proračun proizvodnosti.

Od dva istraživačka rada izvedena ranije u nas, prvi [8] se odnosi na predlog originalne metode uporednog ispitivanja postojanosti listova za ručne testere korišćenjem struga u kome se obrće radni predmet, otpor prodiranja se ostvaruje statičkim opterećenjem na slobodnom preputu, dok je dubina reza na uzorku u odredjenom vremenu merodavna karakteristika; bez ulaženja u dublje analize procesa habanja zubaca i ostalih fenomena, utvrđena je mogućnost relativnog vrednovanja reznih svojstava ručnih testera. Drugi se rad [9] odnosi na pokušaj da se gubitak reznih karakteristika lista testere poveže sa njenom žilavosti; izneti eksperimentalni podaci ukazuju na prirodu oštećenja i zatupljenja zubaca, tendenciju porasta vremena rezanja i smanjenja količine strugotine sa vremenom sečenja i na diferencijaciju raspodele oštećenja zubaca duž lista. U ograničenom pristupnom eksperimentalnom programu u Institutu za alatne mašine i alate, a u okviru kapitalnog projekta sistematskog ispitivanja obradljivosti, cilj je bio da se pri odsecanju čelika i livenog gvoždja listovima domaće proizvodnje prouče merodavne karakteristike i definišu osnovni pokazatelji, pri čemu je deo radova bio realizovan kroz [10].

U drugom odeljku ovog napisa iznosi se sažet pregled primenjenog postupka za utvrđivanje ukupnog puta i brzine rezanja svih zubaca, dok se u trećem prikazuju neki izabrani eksperimentalni rezultati sa kratkim komentarom.

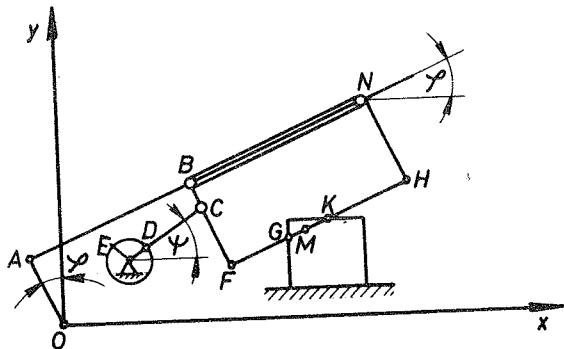
## 2. Neke osobenosti procesa odsecanja

Eksperimenti su izvodjeni na hidrauličnoj testeri HT-350 proizvodnje "Pobeda", N. Sad (hod rama testere  $h = 180$  mm, maksimalni prečnik rezanja  $d_{max} = 350$  mm, broj dvostrukih hodova  $n_1 = 60$  d.h./min,  $n_2 = 100$  d.h./min, dužina lista testere 600 mm), testerama domaće proizvodnje ("Jugorapid", Zagreb, kvalitet Super-Rapid, prema JUS K.D1.030,

sa pet i šest zubaca na col), dok je odsecan materijal kvadratnog preseka 180x180 mm (č.0645 i č.1730) i 160x160 mm (SL 26), te je stoga i izneto razmatranje vezano za posebne uslove odsecanja.

Pri krivajnom pogonskom mehanizmu mašine pojedini zupci prelaze u istom vremenu različite puteve, a razlikuju se i brzine, pa prema tome i vreme rezanja pri istom ostvarenom putu rezanja, dok usled zrakastih putanja lista debljina strugotine ne može biti konstantna, kao što se to naprimer pretpostavlja pri davanju elemenata za proračun proizvodnosti u [6]. Sem toga, na datoj mašini hidraulični podizač spušta na početku svakog radnog hoda ram do dodira lista sa radnim predmetom, što dovodi do periodičnog udarnog opterećenja u pravcu prodiranja (u-pravno na ravan rezanja). Smatrajući ove osobenosti bitnim za potpunije uočavanje radnih performansi, izvedena je u pristupnom periodu radova u Institutu detaljna geometrijska i kinematska analiza procesa. Usled zametnosti postupka, kao i njegove orijentacije na poseban slučaj, ne predlaže se da se reprodukuje detaljan proračun, već se samo ukazuje na tok razmatranja i kao ilustracija se iznose neki krajnji rezultati.

Na slici 1 prikazan je shematski mehanizam korišćene mašine koji se



Sl.1. Shema pogonskog mehanizma okvirne testere u spolnjem krajnjem položaju sa elementima za pristup proračunu

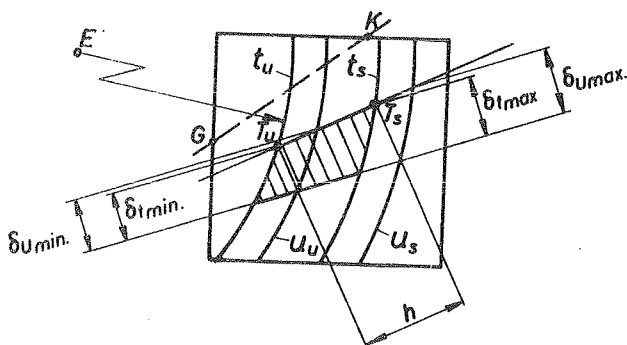
i za dalji proračun neophodna veza uglova  $\psi$  i  $\varphi$ .

Za odredjivanje puta rezanja pojedinih zubaca pošlo se od slike 2, gde su za dva zupca (T i U) prikazane i trajektorije prodiranja t i u za krajnji unutrašnji (indeks u) i spoljni (s) položaj krivajnog mehanizma, pri čemu su te trajektorije kružni lukovi sa centrom u tački E, dok su pojedini hodovi zrakasti i tangiraju krug poluprečnika  $(\overline{BF}-\overline{AO})$

sastoji iz noseće konstrukcije OABN obrtne oko tačke O, sa klizačem BNHF gonjenim posredstvom krivajnog mehanizma EDC obrtnog oko tačke E. Moguće je u koordinatnom sistemu x-y odrediti položaj svih karakterističnih tačaka ( $x_A, y_A, x_B, y_B$  itd) primenom jednostavnih trigonometrijskih relacija u kojima figurišu po-

znate veličine na mašini (na primer, veličine  $\overline{OA}$ ,  $\overline{ED}$  ili položaj obrtne tačke E), kao

sa centrom u 0 (oznake prema slici 1). Šrafirana površina predstav-  
lja presek strugotine za jedan zubac, te je očigledno da debljina st-



Sl.2. Radni predmet sa trajektorijama  $t$  i  $u$   
krajnjih položaja zubaca  $T$  i  $U$  pri  
prodiranju

rugotine nije ista u spoljnjem i unutrašnjem krajnjem položaju, i da  
je različita za različite zupce.

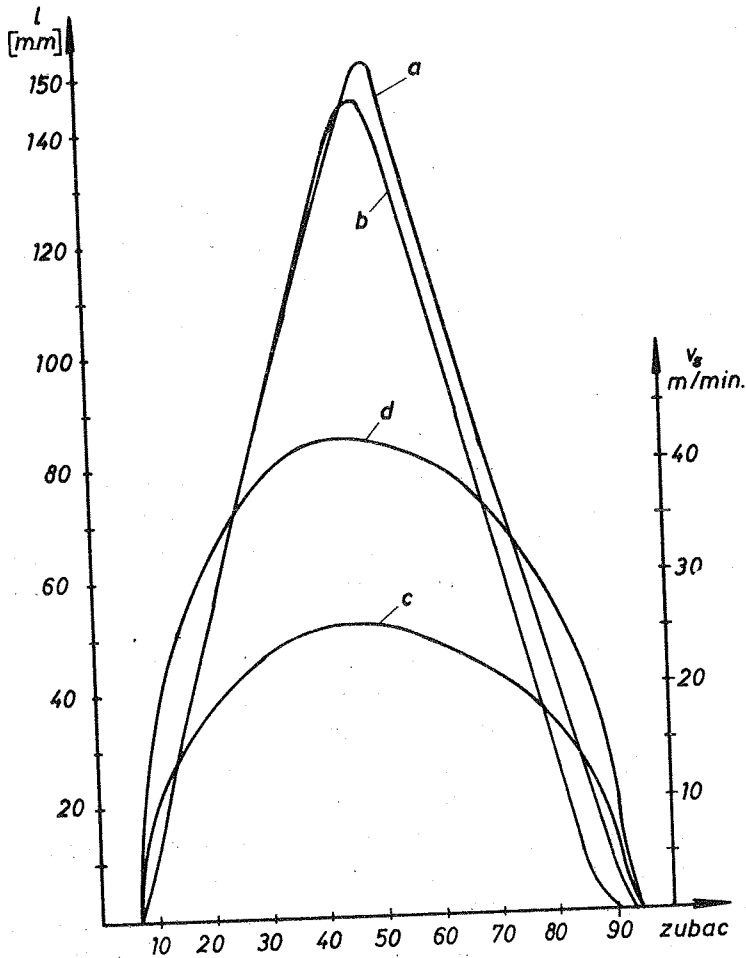
Da bi se našao ukupni put rezanja svakog zupca pri odsecanju radnog  
predmeta prema slici 2, potrebno je naći zbir puteva pri rezanju u  
svim hodovima: pritom će u položaju tačke  $T$  to za prikazani hod  
predstavljati duž  $T_u T_s = h$ , ali će u odredjenim uslovima zupci u je-  
dnom delu hoda biti neaktivni, što je, na primer, za trajektoriju  $\overline{GK}$   
naznačenu isprekidanom linijom slučaj sa položajima zubaca van duži  
 $\overline{GK}$ .

Iskazujući, nadalje, putanje pojedinih zubaca geometrijskim relacija-  
ma vezanim za koordinatni sistem u slici 1, uz pretpostavku da u sva-  
kom hodu pojedini zubac obradi površinu odredjenu šrafiranim delom  
kružnog prstena prema slici 2, kao i uz uslov da se ugao  $\gamma$  linearno  
smanjuje od reza do reza, bilo je moguće da se izvede potreban pro-  
račun. Uz respektovanje činjenice da svi aktivni zupci nisu u toku od-  
secanja stalno u zahvatu, izračunate veličine specifične dužine rad-  
nog puta  $\ell$  svakog zupca (valja ih pomnožiti sa ukupnim brojem radnih  
hodova  $n$  pri odsecanju da bi se dobio ukupan put,  $L = \ell \cdot n$ ) za rad-  
ni predmet 180x180 (kriva a) i 160x160 (kriva b) za lisnatu tes-  
teru sa 6 zubaca po colu iznose se na slici 3 u zavisnosti od položa-  
ja zupca (zupci su numerisani rednim brojem duž lista); izračunate ve-  
ličine za list sa 5 zubaca po colu su samo neznatno manje od ovih.

U istom dijagramu su prikazane i srednje veličine brzine rezanja  $v_s$



za pojedine zupce pri odsecanju čelika 180x180: kriva c se odnosi na broj dvostrukih hodova  $n_1 = 60$  d.h./min, a d na  $n_2 = 100$  d.h./min;



Sl.3. Dužina puta pri jednom hodu aktivnih zubaca  $l$  (pune linije) za radni predmet 180x180 mm (kriva a) i 160x160 mm (b), i srednja brzina  $v_s$  za radni predmet 180x180 mm pri  $n_1 = 60$  d.h./min (c) i  $n_2 = 100$  d.h./min (d)

pri odsecanju livenog gvoždja 160x160 krive srednje brzine unekoliko odstupaju od c i d. Srednje brzine su izračunate sa osnovom na analizi brzina u datom krivajnom mehanizmu, i integraljenjem odgovarajućeg izraza na respektivnim putevima.

Karakter varijacije opterećenja pojedinih zubaca duž lista testere,

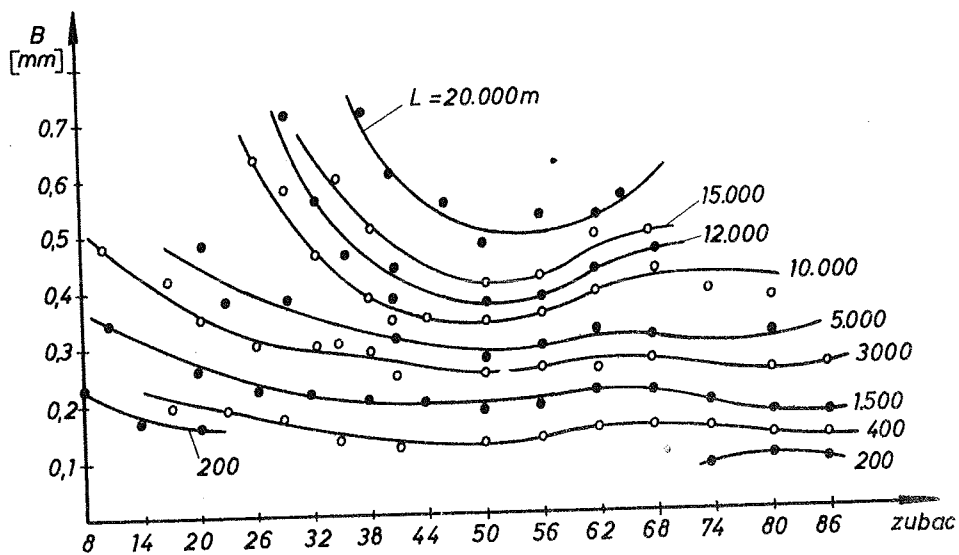
kako u pogledu aktivnog puta rezanja, tako i režima, što je ilustrirano slikom 3, kombinovan sa varijacijom debljine strugotine i udarnim opterećenjem na početku rada svakako postavlja određene uslove koje valja uvažavati pri interpretaciji eksperimentalnih rezultata.

### 3. Izabrani eksperimentalni rezultati

Za formiranje suda o mogućnosti rezanja lisnate testere mogu da posluži (i) habanje reznih elemenata i (ii) kvalitet obradjene površine, a s obzirom na radne uslove i (iii) vreme trajanja jednog reza (odnosno broj dvostrukih hodova). U ispitivanju su praćene sve tri karakteristike, od kojih je za ovo izlaganje od najvećeg interesa habanje zubaca.

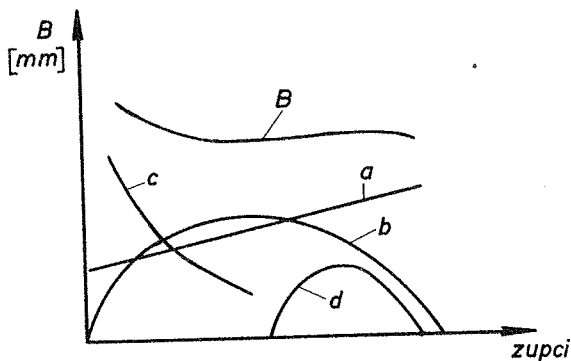
Saglasno ranijim zapažanjima [8], [9], maksimalno habanje je lokalizovano na usled razmetanja isturene čoškove reznih elemenata sa strane ledjne površine, sa manjom širinom pojasa habanja na ostatku ove površine, i sa neznatnim habanjem na grudnoj površini; pored toga je na mnogim zupcima zapaženo odlamanje sečiva. Stoga je kao merodavna veličina merena maksimalna širina pojasa habanja na ledjnoj površini B, i to izračunate srednje vrednosti za po tri susedna zupca (razmetnut ulevo, prav i razmetnut udesno). Karakter krivih B - T (T = vreme rezanja) ili B - L (L = efektivna dužina puta rezanja) je uobičajen, sa izražene tri zone habanja, dok se čini da je u cilju optimalne interpretacije registrovanih podataka najpovoljnije da se progres habanja iskaže za pojedine grupe zubaca duž lista testere zavismno od istih dužina puta rezanja L. U slici 4 se na taj način, i u cilju primera, prikazuju rezultati iz opita pri odsecanju Č.0645 za ukupne dužine puta rezanja L = 200 - 20.000 m; slični po karakteru su i dijagrami dobijeni u ostalim opitima pri odsecanju Č.1730, a takodje i SL. 26.

Talasast karakter krivih, sa tendencijom povećanja habanja na prvim zupcima moguće je pokušati objasniti superponirajući četiri zasebna verovatna uticaja, pri čemu slika 5 predstavlja kvalitativnu ilustraciju tendencija: na tok krive habanja B moguće je da utiče (i) linearno povećanje preseka strugotine od prvog ka poslednjem zupcu u zahvatu (prava a), (ii) brzina rezanja prema slici 3 na sličan način kao i njena varijacija (kriva b), (iii) udarno opterećenje pri spuštanju okvira na početku rezanja, približno po zakonu hiperbole (kriva c), i (iv) uticaj dinamičkog opterećenja na zupce usled ubr-



Sl. 4. Habanje B za zupce duž lisnate testere pri odsecanju Č.0645 pri  $n_2 = 100$  d.h./min, za  $L = 200 - 20.000$  m

zanja lista na početku rezanja (kriva d). Svakako da bi hipotezu o



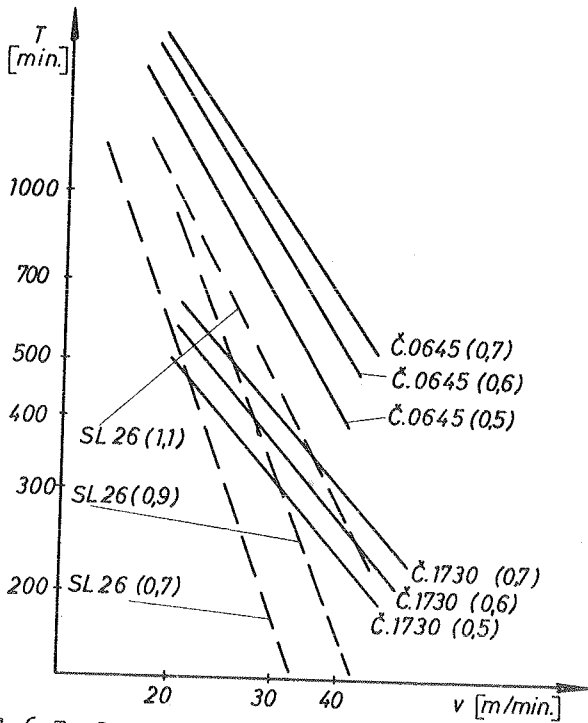
Sl.5. Kvalitativna interpretacija krive habanja B iz slike 4 superpozicijom parcijalnih uticaja a, b, c i d

za kriterije habanja  $B = 0,5, 0,6$  i  $0,7$  mm (za čelik) i  $B = 0,7, 0,9$  i  $1,1$  mm (za liveno gvoždje) iste ucrtaju: jasno se uočava niža postojanost pri obradi Č.1730 nego Č.0645, kao i loša obradljivost LG.26 pri odsecanju lisnatim testerama.

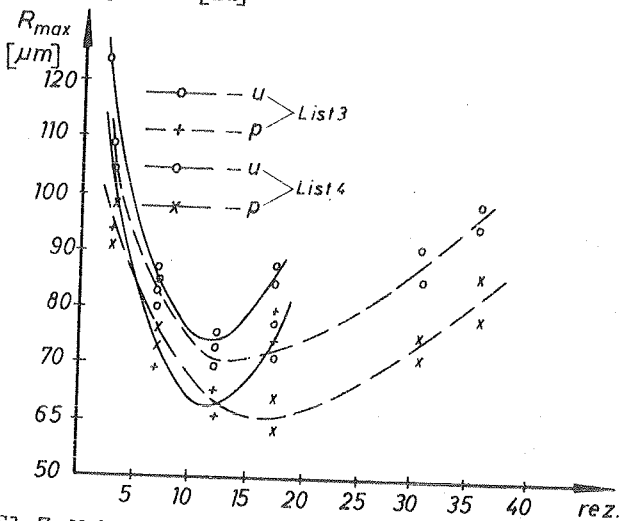
U pogledu vremena odsecanja sa zatupljenjem lisnate testere, potvrdje-

združenom dejstvu različitih uticaja valjalo verifikovati kroz posebno planirane opite; ovo se odnosi i na specifičnosti habanja pojedinih zubača u seriji od po tri, kao i na posebne uticaje eventualne nejednakosti visine i oblika pojedinih zubača.

Iako broj izvedenih kompletnih opita ne omogućuje da se prezentiraju dovoljno pouzdane Taylor-ove krive, na slici 6 je učinjen pokušaj da se



Sl.6. Taylor-ove krive pri odsecanju Č.0645, Č.1730 i LG.26; brojevi u zagradi odnose se na kriterij postojanosti iskazan maksimalnom širinom pojasa habanja B [mm]



Sl.7. Maksimalna hrapavost  $R_{max}$  pri odsecanju Č.1730 u funkciji broja rezova za dve lisnate testere ( $u$  - merenje u uzdužnom,  $p$  - u poprečnom pravcu)

OR. 17.8

ne su ranije ustanovljene tendencije [6], [8], [9].

Iako se na obradu odsecanjem na okvirnoj testeri kao pripremu operaciju normalno ne postavljaju posebni zahtevi na ostvareni kvalitet površine reza, zapaženo je, za razliku od naprimer obrade na strugu, da se maksimalna hrapavost u toku vremena od stanja na početku odsecanja ostrim listom snižava na 50 - 70% početne vrednosti, da bi potom u toku daljeg rada sporije rasla. Tipično kretanje maksimalne hrapavosti pri odsecanju Č.1730 izneto je na slici 7, pri čemu je sa u označeno merenje  $R_{max}$  primenom dodatnog pribora Talylin na profilometru Talysurf u uzdužnom, a sa  $p$  u poprečnom pravcu. Karakter promene kvaliteta površine se može povezati sa režimom zatupljenja (zaobljenja) čoškova, što u prvom vremenu rezanja dovodi do poboljšanja, da bi docnije opšti uslovi otežavanja rezanja usled daljeg zatupljenja uticali na pogoršanje kvaliteta. Slična tendencija, iako manje izražena, zapažena je

ranije u Institutu i kod drugih alata kod kojih se čošak podvrgnut habanju reprodukuje na obradjenoj površini - na primer, pri bušenju za-vojnim burgijama.

#### 4. Zaključak

Na osnovu dosada izvedenih teorijskih analiza i izvedenih opita mogu-ćno je da se iznesu sledeći zaključci:

- (i) Izvedena analiza pokazuje da svi zupci lisnate testere nisu pod-jednako opterećeni, pri čemu je bio utvrđen ukupan put rezanja pojedinih zubaca, kao i njihova srednja brzina.
- (ii) Eksperimentalno ispitivanje obradljivosti pokazuje da su, uprkos nižih brzina, a pri svodjenju na istu dužinu puta rezanja, naj-kritičniji u pogledu habanja i gubitka reznih svojstava prvi ak-tivni zupci lisnate testere; izvedena kvalitativna analiza svih uticaja (promena preseka strugotine, varijacija brzine rezanja, udar na početku rezanja i početno dinamičko opterećenje zubaca) objašnjava principijelnu mogućnost ove konstatacije.
- (iii) Bez obzira što grafoanalitički izraz postojanosti u funkciji br-zine rezanja i ostvareni kvalitet površine za ovu operaciju i-maju ograničeni značaj, raspored uslovno prikazanih Taylor-ovih pravih daje indikaciju o relativnoj obradljivosti tri ispitane vrste materijala, dok se karakter promene kvaliteta površine mo-že objasniti tokom habanja reznih elemenata.

#### 5. Literatura

- [1] Hellich, Leistungsversuche an einer Bügelsägemaschine, Der Masch-bau., (1929) str. 836
- [2] Wallichs, Seul, Untersuchungen über den Sägevorgang in Stahl-und Gusseisen mit Bügelsägen, Die Werkzeugmaschine, (1934) br. 8/9
- [3] Emerson, How to Cutt off Metals, Am. Mach. (1956) 13.8., str. 133
- [4] V.I. Klimov, i dr., Priručnik za konstruktore reznog alata, Gra-djevska knjiga, Beograd (1964)
- [5] S. Četverikov, Metallorežušćie instrumenti, Mašgiz, Moskva (1965)
- [6] G. Bunge, G. Kluge, Wirtschaftliche Anwendung und technologische Kennwerte ausgewählter Trennverfahren, Informationen ZIF, Karl-Marx-Stadt, Nr. 82 (1967)
- [7] Jugoslovenski standardi JUS K.D1.020, K.D1.027, K.D1.030

- [8] S.Zarić, Ispitivanje postojanosti ručnih testera, Mašinstvo, 8 (1959) M. 245
- [9] R.Zgaga, Značenje žilavosti za trajnost alata, Zbornik saopćenja II Savjetovanja proizvodnog mašinstva, Zagreb (1966) 40.1
- [10] O.Popović, Ispitivanje domaćih listova za okvirne testere, Diplomski rad, Mašinski fakultet, Beograd (1967)

V. Šolaja, O. Popović

### A Contribution to the Cuttability of Saw Blades

With respect to the previous limited information on cutting performances of saw blades [1] - [3], [6], [8], [9], a research programme was launched in the Institute for Machine Tools and Tooling, Beograd [10] dealing with an analysis of geometry and kinematics of the sawing process, and with experiments on tool-life and surface finish. The theoretical analysis based on Figs. 1 and 2 has shown that the working load on cutting teeth is not evenly distributed in relation to both the total length of cutting  $L$  (curves a and b in Fig.3) and the medium cutting speed  $v_s$  (curves d and c). The experiments described in Part 2 have shown that, when the results are interpreted in function of the same values of  $L$ , and in spite of lower speed, the first active teeth are the most critical from the point of view of wear and loss of cutting properties (Fig. 4). A qualitative analysis of this finding has shown that the curve B in Fig. 5 may be considered as the combined effect of the variation of chip thickness (a in Fig. 5), the variation of cutting speed (b), impact at the start of cutting (c) and of additional dynamic load upon some cutting edges at the start of cutting (d). The tool-life for two brands of steel and one brand of cast iron are shown in Fig. 6, and the generated surface finish as dependent on the number of cuts (cutting time) in Fig.7.

M. K a p l a r e v i ć x)

OBRAĐLJIVOST NEKALJENOG I POBOLJŠANOG ČELIKA METODOM SUPERFINIŠ xx)

1. Uvod

Završna obrada nekaljenog i poboljšanog čelika klasičnim postupcima predstavlja veliki tehnološki problem sa aspekta ekonomičnosti procesa obrade i postizanja visokog kvaliteta obradjene površine, naročito u slučaju najčešće primenjivanih postupaka sa abrazivnim skidanjem materijala, jer se usled plastičnih svojstava materijala teško otklanja pojava slučajnih zarezova. U cilju rešavanja ovog problema u radu je data analiza uticajnih faktora na proces obrade pri završnoj obradi metodom superfiniš nekaljenog i poboljšanog čelika.

Ispitivanja su izvedena u Institutu za alatne mašine i alate, uz saradnju sa Fabrikom hidropneumatskih agregatnih jedinica, Brus i Industrijom pneumatike i hidraulike "Prva Petoletka" Trstenik. Ispitivanje je izvedeno na brušenim uzorcima dimenzija  $\varnothing 30 \times 60$  od tri doza čelika, označenih u navedenom tekstu kao čelik A, B i C: A = Č 0345 zatezne čvrstoće  $40 \text{ kp/mm}^2$ , B = Č 1730 poboljšan na zateznu čvrstoću od  $80 \text{ kp/mm}^2$  i C = Č 4230 poboljšan na zateznu čvrstoću od  $140 \text{ kp/mm}^2$ . Obitni uzorci obradjivani su na pneumatičnim agregatnim jedinicama za superfiniš POUS, razvijenim u Institutu za alatne mašine i alate, pri čemu su korišćene brusne pločice marke "Supfina".

2. Analiza faktora koji utiču na proces obrade

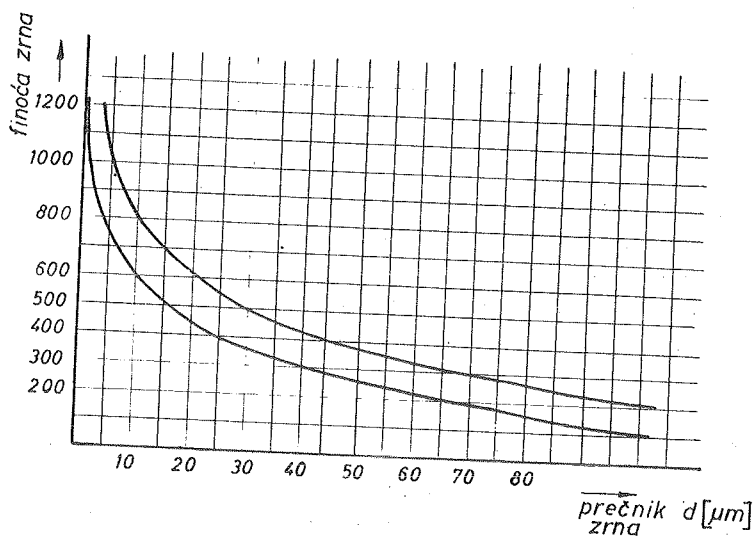
U procesu obrade metodom superfiniš alat - brusna pločica ostvaruje sa površinom radnog komada relativno veliku površinu kontakta. Glavno kretanje je oscilatorno kretanje brusne pločice koje uz dopunska rotaciona, ili translatorna kretanja brusne pločice i radnog komada omo-

x) Miloš Kaplarević, dipl.ing., saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, Beograd

gućuje dobijanje mreže približno sinusoidalnih trajektorija abrazivnih zrna na radnoj površini. U toku procesa obrade na radnu površinu dovodi se sredstvo za ispiranje, dok je brusna pločica uz nju priljubljena silom  $F_b$ . Na proces obrade metodom superfiniš utiču sledeći faktori: kvalitet brusne pločice (materijal zrna, granulacija, tvrdoća i vrsta vezivnog sredstva), karakteristike radnog komada (kvalitet obradjene površine i tvrdoća materijala), specifični pritisak brusne pločice na radnu površinu, kvalitet sredstava za ispiranje (viskozitet i hemijski sastav) i kinematski parametri procesa obrade.

Za obradu metodom superfiniš najčešće se upotrebljavaju brusne pločice od zelenog silicijum karbida sa keramičkom vezom. Na slici 1 data je zavisnost finoće zrna od prečnika zrna. Za obradu metodom superfiniš najčešće se upotrebljavaju brusne pločice granulacije 320 - 1200 zrna.

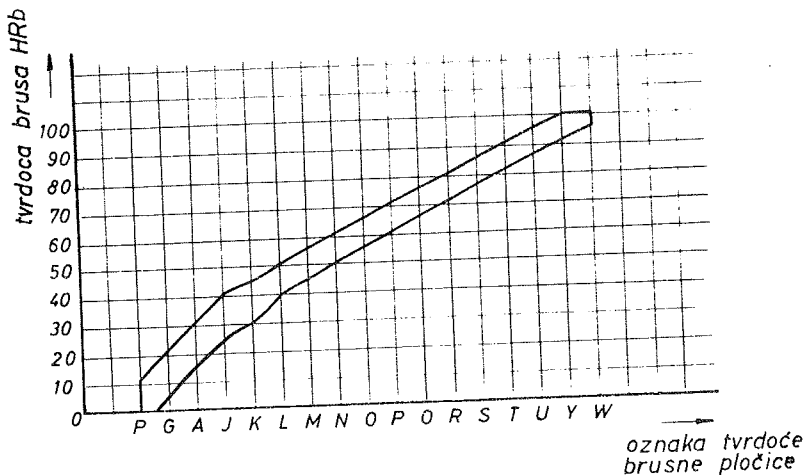


Sl. 1. Zavisnost finoće zrna od prečnika zrna

Na slici 2 dat je način označavanja tvrdoće brusnih pločica marke "Supfina", upotrebljenih pri ispitivanju. Tvrdoća brusne pločice merena je na aparatu "Rokwel" pri sledećim uslovima: prečnik kuglice  $d = 5$  mm, prethodno opterećenje  $F_0 = 10$  kp, glavno opterećenje  $F = 62,5$  kp i vreme opterećenja  $t = 7$  sec.

Na slici 3 dat je šematski prikaz obrade metodom superfiniš valjkastih radnih komada sa trajektorijom abrazivnog zrna, pri čemu je ranije [3] bila data detaljna kinematska analiza procesa obrade. Pod pretpostav-

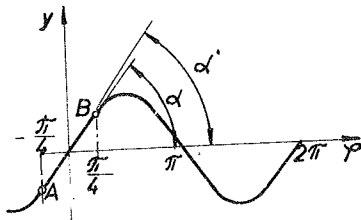
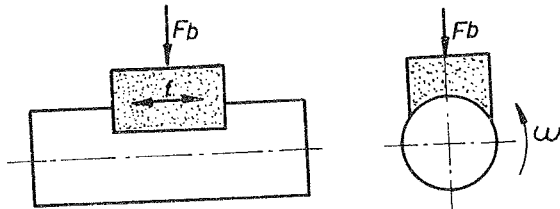




Sl.2. Oznaka tvrdoće brusnih pločica marke "Supfina"

kom sinusnih oscilacija brusne pločice izvedena je analitička zavisnost izmedju kinematskih parametara

$$\operatorname{tg} \alpha' = \frac{Nf}{rn_r} \quad (1)$$



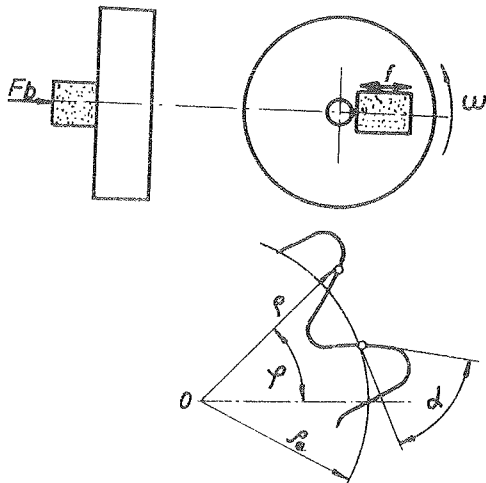
gde su:  $N$  = amplituda oscilacija brusne pločice,  $f$  = frekvencija oscilacija brusne pločice,  $r$  = poluprečnik radnog komada,  $n_r$  = broj obrta radnog komada i  $\alpha'$  = nagib trajektorije abrazivnog zrna u odnosu na pravac obimne brzine radnog komada. Na osnovu eksploatacijskih ispitivanja, u cilju vernijeg prikazivanja procesa obrade, izvršena je korekcija ugla  $\alpha'$  aproksimacijom sinusoidalne trajektorije abrazivnog zrna u intervalu  $-\frac{\pi}{4} \leq \varphi \leq \frac{\pi}{4}$  pravom linijom, i

dobijen je analitički izraz merodavan za izbor kinematskih parametara za obradu metodom superfiniš,

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2Nf}{rn_r} \sqrt{2}, \quad \text{odnosno} \quad \operatorname{tg} \alpha = \frac{4N^2}{V_r} \sqrt{2}, \quad (2)$$

gde je  $V_R$  = obimna brzina radnog komada.

Pri obradi metodom superfiniš radnih komada sa čeonim obrtnim površinama kinematska slika procesa obrade se delimično menja. Na slici 4 dat je šematski prikaz čeonog superfiniširanja sa trajektorijom abrazivnog zrna. Pod pretpostavkom sinusoidalnih oscilacija brusne pločice u radijalnom pravcu, parametar-



ske jednačine trajektorije abrazivnog zrna imaju oblik

$$\rho = \rho_0 + N \sin \Omega t ,$$

$$\varphi = \omega t , \quad \Omega = 2\pi f .$$

Eliminacijom parametra  $t$  dobija se jednačina trajektorije

$$\rho = \rho_0 + N \sin \frac{\Omega}{\omega} \varphi . \quad (3)$$

Komponente brzine abrazivnog zrna u radijalnom i tangencijalnom pravcu su

$$V_R = N\Omega \cos \Omega t ,$$

$$V_T = \rho \omega = \omega (\rho_0 + N \sin \Omega t) .$$

Sl.4. Šematski prikaz čeonog superfiniširanja sa trajektorijom abrazivnog zrna

Ako su tragovi prethodne obrade koncentrični krugovi, ugao nagiba trajektorije abrazivnog zrna je

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{V_R}{V_T} = \frac{N\Omega \cos \Omega t}{\omega (\rho_0 + N \sin \Omega t)} . \quad (4)$$

U tačkama  $\rho = \rho_0$  je  $\Omega t = 0 + k\pi$ , ( $k = 1, 2, \dots, n$ ) pa se izraz (4) svodi na oblik

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{N\Omega}{\rho_0 \Omega} = \frac{Nf}{\rho_0 n_r} . \quad (5)$$

Izraz (5) analogan je izrazu (1), s tom razlikom što se mesto poluprečnika valjkastog komada pojavljuje srednji prečnik oko koga osciluje posmatrano abrazivno zrno. Ukoliko postoji velika razlika između minimalnog i maksimalnog prečnika radnog komada kod čeonog superfiniširanja, promena poluprečnika  $\rho_0$  može znatno uticati na veličinu nagiba trajektorije  $\alpha$ . U tom slučaju, radi održavanja veličine ugla  $\alpha$  u određenim granicama, potrebno je regulisati broj obrta radnog komada  $n_r$ , ili proizvod  $Nf$ . Pri čeonom superfiniširanju sa jedini-

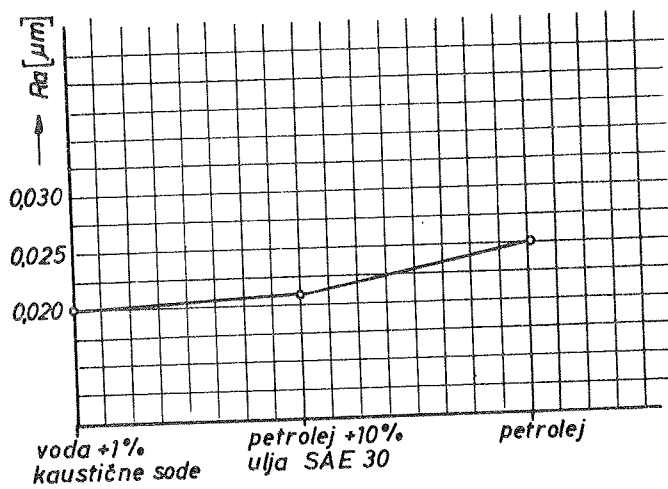
cama POUS pogodnije je regulisati proizvod  $N_f$ , jer se to jednostavno izvodi u toku procesa obrade.

Zaključak ovog razmatranja je da ne postoje bitne razlike između superfiniširanja valjkastih radnih komada i čeonog superfiniširanja u pogledu izbora kinematskih parametara režima obrade.

### 3. Uticaaj sredstva za ispiranje na kvalitet obradjene površine

Sredstvo za ispiranje znatno utiče na kvalitet obradjene površine. Ono pospešuje ili prigušuje intenzitet rezanja i omogućuje formiranje mikro-filma, sastavljenog od odvojenih čestica alata i radnog komada. Na taj se način onemogućuje kontakt oštih abrazivnih zrna sa radnom površinom, što dovodi do prekida procesa obrade i postizanja visokog kvaliteta obradjene površine. Pomenute efekte omogućuju viskoznost i hemijski sastav sredstva za ispiranje.

Na dijagramu 5 data je eksperimentalna zavisnost veličine hrpavosti



Sl.5. Eksperimentalna zavisnost veličine hrpavosti  $R_a$  od vrste sredstva za ispiranje

obradjene površine od vrste sredstva za ispiranje. Od sredstava za ispiranje ispitivana su: dvoprocentni rastvor kaustične sode u vodi, desetoprocentni rastvor ulja SAE 30 u petroleju i čist petrolej. Pokušaj sa čistom vodom i sapunicom nije dao zadovoljavajuće rezultate zbog pojave zamašćivanja brusne pločice i nalepljivanja na istu materijala radnog komada. U pogledu varijacije usvojenih sredstava za ispiranje na ispitivanim čelicima dobijeni su približno isti rezultati,

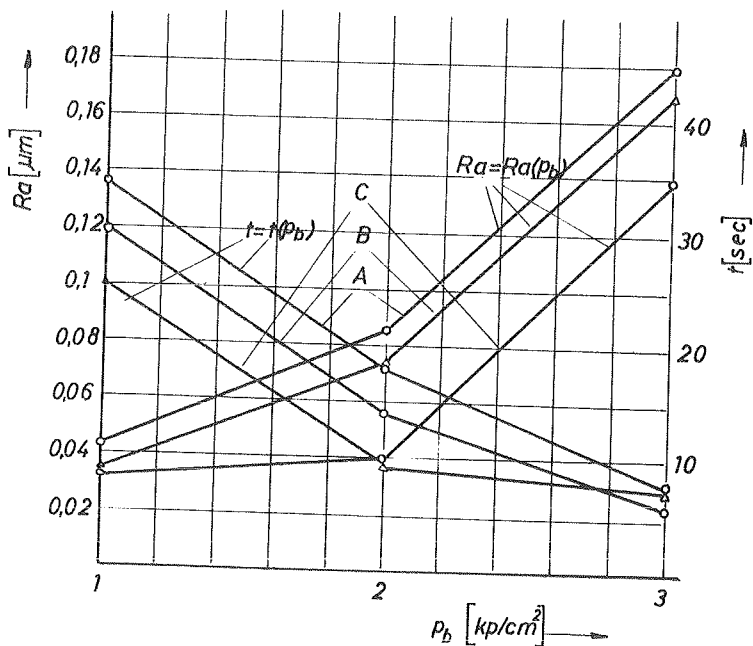
tako da su na slici 5 date srednje izmerene vrednosti za sva tri čelika. Najbolji rezultati postignuti su sa rastvorom kaustične sode, a zatim sa rastvorom ulja SAE-30 u petroleju. Pored efekta antikoroziivne zaštite, kaustična soda ispoljila je povoljan uticaj na rezna svojstva brusne pločice.

Na osnovu rezultata ispitivanja može se preporučiti za superfiniširanje nekaljenog i poboljšanog čelika rastvor 1 - 2 % kaustične sode u vodi, a kao zamenu, u slučaju kada je na istoj mašini neophodno obrađivati i kaljeni čelik, petrolej sa dodatkom 10% ulja SAE-30.

#### 4. Uticaj specifičnog pritiska brusne pločice na kvalitet obradjene površine ●

Specifični pritisak brusne pločice na radnu površinu utiče na intenzitet procesa rezanja i na kvalitet obradjene površine. Povećanjem specifičnog pritiska pospešuje se intenzitet rezanja na račun pogoršanja kvaliteta, dok se smanjenjem specifičnog pritiska smanjuje intenzitet rezanja na račun povišenja kvaliteta obradjene površine.

Na slici 6 data je eksperimentalna zavisnost veličine hrapavosti ob-



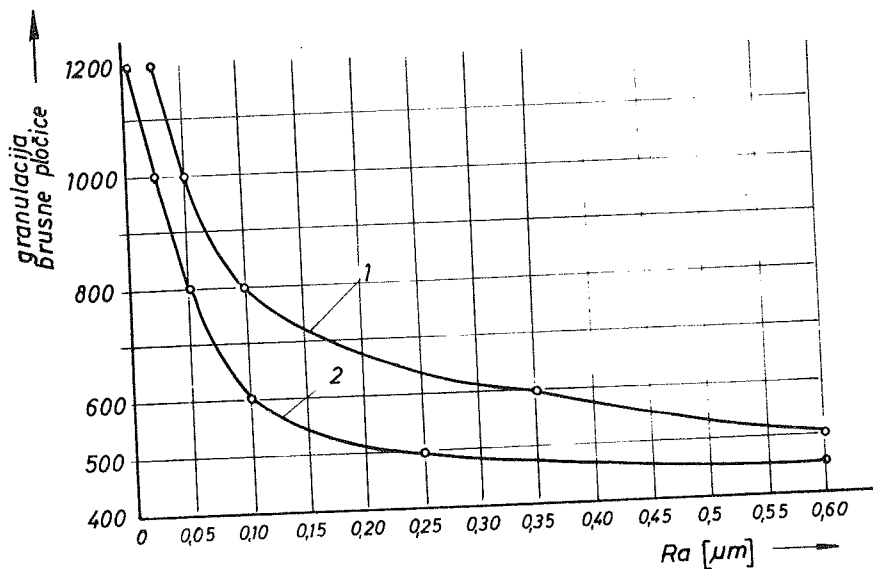
S1.6. Eksperimentalna zavisnost veličine hrapavosti  $Ra$  i vremena obrade  $t$  od specifičnog pritiska brusne pločice  $P_b$

radjene površine i vremena obrade od specifičnog pritiska brusne pločice na radnu površinu. Eksperimentalni rezultati razlikuju se za pojedine čelike, tj. veličina hrapavosti obradjene površine povećava se sa smanjenjem tvrdoće materijala radnog komada. U pogledu specifičnog pritiska osnovna tendencija je smanjenje veličine hrapavosti sa smanjenjem specifičnog pritiska brusne pločice. S druge strane, vreme obrade povećava se sa smanjenjem specifičnog pritiska brusne pločice. Pri obradi radnih komada sa velikom hrapavošću površine, što zahteva veći intenzitet skidanja, nije preporučljivo u početku ići sa velikim specifičnim pritiskom zbog pojave nalepljivanja materijala radnog komada na brusnu pločicu. Veliki specifični pritisak onemogućuje u izvesnim slučajevima uspostavljanje optimalnog režima obrade i pored toga što su ostali parametri pravilno odabrani.

Na osnovu ispitivanja preporučuje se za obradu metodom superfiniš čelika A, B i C specifični pritisak brusne pločice  $P_b = 0,5-2,5 \text{ kp/cm}^2$ .

#### 5. Uticaaj granulacije i tvrdoće brusne pločice na kvalitet obradjene površine

Granulacija brusne pločice zavisi u prvom redu od veličine hrapavosti površine radnog komada, tj. za veću hrapavost površine potrebno je odabrati brusnu pločicu grublje granulacije.

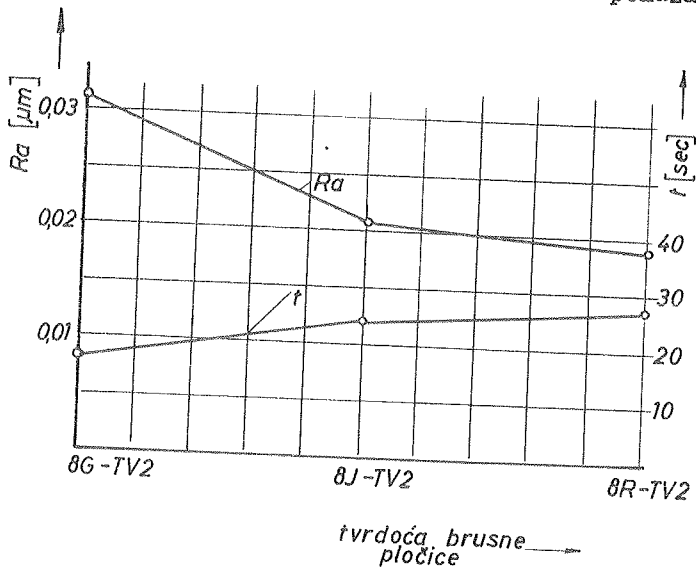


S1.7. Eksperimentalna zavisnost granulacije brusne pločice od veličine hrapavosti Ra polazne površine

Na slici 7 data je eksperimentalna zavisnost granulacije brusne pločice od veličine hrapavosti polazne površine. Kriva 1 dobijena je u postupku obrade iz jednog prolaza, sa povećanjem granulacije brusne pločice za svaki naredni prolaz. Ovaj postupak pogodan je za protočno superfiniširanje valjkastih komada jednakog prečnika na specijalnim mašinama. Kriva 2 dobijena je primenom postupka obrade iz dva prolaza sa brusnom pločicom iste granulacije. Ovaj postupak pogodan je pri korišćenju agregatnih jedinica za obradu metodom superfiniš.

Tvrdoća brusne pločice uslovljena je tvrdoćom materijala radnog komada i povećava se sa smanjenjem njegove tvrdoće.

Na slici 8 data je eksperimentalna zavisnost veličine hrapavosti obradjene površine i vremena obrade od tvrdoće brusne pločice za čelik A. Za čelike B i C tendencija promene pomenutih pokazatelja je sli-



S1.8. Eksperimentalna zavisnost veličine hrapavosti  $Ra$  obradjene površine i vremena obrade od tvrdoće brusne pločice za čelik A

čna. Promena tvrdoće brusne pločice znatno utiče na veličinu hrapavosti obradjene površine, jer mala tvrdoća brusne pločice može onemogućiti uspostavljanje optimalnog režima obrade, tj. postizanje efekta automatskog prekida procesa obrade koji omogućuje postizanje visokog kvaliteta obradjene površine. Takav slučaj uočava se na dijagramu 8 za brusnu pločicu 8G-TV2. Ukoliko je brusna pločica isuviše tvrda s obzirom na tvrdoću materijala radnog komada dolazi do pojave efekta

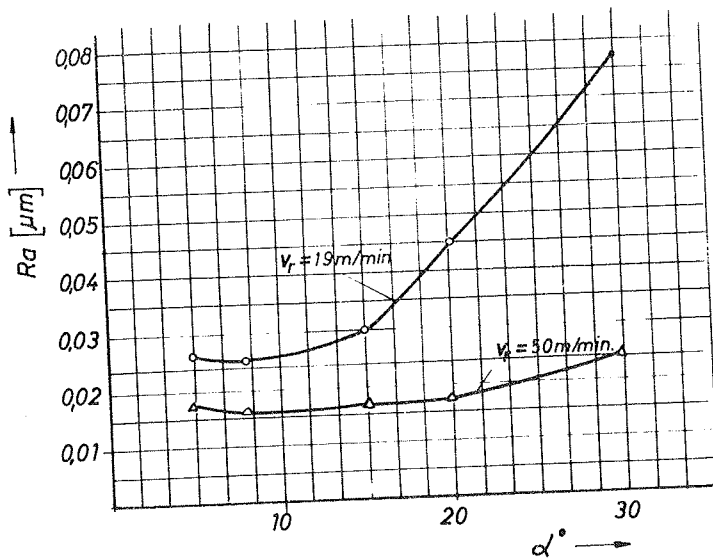
"konstantnog glačanja". Tada se brusna pločica vrlo brzo zatupljuje, usled čega je onemogućeno skidanje mikro-neravnina na radnoj površini, bez obzira na varijaciju ostalih parametara procesa obrade. Prema zavisnosti utvrđenoj na slici 8, sa povećanjem tvrdoće brusne pločice smanjuje se veličina hrapavosti obradjene površine na račun delimičnog povećanja vremena obrade.

Na osnovu ovog ispitivanja za obradu nekaljenog i poboljšanog čelika preporučuju se, prema dijagramu 2, brusne pločice tvrdoće 40-80 HRB sa oznakama tvrdoće L do S.

## 6. Uticaj kinematskih parametara na kvalitet obradjene površine

Analiza kinematskih parametara data je u odeljku 2. Od pomenutih parametara najveći uticaj na kvalitet obradjene površine imaju ugao nagiba trajektorije abrazivnog zrna  $\alpha$  i obimna brzina radnog komada  $V_r$ .

Na slici 9 data je ispitana zavisnost veličine hrapavosti od ugla nagiba trajektorije abrazivnog zrna  $\alpha$  i obimne brzine radnog komada  $V_r$ . Ispitivanja su vršena za uglove  $\alpha = 5^\circ + 30^\circ$  i za obimne brzine  $V_r = 19 \text{ m/min}$  i  $V_r = 50 \text{ m/min}$ . S obzirom na dinamičke karakteristike



S1.9. Eksperimentalna zavisnost veličine hrapavosti obradjene površine  $R_a$  od nagiba trajektorije abrazivnog zrna  $\alpha$  i obima brzine radnog komada  $V_r$ .

pneumatskih jedinica POUS na kojima je vršena obrada uzoraka odgovarajuća amplitudna i frekventna područja bila su:  $V_r = 19$  m/min,  $2N = 0,5 - 2$  mm i  $f = 1700 - 2300$  min<sup>-1</sup>, a za  $V_r = 50$  m/min,  $2N = 1,3 - 4,5$  mm i  $f = 1700 - 2300$  min<sup>-1</sup>.

Ispitivanja su pokazala da se veličina hrapavosti obradjene površine smanjuje sa povećanjem obimne brzine radnog komada. Varijacija obimne brzine radnog komada nije bitno uticala na područje uglova nagiba trajektorije abrazivnog zrna  $\alpha$  pri kojima je postignut optimalni kvalitet obrade, tako da se on u oba slučaja kretao u granicama  $\alpha = 8^\circ - 15^\circ$ .

### 7. Preporuke za izbor režima obrade

Na osnovu ispitivanja faktora koji utiču na proces obrade metodom superfiniš nekaljenog i poboljšanog čelika zatezne čvrstoće 40 - 140 kp/mm<sup>2</sup> moguće je u proizvodnim uslovima izvršiti izbor režima obrade. Pritom se, respektujući opitne uslove, mogu izneti sledeće preporuke.

Sredstvo za ispiranje: rastvor 1 - 2% kaustične sode u vodi, ili rastvor 10 - 20% ulja SAE-30 u petroleju.

Kvalitet brusne pločice: koristiti brusne pločice sa keramičkim vezivnim sredstvom; granulaciju brusne pločice odabrati prema dijagramu 7; tvrdoću brusne pločice odabrati prema preporuci u odeljku 5 u granicama 40 - 80 HRB, odnosno sa oznakom tvrdoće od L do S.

Specifični pritisak brusne pločice  $p_b$ : treba da se kreće u granicama  $p_b = 0,5 - 2,5$  kp/cm<sup>2</sup>.

Kinematski parametri procesa obrade: ugao nagiba trajektorije treba da se kreće za grubi prolaz (brzo skidanje materijala) u granicama  $\alpha = 25^\circ - 45^\circ$ , za završni prolaz u granicama  $\alpha = 8^\circ - 15^\circ$ . Obimna brzina radnog komada  $V_r$  treba da se kreće za grubi prolaz u granicama  $v_r = 15 - 30$  m/min, za fini prolaz u granicama  $V_r = 35 - 60$  m/min. Proizvod  $Nf$  valja računati prema izrazu (2) za superfiniširanje valjkastih radnih komada, odnosno prema (5) za čeono superfiniširanje.

### 8. Zaključak

Izvedena ispitivanja u Institutu i dva preduzeća su pokazala da je mo-



guća primena završne obrade metodom superfiniš nekaljenog i poboljšanog čelika u domaćim proizvodnim uslovima. Rezultati kvaliteta obrade postignuti sa brusnim pločicama granulacije do 800 zrna su zadovoljavajući, i kreću se u granicama kvaliteta 2 po klasifikaciji JUS-a. U slučajevima naročito visokih zahteva, moguća je obrada površina vrlo visokog kvaliteta sa  $Ra \leq 0,012 \mu m$  (kvalitet 1 po JUS-u). Postignuta proizvodnost takodje je zadovoljavajuća, i odgovara rezultatima prikazanim u [3] i [4], koji se odnose na obradu metodom superfiniš kaljenog čelika.

## 9. Literatura

- [1] R. Milivojević, Istraživanje obrade superfinišom sa postavljanjem originalne pneumatske jedinice, Elaborat 40/66, Institut za alatne mašine i alate, Beograd (1966)
- [2] R. Milivojević, Završna obrada metodom superfiniš, Saopštenja IAMA, 2 (1966) 205
- [3] M. Kaplarević, Kompleksno ispitivanje prototipa pneumatske agregatne jedinice za superfiniš POU-60 konstrukcije IAMA, Elaborat 71/67, Institut za alatne mašine i alate, Beograd (1967)
- [4] M. Kaplarević, Neki rezultati ispitivanja prototipa pneumatske agregatne jedinice POU-60, Zbornik IV Savetovanja proizvodnog mašinstva, Sarajevo (1968) 20.1
- [5] M. Kaplarević, Familija pneumatskih agregatnih jedinica za superfiniš POUS, Saopštenja IAMA, 7 (1968) 937

M. K a p l a r e v i ć

### Machinability of Unhardened and Annealed Steel in Superfinishing

The analysis of factors which influence the operation of finish machining by superfinishing is reproduced in the paper. The experiments carried out in the Institute for Machine Tools and Tooling by the use of a pneumatic superfinishing unit of improved design and performances, developed in the Institute and described earlier [4], [5], made it possible to devise empirical laws correlating the working conditions and the output characteristics (surface quality and machining rates). On the basis of the results obtained so far it has been possible to recommend the optimum input characteristics. The discussion of kinematic relations encountered in superfinishing of plane surfaces has been reviewed also.

