

ZAVOD ZA ALATNE MAŠINE ALATE I MJERNU TEHNIKU
SARAJEVO, Omladinsko štalište bb, tel. 40-686

ZBORNİK SAOPŠTENJA

IV Savjetovanje proizvodnog mašinstva
Sarajevo, 9—10. 5. 1968.

I dio

PRIPREMNI ODBOR:

Bendelja ing. Božo
Musafia dr ing. Binko
Perić ing. Aristid
Seferović ing. Edhem



SARAJEVO, 1968.

СМБЛНОВЕ: ...

БЕОГРАД

К. Ср.: 20047

ŠTAMPA: Radnički univerzitet »Đuro Đaković«, Sarajevo, Đ. Đakovića 19
Za štampariju: Zvonko Alilović

I Savjetovanje proizvodnog mašinstva održano je 5,6 i 7 oktobra 1965 godine u Beogradu u organizaciji Instituta za alatne mašine i alate u Beogradu i Instituta za alatne strojeve u Zagrebu. Zajednica jugoslovenskih naučno-istraživačkih institucija proizvodnog mašinstva, koja je formirana poslije I Savjetovanja preuzela je brigu za održavanje kontinuiteta Savjetovanja. Isti organizatori pripremili su i II Savjetovanje koje je održano 18,19 i 20.4.1966 godine u Zagrebu, dok je III Savjetovanje održano 30.i 31.3.1967 godine u Ljubljani u organizaciji Instituta za strojništvo u Ljubljani. Brigu oko organizacije IV Savjetovanja, Zajednica je povjerila Zavodu za alatne mašine, alate i mjernu tehniku u Sarajevu.

Program Savjetovanja obuhvata:

- istraživanja u oblasti obrade rezanjem,
- istraživanja u oblasti obrade plastičnom deformacijom,
- istraživanja u oblasti automatizacije,
- istraživanja u oblasti nekonvencionalnih tehnoloških procesa.

Za Savjetovanje je prijavljeno 26 referata iz instituta i fakulteta.

Zajednica je prihvatila ciljeve Savjetovanja, zacrtane na ranije održanim Savjetovanjima.

- upoznavanje šire stručne javnosti sa istraživačko-razvojnim radovima naših stručnjaka na području proizvodnog mašinstva,
- razmjena mišljenja među stručnjacima iz instituta i industrije,
- naglašavanje značaja proizvodnog mašinstva za razvoj privrede u cjelini.

U ovom Zborniku oštampam je veći dio referata koji su pred Savjetovanje bili spremni za štampu. Preostali dio referata kao i diskusija sa Savjetovanja biće štampani na drugom djelu Zbornika koji će izići po Savjetovanju.

PRIPREMNI ODBOR IV SAVJETOVANJA

S A D R Ž A J

	Strana
V.Šolaja, Pregled istraživanja u oblasti reznih alata i rezanja u 1967 godini	1.1 ✓
J.Hribar, Sile na alatu za obradu drveta	2.1
J.Stanić, Uticaj uslova obrade na mehaniku procesa bušenja silumena	3.1
D.Vukelja, Prilog izučavanju toplote trenja pri obradi rezanjem	4.1
M.Jovičić, Neke mogućnosti za poboljšanje kvaliteta obrađene površine pri brušenju alatnih materijala	5.1
B.Ivković, Kvantitativni uticaj tvrdoće glodala na njihove eksploatacijske karakteristike	6.1
B.Popović, Metoda ispitivanja reznih mogućnosti ureznika	7.1
S.Sekulić, Pojava koncentrisanog habanja u širokom dijapazonu brzina rezanja	8.1
B.Justin, P.Leskovar, I.Gantar, F.Röthel, Z.Seljak, Prispjev k raziskavam o obdelovalnosti jekla aluminija in nodularne litine	9.1
B.Mitić, Jedan predlog za određivanje koeficijenta izolacije opasnosti pri obradi materijala	10.1
B.Musafia, Savremena teoretska i eksperimentalna dostignuća u području aplicirane teorije plastičnosti	11.1
P.Stanković, Neki eksperimentalni rezultati o izradi zupčanika plastičnom deformacijom uz relativno kotrljanje	12.1
Z.Leicher, Primjena tvrdih metala kod štanci za isjecanje i savijanje	13.1
V.Mitković, Analiza eksperimentalnih metoda dobijanja krivih očvršćavanja	14.1
M.Marković, Granični stepen izvlačenja djelova sa širokim vencem u uslovima hladnog očvršćavanja	15.1
V.Vujović, Mogućnost primjene finog prosjecanja u industriji	16.1
P.Popović, Prednapregnuti vijci mehaničkih presa otvorene konstrukcije i njihov proračun	17.1
B.Veljkić, Neki rezultati sa beskontaktnim induktivnim pretvaračima i elektronskim kolima IAMA	18.1

A.Perić,	Jedan prilaz određivanju ekonomsko-tehničke granice upotrebljivosti univerzalnih i agregatnih mašina	19.1
M.Kaplarević,	Neki rezultati ispitivanja prototipa pneumatske agregatne jedinice za superfiniš POU-60	20.1
I.Bodrožić,	Nekonvencionalni procesi obrade	21.1
Ž.Kos,	Ispitivanja makete stroja za elektrohemijsku obradu	22.1

V. Šolaja x)

PREGLED ISTRAŽIVANJA U OBLASTI REZNIH ALATA I REZANJA
U 1967 GODINI xx)

1. U v o d

Uprkos činjenici da je u krugovima zainteresovanih za dalji razvoj metaloprerađe prisutno jačanje afiniteta ka intenzivnijem razvoju i primeni drugih proizvodnih postupaka, svetska istraživačka aktivnost u oblasti obrade rezanjem u rasponu od nepune godine dana posle III Savetovanja proizvodnog mašinstva, održanog marta 1967 godine u Ljubljani +) rezultuje u izvanrednom obilju novih informacija i svedoči o znatnom intenzitetu istraživačkih napora i u ovom, danas tradicionalnom sektoru. Pre prelaska na razmatranje pojedinih naučnih rezultata, referentu se, međjutim, čini da treba istaći neke opšte probleme obrade rezanjem, mahom praktične po prirodi.

Češće se može čuti da obrada rezanjem kao jedna od klasičnih tehnoloških metoda za ostvarenje zahtevanog oblika i specificiranog kvaliteta na delovima mašinskih konstrukcija zastareva i da njeno mesto preuzimaju progresivni postupci bazirani ili na isto tako klasičnim, ali znatno unapredjenim vidovima livenja i plastičnog oblikovanja, ili na različitim, delom novim fizičkim principima. Statistički podaci pokazuju, međjutim, da su za poslednjih petnaestak godina izvanredno naglog razvoja proizvodnih snaga u svetu odnosi između načina izrade komponenti - livenje, obrada plastičnom deformacijom i rezanje - ostali uglavnom nepromenjeni, dok je udeo nekonvencionalnih postupaka (elektroerozivni, anodno-mehanički, elektro-hemijski, hemijski, pri-

x) Vladimir B. Šolaja, dipl.ing., vanr. profesor Mašinskog fakulteta, direktor Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, 27 marta 80

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, Beograd

+)
Pregled obuhvata referentu pristupačne i zatim odabrane informacije objavljene u svetskoj specijalizovanoj publicistici ili iznete na različitim skupovima do kraja novembra 1967 godine

mena lasera i plazme itd.) još uvek ispod 1% [19]. Uprkos činjenici da su još uvek za ove postupke u odnosu na rezanje nepovoljni iskorišćenje energije (orjentacijski oko 100 puta lošije) i proizvodnost iskazana vremenom potrebnim za skidanje određene zapremine metala pri oblikovanju (6 do 300 puta niža), valja pretpostaviti da će apsolutni i relativni značaj novih postupaka u budućnosti svakako rasti, ali da će isto tako obrada rezanjem još verovatno dosta dugo - imajući pritom u vidu i eru koja nailazi sa novim dostignućima i širokim perspektivama u optimizaciji proizvodnih sistema, naglo rastućoj primeni kompjutera u kompleksnoj automatizaciji proizvodnje i u adaptivnom upravljanju - zauzimati veoma značajno mesto u podužoj listi postojećih i budućih metoda proizvodjenja.

Podatak o značajnom udelu obrade rezanjem u opštem proizvodnom naporu i ekonomici jedne industrijske zemlje - a postoje procene da učešće troškova skidanja strugotine predstavlja u SAD 5% od godišnjeg bruto nacionalnog proizvoda (na bazi procene za 1967 godinu, gotovo 40 milijardi dolara) - ukazuje na ogromne apsolutne iznose mogućih ušteda na nacionalnom planu pri procentualno malim unapredjenjima, pa prema tome i odgovarajućeg oslobađanja snaga za druge poduhvate od opšteg interesa i za povišenje konkurentnosti na svetskom tržištu. Ovo ukazuje, kao u krajnjoj liniji i sve druge slične situacije, na izvanredan potencijalni značaj efikasnih naučnoistraživačkih intervencija kojima su krajnji ciljevi stvaranje racionalnih osnova za ova unapredjenja.

Polazeći od našeg primera, i bez nekih sigurnih statistika može se sa znatnom verovatnoćom prihvatiti da je u nas ovaj procenat manji i da moguće iznosi do 2%. Pri u okviru debate o budžetu za 1968 godinu u Saveznoj skupštini planiranom nacionalnom dohotku od 100 milijardi novih dinara, čime razlika između ustanovljenog procenta u SAD i anticipiranog u nas postaje i znatno veća, dolazi se do osnove od 2 milijarde novih dinara, pri čemu unapredjenje iskazano kroz svaki procenat ostvarene uštede dostiže značajnu stavku od 20 miliona novih dinara godišnje. Polazeći od nezavidnog našeg nivoa u pogledu iskorišćenja industrijskih kapaciteta angažovanih na rezanju, što verovatno nije neophodno posebno dokazivati, mogućnost je da se sa dobro organizovanim istraživačkim naporom usmerenim na poboljšanje efikas-

nosti rada sečiva reznih alata u celoj industriji koja proizvodi metal mogu pri jednoj smišljenoj dinamici i u razumnom vremenskom intervalu postići efekti na nivou 10 - 15%, pa i više, čime se - valja toga biti svestan - još uvek znatno nazaduje i za većine industrijskih zemalja sveta koje želimo dostići. Ukoliko bi se, nadalje, pošlo od toga da se samo 5% od ostvarenih pozitivnih efekata namenski vraća za organizovano alimentiranje istraživanja koje dovodi do ušteda - što predstavlja vrtoglavu interesnu stopu, smatrajući pritom po logici stvari ulaganje u istraživanje investicijom, od 2.000% godišnje - došlo bi se do nivoa ulaganja koje mnogostruko premaša sadašnja godišnja ulaganja u nas u ovo područje istraživanja, koje čak i toliko umanjeno nije za naredni period u celosti obezbedjeno!

Jedna od takvih jasno usmerenih linija sa pouzdanim efektima u smislu znatnog unapredjenja obrade rezanjem je rad na sistematskom ispitivanju obradivosti pri obradi rezanjem domaćih konstrukcijskih materijala domaćim alatima, koji u saradnji i prema usvojenom etapnom programu radova izvode Institut za alatne mašine i alate, Beograd, i Institut za strojništvo, Ljubljana. Prva trogodišnja etapa koja se završava krajem 1967 godine pokazuje prve pozitivne, naučno zasnovane i praktično korisne rezultate, pri čemu se neki od fundamentalno važnih zaključaka i globalnih rezultata iznose i na savetovanjima proizvodnog mašinstva i na drugim stručno-naučnim skupovima u nas. Ne želeći, međjutim, ovom kapitalnom naučnoistraživačkom projektu od opštejugoslovenskog značaja davati odviše mesta u ovom pregledu, ukazuje se na činjenicu da su njegovi rezultati od sličnog praktičnog interesa u pogledu unapredjenja svoje sopstvene proizvodnje, povišenja kvaliteta, sniženja troškova i povišenja konkurentnosti, i za proizvodjače reprodukcijjskih materijala, i za proizvodjače reznih alata i sredstava za proizvodnju, i za najširi spektar preduzeća mašinogradnje, brodogradnje, elektroindustrije i metaloprerađivačke industrije [31] .

U oblasti reznih alata i rezanja postoji u 1967 godini svakako više hiljada vrednih napisa rasutih u brojnim časopisima, te je izvestioc prinudjen da, respektujući ciljeve ovakvog prikaza i okvire date u prvoj sličnoj informaciji iznetoj na III Savetovanju [1], izvrši odgovarajući odbir. Čini se da se pri pokušaju

da se da pregled glavnih tendencija u istraživanju prvenstveno valja vezati za naučne skupove na kojima se razmatrala, samostalno ili u sklopu drugih oblasti, problematika rezanja. Iako je prvi takav međunarodni skup - 16. Generalna konferencija CIRP (Međunarodna institucija za proizvodno mašinstvo) - održan 3 - 10 septembra 1966 godine u Parizu, informacije su postale šire pristupačne javnosti. tek juna 1967 godine objavljivanjem u četiri sveske petnaestog godišta Anala CIRP, te se stoga obuhvataju ovim pregledom [2] - [30]. Kao prvi naučni skup u 1967 godini referent je slobodan da navede Savetovanje o reznom alatu i obradivosti metala koje je Institut za alatne mašine i alate u zajednici sa Industrijom alata Trebinje organizovao 7-9 juna 1967 godine u Trebinju [31] - [40]. U toku septembra 1967 godine su, zatim, bile održane tri međunarodne konferencije sa nizom saopštenja značajnih za oblast rezanja: (i) 12 - 15 septembra, 8. Međunarodna konferencija o istraživanjima i konstrukciji alatnih mašina, Manchester, Vel. Britanija [41] - [64], (ii) 13 - 14 septembra, Savetovanje o primeni i ekonomiji reznog alata, Magdeburg, DR Nemačka [65] - [75], i (iii) 30 septembra - 5 oktobra, 17. Generalna konferencija CIRP, Ann Arbor, Mich., SAD [76] - [94].

Od radova objavljenih u 1967 godini mimo navedenih Savetovanja, autor ovog pregleda po sopstvenom izboru koristi podatke iz napisa [95] - [165].

S obzirom na dosta obimnu citiranu literaturu daje se podatak o načinu njenog prezentiranja na kraju napisa: (i) za pet iznetih skupova [2] - [94], podaci su dati po redosledu pojavljivanja u odgovarajućim publikacijama, odnosno gde još iste nisu izašle iz štampe, po abecednom redosledu prvog autora, i (ii) za ostale radove [95] - [165] podaci su raspoređeni po zemljama u kojima publikacija izlazi (Vel. Britanija, Francuska, Japan, S.R. Nemačka, SAD, SSSR i SFRJ), unutar zemalja po publikacijama i po redosledu izlaska.

Pored fizičke nemogućnosti da se pri obradi uzmu u obzir sve relevantne informacije (nemogućnost njihovog dobijanja, jezičke barijere itd.), bilo je potrebno da se uvede i niz namernih ograničenja. Izlaganjem nisu, pre svega, obuhvaćeni novi konstrukcijski oblici alata, i to kako u oblasti mehaničkog držanja karbidnih i keramičkih pločica, tako i neke novine u konstrukciji

alata složene geometrije, posebno u obradi relativnim kotrljanjem. S tim u vezi ne razmatraju se ni alati podešeni na meru van mašine, kao ni alati koji, združujući svoj oblik sa kinematikom mašine i dodatnih pribora, otvaraju nove mogućnosti obrade, uz smanjenje tako zvane methodske greške. Ne prikazuju se detaljnije ni rezultati istraživanja termičkih deformacija radnog predmeta i obradnog sistema i njihov uticaj na tačnost obrade, kao ni dimenzijska tačnost uslovljena habanjem alata, dok se za procese u kojima se konačan oblik delova dobija gubitkom materijala, kao što su na primer superfiniš, anodno-mehanička obrada, obrada elektrovarničenjem ili ultrazvukom i slično, smatra da su nekonvencionalni. Optimalizacija u proizvodnji se postavlja kao nužan zahtev i spregnuta je sklopom danas aktuelnih problema, uslovljenih s jedne strane dubljim poznavanjem samog procesa rezanja i svih propratnih fenomena, s druge razvojem novih mogućnosti automatizovanja proizvodnje koje u načelu pružaju elektronski računari i principi adaptivnog upravljanja; s obzirom, međutim, da ova materija spada u širi krug problema kompleksnog proizvodnog sistema, u kome su rezni alati samo jedna komponenta, u prikazu se čini samo ovlaštan osvrt. Sem toga se ne prikazuju saopštenja koja se iznose na IV Savetovanju.

Navedene literaturne informacije sadrže četrdesetak odeljenih problemskih grupa koje se svrstavaju u naredna četiri odeljka. Ističe se pritom da se težilo, gde je god to bilo moguće, uporediti istraživanja u svetu sa našim sopstvenim napornima.

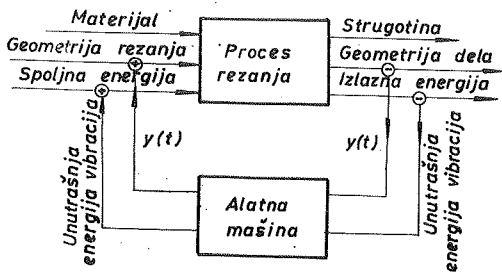
2. Fundamentalni problemi teorije rezanja

Fizički proces rezanja predstavlja izvanredno kompleksan fenomen sa velikim brojem uticajnih faktora i interakcija. S obzirom na ovo, kao i na još uvek nedovoljno poznavanje suštine prisutnih mehanizama, produbljavanje fundamentalnih problema teorije rezanja predstavlja tekući zadatak mnogih istraživača. U odeljku se razmatraju problemi mehanike rezanja, naponskog stanja radnih predela alata, uticaja zakrivljenosti trajektorije reznog alata na osnovne parametre rezanja, nova ispitivanja u oblasti otpora rezanja, deformacijske pojave u strugotini i obradjenoj površini radnog predmeta, problemi rezanja pri kidanoj strugotini, režim naslage na sečivu, toplota rezanja i neke no-

ve metode ispitivanja. Iako je habanje tarnih površina alata predmet osnovnih istraživanja, odgovarajući problemi se s obzirom na direktnu spregu habanja alata i tehnokonomskih efekata rezanja preko postojanosti alata razmatraju u sledećem odeljku. Sem toga, niz problema od praktičnog značaja čija, međutim, osnova proističe iz teorije rezanja (na primer, vibracije, kvalitet površine ili rezanje pri velikim brzinama) razmatra se u narednim odeljcima pregleda.

Pretpostavke koje se nužno moraju uvoditi u teorijske modele formiranja strugotine pri obradi rezanjem, i koje se od klasičnih osnova koje je pre dvadesetpet godina dao Merchant (konstanta C) stalno revidiraju, otežavaju da se analitički obuhvati celokupnost pojava u zoni smicanja ispred vrha alata i na kontaktu između grudne površine i strugotine i ledjne površine i upravo obrađene površine radnog predmeta. Među informacijama na daljem poboljšanju ovog modela ističe se rad koji je izveo Oxley [97], u kome se polazi od toga da varijacije plastičnih napona u zoni smicanja imaju prvorazrednu ulogu za određivanje geometrije strugotine na koju, kao što je poznato, utiče brzina rezanja i materijal radnog predmeta.

Važan novi pravac u izučavanju pojava u zoni rezanja i celom sistemu rezanja je zamena dosadašnjeg determinističkog koncepta koji je osnova ustanovljenih teorija - hipoteze minimalne energije (Zvorykin, Piispanen, Merchant) i teorije linija klizanja (Lee i Shaffer) - probabilističkim, te su u tom pogledu važan rad izveli Peklenik i Mosedale [57]. Polazeći od slučajne prirode članova ranije predložene (Merchant) energetske jednačine



Sl.1. Blok-dijagram sistema rezanja metala [57]

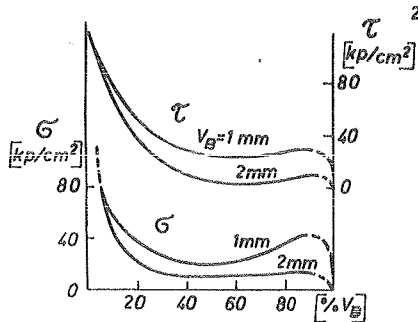
$U_i = U_s + U_o$ (U_i = ukupna energija, ulaz u sistemu, U_s = energija transformacijskih procesa, U_o = energija trenja), prihvaćen je model sistema rezanja prema slici 1, koji obuhvata proces rezanja, mašinu i alat u zatvorenom krugu, pri čemu su ulazna i izlazna

energija randomizirane funkcije vremena. Izvedeni opiti rezanja na strugu različitih materijala uz variranje režima i uz korišćenje moderne elektronske opreme (senzori, pretvaračka kola, magnetski zapisivač, statistički analizator i digitalni kompjuter) dobijeni su indikativni rezultati preko korelacijskih funkcija snage. Napominje se da na osnovu rada izvedenog u periodu 1965/1966 na specijalizaciji u Vel. Britaniji [164], doc. Milačić u Institutu za alatne mašine i alate radi na daljem razvoju probabilističkog koncepta u ispitivanju alatnih mašina [165], i procesa rezanja, sa pripremom odgovarajuće laboratorijske opreme za ovaj perspektivni pravac istraživanja dinamičke stabilnosti u različitim oblastima mašinstva.

Polazeći od klasičnog modela statičke ravnoteže sila pri ortogonalnom rezanju primenom Mohr-ovog kruga, i pod pretpostavkom linearnog opadanja normalnog napona na grudnoj površini od maksimalne vrednosti na sečivu i kontaktnog koeficijenta trenja, Rao i Murty [100] su pokušali da daju odgovarajuće interpretacije rezultata merenja komponenata rezanja iz izvedenog eksperimentalnog programa. Čini se, međjutim, da se s obzirom i na neke rezultate iz Instituta za alatne mašine i alate [157] mora učiniti ozbiljna zamerka pretpostavljenoj raspodeli opterećenja, pošto bi se kao realniji morao očekivati trapezni raspored.

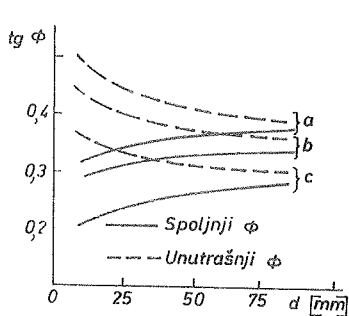
U nastavku niza ranijih radova pri fotoelastičnoj metodi korišćenju u ispitivanju procesa rezanja, Nagarajan i Rao [101] su pokušali da Filon-ovom transformacijom Lamé-Maxwell-ove jednačine omoguće jednostavniju numeričku integraciju pri određivanju glavnih napona na grudnoj površini alata od epoksi smole pri rezanju olova, polazeći od ledjne površine kao slobodne granice. Analiza je izvedena sa ciljem da se ispita uticaj grudnog ugla i dubine rezanja na raspored napona i ukupnu silu na grudnoj površini pri ortogonalnom rezanju. Koristeći fotoelastični metod, Poletika i Melikov [150] su, nadalje, ispitali kontaktna naprezanja na ledjnoj površini alata na kojoj postoji pojas habanja i pri rezanju olova malom brzinom alatom od pleksiglasa moguće je bilo da pri varijaciji osnovnih uslova dodju do podataka sličnih kao na slici 2. Ispitivanja sa različitim metalima, normalnim alatima i brzinama rezanja omogućili su da se i tu utvrdi raspored napona, i da se uvede u razmatranje i uticaj

deformacije strugotine.



Sl. 2. Zavisnost normalnih σ i tangencijalnih τ naprezanja na ledjnoj površini sa širinom pojasa habanja $V_B = 1$ i 2 mm pri slobodnoj obradi olova ($v = 12$ m/min) [150]

kontakta strugotina/grudna površina alata, pri čemu su uticaji slični uticaju prečnika na vrednost $\tan \phi$ prikazanom na slici 3.



Sl. 3. Ugao smicanja ϕ pri obradi na strugu mesinga pri različitim unutrašnjim i spoljnjim prečnicima radnog predmeta: (a) $v = 80$ m/min, $\gamma = 20^\circ$, (b) $v = 10$ m/min, $\gamma = 30^\circ$, (c) $v = 10$ m/min, $\gamma = 20^\circ$, [25]

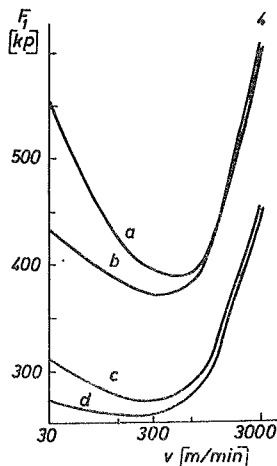
grudnoj površini alata, i pokazuju, uz određene ograde usled nužnih ekstrapolacija, da će, zavisno od geometrije alata otpori rezanja naglo rasti sa daljim porastom brzine, slika 4.

Pored uobičajenog sistema sila rezanja, važna je pri oštrom alatu i sila na ledjnoj površini. Polazeći od ranijih nepotpunih

U svim analizama mehanike rezanja zanemaruje se uticaj zakrivljenosti trajektorije vrha alata u odnosu na radni predmet, dok su eksperimentalna istraživanja pokazala [25] da je za prečnike ispod 50 mm, i to i pri konveksnim i pri konkavnim površinama ovaj uticaj znaatan na ugao smicanja ϕ , pro računsku vrednost napona smicanja τ_s i normalnog napona σ_s u ravni smicanja, glavni otpor rezanja F_1 i dužina kontakta

Uvažavajući postojeće eksperimentalne verifikacije pretpostavki o smanjenju otpora rezanja sa brzinom, koju predikciju ne omogućuje klasična teorija mehanike rezanja, postavljene su hipoteze o daljem smanjenju otpora pri povećanju brzine rezanja znatno iznad 500m/min. Oslanjajući se, međjutim, na sopstvenu teoriju o zavisnosti procesa u zoni rezanja od brzine deformacije, Fenton i Oxley [47] proračunavaju otpore rezanja, uvođeći pritom u razmatranje karakteristike plastičnog tečenja materijala i smicajni napon τ_m na

rešenja, Spaans [30]



Sl.4. Teorijska veličina glavnog otpora rezanja F_f za grudni ugao $\gamma = 10^\circ$ (a, b) i $+10^\circ$ (c, d) i za smicajni napon na grudnoj površini $\tau_m = 30 \text{ kp/mm}^2$ (a, c) i 28 kp/mm^2 (b, d) [47]

Imajući u vidu praktičan značaj postavljaja mehanike rezanja za slučaj dva aktivna sečiva pod uglom, razvijen je teorijski ravanski deformacijski model za slučaj trouglastog simetričnog rezanja [98]. Na osnovu teorijskih pretpostavki i eksperimentalne verifikacije konstatovano je da je otpor rezanja zavisian od preseka strugotine i dužine sečiva, pri čemu se zanemaruje uticaj preseka sečiva na formiranje strugotine, dok je potvrđeno da ravanski model može da adekvatno opiše proces u slučaju simetričnog trouglastog rezanja.

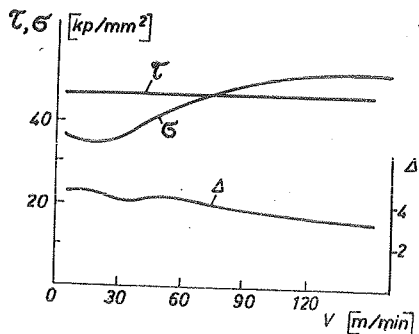
Odredjeni domaći prilog mehanici rezanja predstavlja i analiza kinematskih uglovnih elemenata klina reznog alata [158] kao i faktora kinetostatike procesa bušenja [163], što je urađeno u 1967 godini u Institutu za alatne mašine i alate.

U ispitivanju uticaja dodatka sumpora, olova i telura na otpore rezanja, dužinu kontakta strugotina/grudna površina, veličinu sekundarne deformacije u strugotini, ugao odvodjenja strugotine i sabijanje strugotine, dobijeni su interesantni eksperimentalni podaci o uticajima pojedinih faktora, kao što je na primer uticaj brzine rezanja na smicajnu jačinu, normalni napon i smicajnu deformaciju za čelik sa sumporom na slici 5 [89].

je, koristeći model kosog rezanja, uz pretpostavku da se pravac sile trenja i smicanja poklapa sa pravcima odgovarajućih kretanja i mereći tri komponente sile rezanja, odnos rezanja r_c (recipročna vrednost faktora sabijanja strugotine λ) i ugao odvodjenja strugotine, dao svoje rešenje. Pokazao je da normalna komponenta na ledjnu površinu iznosi do 40% od ukupne sile u tom pravcu, a tangencijalna do 10% od glavnog otpora rezanja. Ranije registrovana anomalija u pogledu računске vrednosti koeficijenta trenja na grudnoj površini može se objasniti na ovaj način.

Imajući u vidu praktičan značaj postavljaja mehanike rezanja za slučaj dva aktivna sečiva pod uglom, razvijen je teorijski ravanski deformacijski model za slučaj trouglastog simetričnog rezanja [98]. Na osnovu teorijskih pretpostavki i eksperimentalne verifikacije konstatovano je da je otpor rezanja zavisian od preseka

U [65] dat je, u okviru pokušaja da se iznadje veza između mehaničkih i termičkih napreznja i habanja alata, niz podataka o otporima rezanja pri obradi čelika na strugu brzoreznim noževima. Sa ciljem da se dokaže zavisnost otpora rezanja po jedinici dužine sečiva od debljine strugotine, izvedeni su opiti ortogonalnim glodanjem čelične, termički pripremljene ploče jednozubnim glodalom i pokazano je da se za date eksperimentalne uslove glavni otpor rezanja i otpor prodiranja iskazuju kao linearne funkcije dubine rezanja [82].



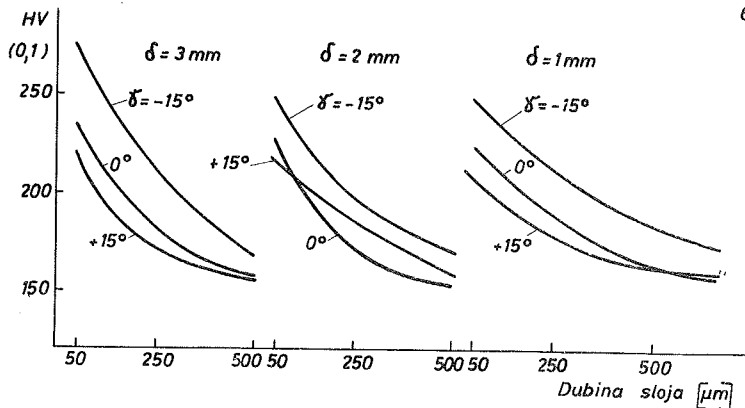
Sl.5. Smicajna jačina τ , normalni napon σ i smicajna deformacija Δ u zoni smicanja u zavisnosti od v pri obradi na strugu čelika sa 0,06-0,13% C i 0,15-0,25% S karbidnim alatom P20 pri koraku $s = 0,125$ mm i dubini $\delta = 10$ mm [89]

Pokušaj da se smicajni naponi i deformacije u zoni plastičnog tečenja na elementaran način izračunaju na osnovu jednostavnog mehanizma dislokacije izveo je von Turkovich [61]. Iako smicajni napon u ravni smicanja ne zavisi od brzine deformacije pri velikim brzinama, na njega utiče početna temperatura radnog predmeta. Efekti procesa ojačanja i toplotnog stabilizovanja deluju, naime, nasuprotno i kao rezultat se ima neznatan uticaj brzine smicajne deformacije. Uticaj temperature ravni smicanja na smicajni napon uglavnom zavisi od varijacije modula smicanja sa temperaturom.

Na osnovu ranijih zapažanja o površinskom ojačanju radnih predmeta obradjenih rezanjem, na Univerzitetu u Milanu [46] je izvedena serija eksperimenata sa dve vrste ugljeničkog čelika, i to sa 0,08% C i sa 0,63% C, pri čemu je za različite dubine i brzine rezanja dobijen niz krivih kao na slici 6. Ustanovljen je veći relativni porast ojačanja za mekši čelik i manji grudni ugao, dok je uticaj brzine rezanja bio neznatan.

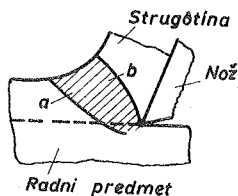
Metalografska ispitivanja poliranih i hemijski nagriženih bokova uzoraka od željeza velike čistoće pri eksperimentima rezanjem malom brzinom ($v = 0,25$ m/min) pokazali su pri povećanju 300x da je raspored deformacije u različitim delovima zone pla-

stičnog tečenja (šrafirano područje na slici 7) i unutar pojedinih zrna neravnomeran i veoma složen [119]. Osnovni uzroci su



Sl. 6. Uticaj grudnog ugla γ na mikrotvrdoću ojačanog sloja po dubini radnog predmeta za ugljenični čelik sa 0,08% C, pri alatu od brzoreznog čelika [46]

orijentacija atomske rešetke pojedinih zrna u odnosu na pravac dejstva sila, njihov oblik i veličina, karakteristike granica



Sl. 7. Šema formiranja strugotine plastičnim tečenjem (šrafirano područje): (a) početna granica zone tečenja, (b) završna granica zone tečenja [119]

U uslovima kontinualnog ortogonalnog rezanja ugljeničnog čelika ($v = 8$ m/min, $\delta = 0,4$ mm, $\gamma = 35^\circ$) raspored i brzina plastične deformacije u zoni tečenja su bili ustanovljeni, zasnivajući se na eksperimentalno utvrđenim strujnicama [27]. Pritom je utvrđeno da se efektivna brzina deformacije povećava od 0 do 900/sek, pri čemu je debljina zone deformacije bila 0,22 mm, dok se je maksimalni iznos stvarne deformacije nalazio duž grudne površine alata.

Završna obrada na strugu zakaljenih čeličnih delova (na primer, alat od tvrdog metala s negativnim grudnim uglom γ , radni predmet od Cr-čelika za kotrljajne ležajeve, dubina $\delta = 0,5$ mm,

$v = 10 \text{ m/min}$) dovodi do specifičnog površinskog stanja, koje je ispitano kompleksnim postupkom [122] (rentgenostrukturalna analiza, elektronska mikroskopija i mikrotvrdoća). Uz prisustvo visokog toplotnog impulsa dolazi do značajnih strukturnih izmena u površinskom sloju (deformacija sabijanjem kristalne rešetke i martenzitni preobražaj) i koncentracije naprezanja u mikrozonama.

Kao metoda za ispitivanje ojačanja površinskog sloja i zaostalih naprezanja razvijen je i postupak sa postupnim hemijskim skidanjem slojeva sa posebno pripremljenog uzorka obradjene površine i registrovanjem elastičnog vraćanja, što je omogućilo zaključak o tome da je pri fazonskom glodanju vatrootpornog čelika zaostalo naprezanje ištezanja i da se smanjuje odnos dubine zaostalih naprezanja i ojačanog sloja pri uvećanju koraka [136]. U cilju veće osetljivosti ovog postupka, analitički je, uz eksperimentalne verifikacije, postavljen i postupak za određivanje optimalne debljine ovakvih uzoraka [148].

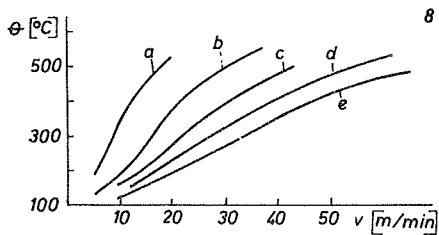
Primenom rentgenografske metode i mikrotvrdoće konstatovano je takodje [117] da se sa povećanjem brzine glodanja keramičkim alatima ugljeničnog čelika bitno smanjuje gustoća dislokacija, mikrotvrdoća, kao i dubina i stepen ojačanja površinskog sloja radnog predmeta.

Pošto je u većini analiza plastične deformacije u zoni rezanja reč o kontinualnoj (trakastoj) strugotini, dok postoje izvesna neslaganja u informacijama za kidanu, različiti materijali (čelik, mesing, Al-legure) u vidu probnih tela sa glačanom i hemijski nagriženom slobodnom bočnom stranom su podvrgnuti rezanju pri $v = 10 \text{ mm/min}$, dok je formiranje strugotine registrovano kinokamerom, a merena je i varijacija sile. Predlaže se objašnjenje da se kidana strugotina formira kada je komponenta napadne sile duž grudne površine manja od sile potrebne za kliženje, što dovodi do formiranja statičke zone u vidu naslage. Pojavu prekida dalji porast tangencijalne sile, i tada dolazi do odvajanja segmenta.

Zakovitosti koje upravljaju dinamičkim procesom naslage na sečivu privlačile su i ranije znatnu pažnju različitih autora s obzirom na značaj ove nestabilne pojave na kvalitet obrade i habanje alata, te su se pored pregleda u kojima je sadržan ovaj fenomen [53], [83], pojavile i informacije o fundamentalnim stu-

dijama prema kojima adhezija i nukleacija naslage zavise od položaja metala u periodičkoj tablici hemijskih elemenata i uzajamnoj difuzivnosti tarnih površina [104]. Ukazano je i na važnost vrednosti kritičnog specifičnog otpora rezanja za režim naslage, i to pri različitim brzinama i pri postizanju određene kritične temperature (za ispitani srednjeugljenični čelik oko 450°C) [11].

Pored ostalih informacija daju se u [65] i podaci o temperaturi rezanja na strugu čelika alatima od brzoreznog čelika pri varijaciji režima, a na slici 8 se iznose kao primer neki rezultati.



Sl.8. Temperatura rezanja θ u zavisnosti od brzine rezanja na strugu brzoreznim nožem ugljeničnog čelika jačine: (a) 88 kp/mm², (b) 84 kp/mm², (c) 78 kp/mm², (d) 65 kp/mm², (e) 50 kp/mm² [65]

peratureska varijacija se smanjuje sa povećanjem širine radnog predmeta, dok se za određenu širinu radnog predmeta hladjenje sečiva smanjuje pri smanjenju prečnika glodala. Čini se da su toplotni smicajni naponi usled nagle promene temperature najverovatniji uzrok za lom alata.

Primenom infracrvene fotografije (sličnu tehniku razvio je Schallbroch pre nekoliko godina) izvedeno je ispitivanje uticaja namernog smanjenja kontakta između strugotine i grudne površine na temperaturno polje u alatu [88]. Prema dobijenim rezultatima, najmanji kontakt kompatibilan sa mehaničkom čvrstoćom rezultuje u najnižoj temperaturi i, prema tome, najvećoj postojanosti. Istovremeno se smanjuje i savijanje trakaste strugotine, što izaziva praktične poteškoće njenog jednostavnog odvodjenja.

Znatan interes predstavlja režim toplote generisane na mestu kontakta pohabane ledjne površine alata i upravo otkrivene povr-

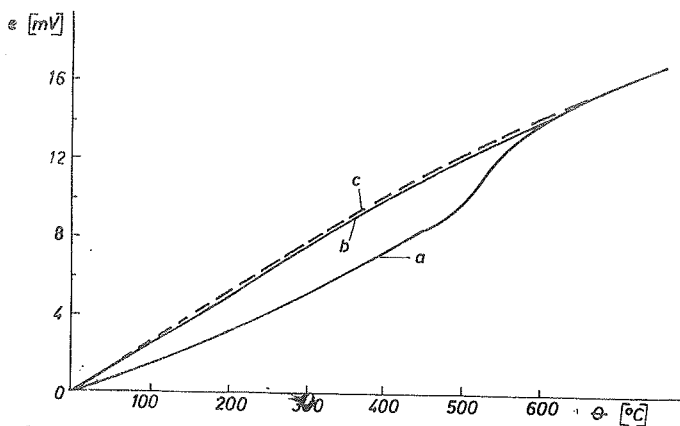
U delu kompleksnih ispitivanja koja se odnose na mehanizam rezanja pri čeonom glodanju karbidnim glodačkim glavama, u [106] se iznose rezultati istraživanja temperature pri rezanju. Zapažen je važan uticaj ugla pod kojim pločica ulazi u radni predmet: temperatura sečiva i njena varijacija se smanjuje smanjenjem ovog ugla. Tem-

šine radnog predmeta. Polazeći od bilansa toplote utvrđeno je [44] da oko 60% toplote koja se razvija u ovom predelu odvede radni predmet, ostatak strugotine. Ovo ima kao rezultat značajan porast temperature na kontaktnoj površini strugotina/grudna površina u odnosu na stanje pri obradi sa pohabanim alatom.

Znatan deo istraživačkog napora u Institutu za alatne mašine i alate bio je u 1967 godini usmeren na oblast toplote pri rezanju, i to pri obradi na strugu [157], uključujući probleme obradivosti [35] i udarnog opterećenja [151], pri bušenju zavojnim burgijama [39] i pri brušenju [40]. U svim slučajevima težilo se razvijanju originalnih teorijskih modela za temperatursko polje na bazi polusferičnih pokretnih izvora i Green-ove funkcije za poluograničeni klin, uz istovremenu eksperimentalnu verifikaciju predikcija do kojih je dovela razradjena teorija.

U cilju eventualne primene varijacije temperature rezanja kao indikatora za istrošenost reznog alata, na Univerzitetu u Pizi je razvijena kompletna instrumentacija za kontinualno merenje ove temperature u toku procesa rezanja [79].

S obzirom na velik značaj određivanja temperature rezanja (srednje temperature u zoni kontakta) primenom prirodnog termopara, izvršeno je detaljno ispitivanje kalibrisanja termoparova tvrdi metal/ugljenični čelik (primer je iznet na slici 9) i brzorezni



Sl.9. Tipične krive kalibrisanja termopara tvrdi metal/ugljenični čelik u peći (a) i pri indukcij-skom zagrevanju (b) i hladjenju (c), korelacija elektromotorne sile e [mV] i temperature θ [°C] [45]

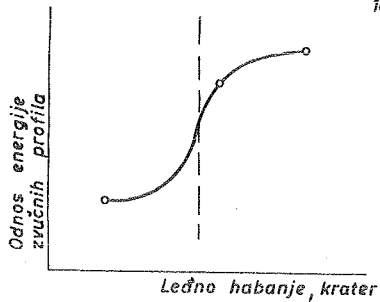
čelik/ugljenični čelik [45]. Pritom je zapažen znatan uticaj uslova sinterevanja tvrdog metala (temperature i produženosti), preseka uzorka, količine kobalta i varijacije sastava. Sem toga je termoelektromotorna sila za brzorezni čelik znatno manja nego za bilo koju ispitanu vrstu tvrdog metala.

Kritički razmatrajući dosadašnje uređaje za brzo zaustavljanje ("zamrzavanje") procesa rezanja u cilju proučavanja tečenja materijala u zoni smicanja, naslazi i kontaktnim površinama, Hastings [5] dolazi do zaključka da nijedan postojeći način ne odgovara, posebno pri malim presecima strugotine i brzinama rezanja preko 50 m/min, i to zbog male akceleracije mase alata koju treba momentano odvojiti od radnog predmeta. Razvijen je nov uređaj sa eksplozivnim punjenjem i dobijena je akceleracija reda veličine 1×10^{10} mm/sec², što potpuno odgovara za brzine rezanja do 400 m/min (tek pri 1.300 m/min relativno pomeranje za vreme odvajanja pri postignutom ubrzanju iznosi 0,02 mm, što može biti štetno za stvaranje jasne slike). Tehnika je korisna i u vezi sa fotohemijskim postupkom u kome se precizno otiskuje mreža na poliranim površinama probnih uzoraka, a njena deformacija omogućuje proučavanje plastičnog tečenja.

Od ranije poznati postupci za merenje stepena sabijanja strugotine $\lambda = l_1/l_2 = v/v_s$ ($l_{1,2}$ = dužina puta rezanja, odnosno odgovarajuće strugotine, v, v_s = brzina rezanja, odnosno strugotine; recipročna vrednost je odnos rezanja r_c) preko debljine strugotine ili njene težine ne omogućuje praćenje brzine strugotine u toku rezanja, te je razvijena optička instrumentacija sa fotodiodama i odgovarajućim pretvaračkim kolima koja omogućuje da se signal promene intenziteta odbijene svetlosti na mestima smanjenja površine trakaste strugotine (urezani žljebovi ili prekidi) koristi za određivanje v_s [81]. Čini se pritom da ne postoji direktna korelacija između klasičnih postupaka i nove metode, što uslovljava preispitivanje postojećeg pojednostavljenog modela troosnog tečenja strugotine pri rezanju.

Zvučni signal generisan u zoni rezanja se menja u toku rezanja, te bi u principu izučavanje korelacije između stepena pahabano-
sti alata i promene karakteristike zvuka moglo da posluži u ispitivanju habanja alata, a zatim i u adaptivnom upravljanju. Korišćenjem podesne instrumentacije sa akcelerometrijskim senze-

rima [116] utvrđeno je da se u zavisnosti od vremena rezanja (istovremeno i puta rezanja i habanja) menja energija zvučnog signala u registru frekvencija 0 - 20 kHz, te se pokazalo da se u sličnim uslovima kao što su bili pri ispitivanju (obrada na strugu radnog predmeta iz konstrukcijskog C-čelika, nož od tvr-



Sl. 10. Određivanje gubitka reznih svojstava alata porudjenjem energije zvučnog profila pri 0-4 kHz sa energijom pri 4-8 kHz; isprekidana linija predstavlja granično stanje alata [116]

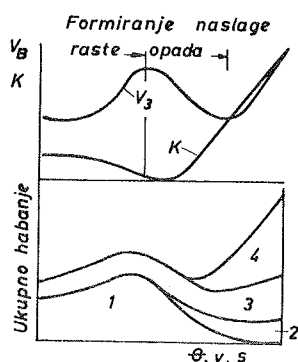
10 dog metala, brzina rezanja 100 - 300 m/min, dubine rezanja $\delta = 2,5$ mm, korak $s = 0,25$ mm/o, pojas habanja na leđnoj površini $V_B = 0,25 - 0,50$ mm) odnos zvučne energije frekventnih područja 0 - 4 kHz i 4 - 8 kHz može, prema slici 10, koristiti pri utvrđivanju pohabanosti alata.

U istraživanju procesa habanja pre dosta vremena se započelo sa primenom radioaktivnih alata, pri čemu postoji izranije dosta informacija, dok je u okviru radova u Institutu za alatne mašine i alate izvršen pregled osnovnih problema [160].

3. Tehnoekonomski aspekti obrade rezanjem

Izdvajajući probleme povezane sa upotrebom vrednošću reznih alata, pri čemu je sa stanovišta postizanja optimalnih praktičnih uslova važno pitanje njihove postojanosti, u odeljku se daje pregled objavljenih radova o problemima habanja alata, uticaju vibracija u sistemu mašina/alat/radni predmet na performanse, kompleksu hladjenja i podmazivanja u rezanju, povezanosti mikrostrukture radnog predmeta i obradivosti, uticaju oblika alata na dimenzijsku tačnost i tačnost oblika, kvalitetu površina u obradi rezanjem i o mogućnostima kratkih postupaka pri ispitivanju obradivosti, dok se na kraju daju i neke indikacije o tehnnoekonomskim kriterijima uvedenim u obradu rezanjem i o novim tendencijama u oblasti optimalizacije tehnoloških procesa korišćenjem digitalnih kompjutera i razvojem adaptivnog upravljanja. Habanje alata kao kompleksan i za rezne karakteristike najzna-

čajniji fenomen tretiraju neki pregledi izradjeni u 1967. godini [51], [53], [83], a reč je o vrstama habanja po od ranije poznatoj podeli: adhezivno habanja, habanje usled oksidacije (hemijskih reakcija), habanje usled difuzije i habanje usled zamora. Iako u literaturi poznat još od ranije, na slici 11 se daje pre-



11 gled [53] vrsta habanja i metoda da se habanje smanji različitim površinskim tretiranjima. U dijagramima na slici 11 su date karakteristike habanja (širina pojasa habanja na ledjnoj površini V_B , odnos dubine kratera i udaljenost njegove sredine od sečiva na grudnoj površini $K = \frac{KT}{KM}$), kao i različiti vidovi habanja u zavisnosti od temperature rezanja θ , brzine rezanja v , ili koraka noža s (1 - adhezivno habanje, 2 - oksidacijsko habanje, 3 - abrazivno habanje, 4 - difuzijske reakcije), dok je uticaj različitih vrsta površinskog tretiranja na a - poboljšanje klizanja i sniženja transfera, b - povećanje otpornosti na habanje i c - sprečavanje difuzije, dat u donjem delu slike.

Površ. tretman	Efekat na habanje
Fosfatiranje	a
Sulfatiranje	a
MoS ₂	b
Para	b
Hromiranje	a, b
Nitriranje	d, b
Ojačanje varn.	b
Sulfidi oksidi FeSi-deoks.	b, c
Sulfidi oksidi CaSi-deoks.	b, c

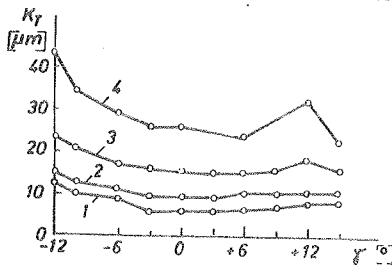
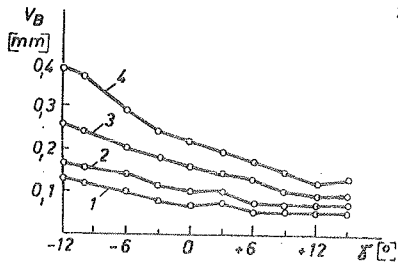
Sl. 11. Vrste habanja alata u zavisnosti od temperature θ , brzine v ili koraka s , i metode za njihovo smanjenje površinskim tretmanima [53]

U pregledima se kritički rezimira takodje niz poznatih informacija i ranijih stavova iz oblasti habanja alata, važnih za praćenje novih rezultata u ovoj oblasti.

Za mehanizam difuzijskog transfera materijala pri povišenim temperaturama kontaktnih površina, posebno pri obradi visokim brzinama rezanja karbidnim alatima, razvijen je matematski model [76]; poredjenjem teorijski očekivanih sa praktičnim rezultatima iz opita pri statičkom pritisku i pri rezanju pokazano je da je dinamički transfer za određeno vreme znatno veći od trans-

fera u statičkim uslovima. Na osnovu ograničenog programa ispitivanja pri rezanju čelika na strugu pri merenju svih karakteristika habanja alata i otpora rezanja predložena je interesantna hipoteza [96] prema kojoj je za određenu kombinaciju materijala alata i radnog predmeta habanje na grudnoj površini proporcionalno radu trenja, što, međutim, zahteva dalje verifikovanje.

Na sistematski je način bio ispitan uticaj grudnog ugla δ na



Sl.12. Pojas habanja V_B i dubina kratera K_T u zavisnosti od δ ; krive odgovaraju vremenu rezanja T min: (1) 8, (2) 12,5, (3) 20, (4) 31,5 [113]

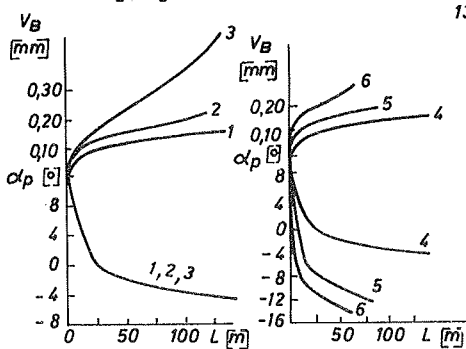
brzine rezanja prelazi sa prave koja odgovara jednoj brzini na drugu po krivim linijama, bliskim teorijski očekivanim [108]. Ovo zapažanje je interesantno povezati i sa izvedenim analizama kratkih postupaka pri poprečnoj obradi [9], [49], [71].

U eksperimentalnom programu obrade na strugu karbidnim alatom jedne titanove legure (izabrana je zbog odsustva habanja na grudnoj površini) pokazano je da ledjni ugao α_p pojasa habanja V_B ne iznosi 0° , već da postaje negativan, pri čemu, prema slici 13, na njegovo smanjenje sa putem (i vremenom) rezanja ima

12 širinu pojasa habanja V_B i dubinu kratera K_T pri obradi na strugu normalizovanog ugljeničnog čelika sa 0,45% C karbidnim alatom P10 pri konstantnim ostalim uslovima ($\alpha = 5^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $\chi = 70^\circ$, $v = 125$ m/min, $\delta = 3$ mm, $s = 0,25$ mm/o) i dobijeni su interesantni rezultati, slika 12 [113]. Dalje povećanje grudnog ugla preko 10° za date uslove ne pokazuje poboljšanje u pogledu habanja.

Na osnovu sprovedenog ispitivanja uticaja promene brzine rezanja na habanje na ledjnoj i grudnoj površini može se zaključiti da se, pri aproksimaciji odgovarajućih zakonitosti pravama u logaritamskim koordinatama $V_B(KT) - T$ pri promeni

korak, a nema brzina rezanja [137]. Ovo zapažanje povezano je i sa odstupanjima od vrednosti očekivanih prema teorijskom obrascu za povećanje poluprečnika radnog predmeta pri obradi na strugu sa habanjem za veličinu $V_B \tan \alpha$, kao i sa porastom komponentalnih otpora rezanja sa habanjem alata. U vezi sa ovim zaključcima interesantno je konstatovati da Boothroyd i saradnici [44] u želji da održe hipotezu prema



Sl. 13. Zavisnost pojasa habanja V_B i ledjnog ugla pojasa α_p pri $\delta = 2$ mm od brzine rezanja v [m/min] (1) 38, (2) 68, (3) 106; $s = 0,2$ mm/o i koraka noža s [mm/o] (4) 0,2, (5) 0,3, (6) 0,4; $v = 38$ [m/min] [137]

se raspored napona i temperatura na ledjnoj površini tako uravnotežavaju da kombinacija njihovog uticaja dovodi do iste brzine habanja u svakoj tački kontaktne površine. Da su, medjutim, pri postavljanju svog modela mogli poći od stvarne varijacije ugla α_p sa habanjem prema slici 13, verovatno bi njihov model bio bliži stvarnosti. Čini se, medjutim, da ni model koji predlažu Ber i Friedman [12], u koji je uvedena kao faktor samo elastično-plastična deformacija, što je nužno dovelo do pretpostavke, koja nije eksperimentalno verifikovana, da može da se desi da je $\alpha_p \neq 0^\circ$, ne može u potpunosti da zadovolji kao osnova za analizu skupa pojava pri habanju ledjne površine reznog alata.

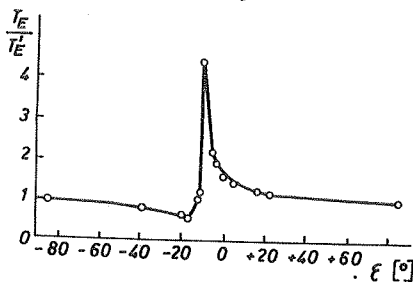
U gruboj obradi čelika na strugu pri povišenim brzinama rezanja formiranje oksida na vrlo zagrejanim površinama alata na granicama kontakta sa strugotinom ili radnim predmetom, izloženim dejstvu kiseonika iz vazduha - a tu je najkritičniji izlazni predeo pomoćnog sečiva blizu vrha alata na ledjnoj površini - može biti kritično za postojanost, te se kao mere predlažu rad u neoksidnoj atmosferi, izbor tvrdog metala sa više TiC, prevlačenje pločice zaštitnim filmom (na primer Cr, sloj debljine 5 μm), ili smanjenje pomoćnog napadnog ugla [46].

Sa osnovom na habanju alata učinjeni su u 1967 godini dalji pokušaji da se definišu kriterijumi za zatupljenost, odnosno za postojanost [67], [73]. U vezi sa kriterijumima zatupljenja ukazuje se i na radove izvedene u Institutu za alatne mašine i alate [33], [34], [35], [152], [153].

Od interesa je utvrditi korelaciju habanja alata i stanja mašine na kojoj se obrada vrši, i za različite parove alat/radni predmet izvedeni eksperimenti na tri struga pokazali su određene tendencije [6]. Pritom, međjutim, nije zasada bilo moguće utvrditi definitivnu uslovljenost veličine amplituda duž glavnih pravaca otpora rezanja i parametara habanja.

Poznato je da na dinamičku stabilnost glodalice ima znatan uticaj diskontinualan proces rezanja, te su u cilju povišenja proizvodnosti od značaja mere za povišenje granice stabilnosti. Teorijske analize glodala sa korakom zubaca promenljive veličine (linearna ili sinusna promena, u svakom slučaju periodska sa pravim ili različito iskošenim zupcima) i odgovarajući proračuni pokazali su mogućnost porasta stabilnosti do 400% [7], [62], pri čemu je važan uticaj broja zubaca u jednoj periodi varijacije koraka, odnosa $L_g/\Delta L$ (L_g = srednja vrednost koraka, ΔL = razlika susednih koraka) i položaja (iskošenosti) sečiva, pri čemu je primenom digitalnog kompjutera po utvrdjenom programu moguće naći optimalno rešenje za datu mašinu i glodalo.

Ispitujući vibracije u sistemu alat/mašina/radni predmet u glodanju glodačkim glavama sa umetnutim zupcima, pokazano je [99] da vreme ulaska pločice u radni predmet (to jest, vreme od dodira sa radnim predmetom do punog rezanja) koje zavisi od ugla dodira alata i radnog predmeta ε , kao i izrade pločice bez ili sa rubom (videti sliku 14), u znatnoj meri utiče na dinamičke karakteristike: povećanje ovog vremena u odnosu 4:1 dovodi do smanjenja vertikalne komponente brzine pri vibrisanju za 6,5%, dok za određene vrednosti ε (+85° i -40°)



Sl. 14. Odnos vremena ulaska pločice sa rubom i $T_E^{\text{bez ruba}}$ bez ruba u zavisnosti od ugla prvog kontakta [99]

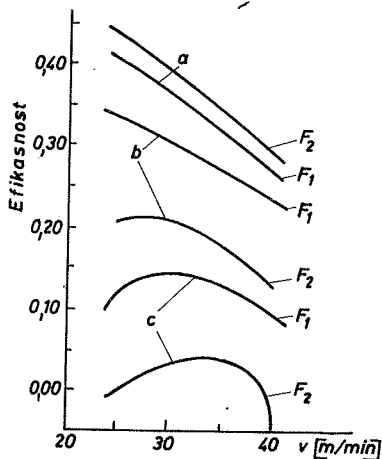
horizontalna komponenta zahvaljujući zazoru u vodećoj navrtci ima predominantnu ulogu.

Primer prinudnih vibracija predstavlja i operacija povlačenja [120], pri čemu je osnovni uzrok izlaz zubaca iz radnog predmeta, dok je na veličinu amplituda od uticaja odnos puta rezanja i koraka.

Uvodjenje probablističkog na mesto klasičnog determinističkog koncepta procesa rezanja u mehaniku rezanja otvara nove mogućnosti u istraživanju vibracija pri rezanju [57], [164], na što je već bila skrenuta pažnja u prethodnom odeljku.

Razlog za razlike pri merenju otpora rezanja u različitim laboratorijama Bjórke [13] pokušava da objasni nelinearnošću procesa rezanja, pri čemu je ovo direktno povezano sa samopobudnim oscilovanjem celog sistema. Dinamičke karakteristike teorijskog modela simuliranog primenom digitalnog kompjutera pokazale su kvalitativno podudaranje sa rezultatima praktičnog opita rezanjem na strugu.

Bitan uticaj na smanjenje otpora rezanja i povećanje postojano-



Sl.15. Efikasnost hladjenja sa (a) hloroparafinom sa kerozenom (1:1), (b) tetrahloretanom sa kokosovim uljem, (c) trihloretilenom pri rezanju niskougleničnog čelika [21]

sti brzoreznog strugarskog noža pri obradi visokougleničnog čelika i jedne nove legure obojenih metala pokazale su tečnosti za hladjenje i podmazivanje na baz ugljenovodoničnih jedinjenja sa hlorom [31]. Pritom su se prema slici 15 kao veoma podesne pokazale smeše hloroparafina u kerozenu. Program istraživanja izveden na Texas Technological College, SAD [102] odnosio se na uticaj tečnosti za hladjenje (mineralna ulja, i ista s aditivima) na kvalitet površine; sem izvesnog uticaja preko faktora rezanja (dubina, korak, brzina), autori nisu bili u mogućnosti da pri rezanju mekog ugljeničnog čelika ostrim brzoreznim noževima zapaze direktnu zavisnost estvarene hrapavosti od režima hladjenja. U razmatranom periodu ja-

vile su se i nove informacije o primeni molibden disulfida, MoS_2 , u tečnostima za hladjenje i podmazivanje [123], [144].

Utjecaju termičke obrade i mikrostrukture radnih predmeta na obradivost posvećen je ranije velik broj radova, a u [103] se daje sistematski pregled oblasti, kao i neki noviji rezultati ispitivanja izvedeni u Institutu ADETIM, Pariz. Može se također istaći uspješan pokušaj u Institutu za alatne mašine i alate [35] da se poboljša obradivost čelika Č.0645, normalizovanog na 850°C pri obradi na strugu tvrdim metalom: pokazalo se da se lepljenje i zavarivanje strugotine za alat, sa drastičnim smanjenjem postojanosti eliminisalo povišenjem temperature normalizacije na 930°C .

Oblik alata u slučajevima kada se kontura sečiva (na primer, fazonski glodač ili strugarski nož) ili dimenzija (na primer, prečnik burgije ili razvrtača) reprodukuje na radnom predmetu ima velik uticaj na ostvareni kvalitet, te se pominju zapažanja u Institutu za alatne mašine i alate [37] i na Politehnici Torine [52] o uplivu reznih parametara zavojnih burgija na postojanost i kvalitet bušenja, kao i predlog za racionalni oblik ledjno brušene površine preciznih fazonskih glodala [129].

Kvalitet površine koji se ostvaruje u mašinskoj obradi je rezultat sistematskih (korak, oblik alata, zakonomerno habanje alata) i slučajnih (fizički proces rezanja, posebne režim naslage, slučajna promena oblika sečiva) faktora. Dok je ranije pri obradi jednesečnim alatima osnovna pažnja bila posvećena izučavanju uticaja na uočene razlike između teorijski očekivane hrpavosti na osnovu geometrijsko-kinematskih faktora i stvarne pri oštrom alatu, desetak poslednjih godina intenzivno se radi na ispitivanju dodatnog uticaja habanja alata na kvalitet. U nizu ranijih radova autor ovog pregleda je izneo osnovne posledice na kvalitet takozvanog koncentrisanog habanja alata sa strane izlaza sečiva iz upravo obradjene površine koji prouzrokuju znatno pogoršanje kvaliteta) [66]. U želji da se smanji ovo pogoršanje pri završnoj obradi čelika na strugu karbidnim alatima, pokušalo se da se ovaj vid habanja proširi na veći deo ledjne površine [56]. Ovo je uspelo odgovarajućim oscilovanjem veličine koraka i ostvareno poboljšanje kvaliteta ide do četiri puta,

uz, međutim, veće radijalno skraćanje noža i pogoršanje dimenzijske tačnosti [29], [56]. Napominje se da je autor ovog pregleda u periodu 1956/58 objavio slične rezultate ostvarene pri oscilovanju alata, kao i namernoj promeni koraka na strugu posle izvesnog vremena rezanja.

u Japanu je i u 1967 godini bio istraživana kvaliteta površine pri završnoj obradi na strugu ugljeničnog čelika sa 0,15-0,55% C [105]. Podaci se kreću oko već od ranije poznatih, s time da se posebna pažnja posvećuje uticaju naslage na sečivju; nije detaljnije razmatran uticaj habanja alata na kvalitet.

Izvedeni program istraživanja uticaja niza različitih vrsta tečnosti za hladjenje na kvalitet površine pri obradi na strugu ostrim alatom u SAD [102] nije omogućio zaključke o definitivno uočenim tendencijama.

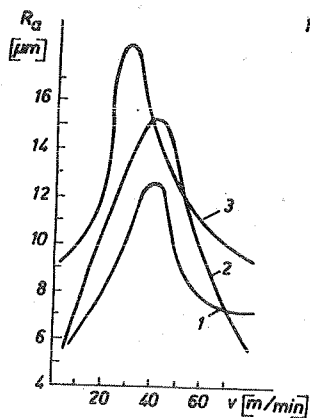
Kvalitet površine pri završnoj obradi na strugu novih Al-Mg-legura sa dodatkom berilijuma, titana i cirkonijuma je ispitan, i pokazalo se da se može trajno ostvariti hrapavost $R_z \approx 2 \mu\text{m}$ pri brzinama rezanja preko 10 m/min WC-karbidnim alatom [145]. Način prethodne pripreme materijala ima uticaja na kvalitet površine za brzine rezanja manje od 100 m/min.

Interesantni su zaključci na osnovu istraživanja u Institutu za alatne mašine i alate o kvalitetu površine ostvarene u završnom glodanju čelika Č.1730 brzoreznim valjkastim glodalima u zavisnosti od širine pojasa habanja V_B : porastom V_B od 0,1 na 0,6 mm, hrapavost se pogoršava od 7/8 na 11/12 klasu kvaliteta [153]

Pri završnoj obradi razvrtanjem niskougljeničkog čelika razvrtaćima pri dodatku 0,1 - 0,14 mm pokazalo se da je važan za ostvarenje optimalne hrapavosti kvalitet površine u prethodnoj operaciji proširivanja [141]. Ispitivanja su, prema slici 16 pokazala da brzina rezanja u granicama $v = 5 - 80 \text{ m/min}$ znatno utiče, a takodje i način hladjenja (1 - sulfrefrezi, 2 - emulzija, 3 - proširivanje bez tečnosti). Kao najpodesniji režim za brzorezne proširivače preporučuje se $v < 20 \text{ m/min}$, uz korak 0,5 - 0,7 mm/o i hladjenje sulfrefrezolom.

Pri veoma malim koracima i dubinama rezanja, reda veličine 1-6 μm , posebno kod veoma plastičnih materijala, pokazano je [149] da se podesnim izborom faktora može ostvariti dobro reproduko-

vanje sečiva i mala poprečna hrapavost, što može biti od značaja za na primer operaciju provlačenja u oblasti zubaca za kalibrisanje.



Sl. 16. Srednja aritmetička hrapavost R_a pri proširivanju brzoreznim proširivačima niskougijeničnog čelika (1) sulfurezol, (2) emulzija, (3) bez hlađenja [121]

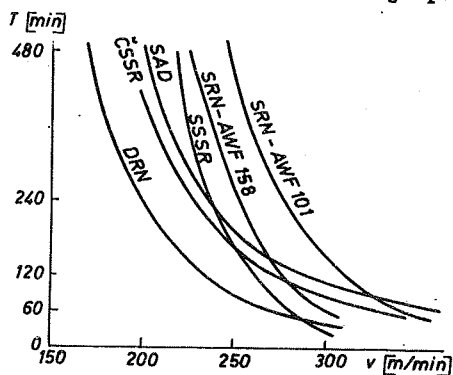
vanje različitih parametara hrapavosti od značaja su postupci koji omogućuju da se laboratorijske analize ne moraju vršiti istovremeno sa obradom, i često na samom radnom predmetu (na primer, u slučaju njegove glomaznosti). U tom cilju je ranije predložen, pored prenosnih, ali zato nedovoljno tačnih elektronskih i optičkih instrumenata, metod replike, dok su u Institutu za alatne mašine i alate izvršena sistematska ispitivanja sa ciljem da se postigne optimalna tačnost otiska u odnosu na ispitivanu stvarnu površinu. Podestnom primenom plastične mase Palavit pokazalo se da greška ne prelazi 5%, dok je normalno ispod 1% [155].

U kratkim postupcima za određivanje obradivosti važno mesto zauzima opit sa promenljivom brzinom rezanja, normalno ostvarenom poprečnom obradom na strugu. Varijante sa konusnom obradom i sa promenljivom brzinom pri kontinualnoj promeni broja obrtaja motora preporučuju Heginbotham i Pandey [49], pri čemu je eliminisana varijacija strukture materijala po prečniku, dok je moguće analitički utvrditi konstante m i C u Taylor-ovom obra-

scu. Uporedni opiti sa konvencionalnim opitima za određivanje postojanosti su pokazali dobro slaganje, dok je utrošak vremena i materijala smanjen do sedam puta. Interesantno je pomenuti ovim povodom i rad koji su izveli Wolf i Jacobs [7], a odnosi se na utvrđivanje efektivnog prečnika za određivanje Taylorovog obrasca pri poprečnoj obradi: pokušaj egzaktnog tretmana uticaja varijacije brzine rezanja na širinu pojasa habanja omogućio je interesantan analitički tretman koristan i za dalji razvoj kratkog postupka poprečnom obradom. Mogućnost poprečne obrade kao kratkog postupka pri ispitivanju postojanosti alata proveravao je i Mathon [9], i pokazao je mogućnost korelacije brzine pri kojoj alat gubi rezna svojstva sa v_{60} ili sa procentualnom obradivosti prihvaćenom u SAD.

Za rangiranje materijala u pogledu habajućeg dejstva na alate razvijena je i predložena metoda bušenja sa konstantnom aksijalnom silom (precizno izradjena pljosnata burgija proširuje prethodno izbušeni otvor, a meri se vreme za pojedine sektore dužine bušenja koje zavisi od habanja), i pokazano je da se pri rasturanju rezultata od oko 5% za čelik, liveno gvoždje i Al-legure može uvesti novi indeks habanja [17].

S obzirom na velika rasturanja podataka o postojanosti alata iz



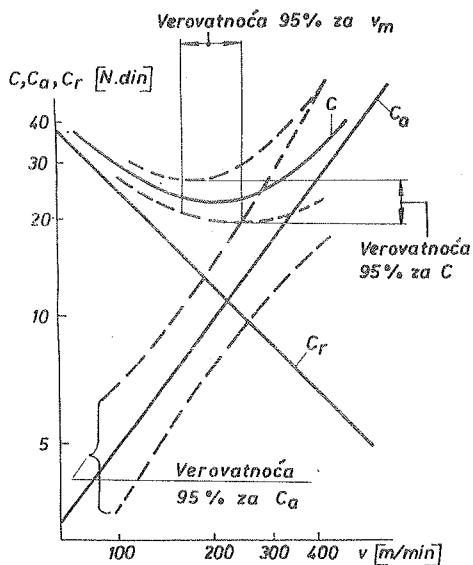
Sl.17. T-v krive pri obradi na strugu C-čelika jačine 50 kp/mm² karbidnim alatom vrste P10 ($s = 0,1$ mm/o, $\delta = 2$ mm, $\alpha = 45^\circ$) [32]

na formulisanju zakonitosti glavnih faktora obrade i stvaranju neophodnih tehnokonomskih kriterija za procese mašinske obrade rezanjem. U oblasti definisanja uslova za utvrđivanje T-v kri-

različitih izvora (na slici 17 se daju samo u svrhu primera uporedne T-v krive za obradu na strugu ugljeničnog čelika jačine 50 kp/mm² karbidnim alatom P10 po podacima iz SR Nemačke, SSSR, SAD, ČSSR i DR Nemačke) neophodan je sistematski rad na prikupljanju novih informacija i u okvirima naše zemlje [32], dok se u nizu radova izvedenih u Institutu za alatne mašine i alate - na primer [33], [34], [38] - intenzivno radi

vih, Mihalyi. [70] kritikuje američki predlog za standardne optične uslove na zasedanju ISO iz 1963 godine i uporedo razvija postupak najmanjih kvadrata i matematske korelacije za evaluaciju rezultata ispitivanja postojanosti.

Pregled progressa u oblasti novih tehnoloških pravaca i osnovnih problema koji zahtevaju rešenje izneo je Merchant [34], pri čemu je široka primena digitalnih kompjutera osnova za prelazak automatizacije sa varijabilnim programom sa upravljanja sa povratnom spregom na upravljanje sa autooptimalizacijom - adaptivnim upravljanjem. Upravljačko kolo se zatvara preko kompjutera, pri čemu je cilj da se razviju kompleksni proizvodni sistemi sa punom automatizacijom i uz obezbedu optimalizacije. U odnosu na



Sl. 18. Verovatan interval ukupne cene koštanja za jedan deo C pri varijaciji postojanosti alata koji utiču na troškove alata C_a [59]

rasturanja podataka na osnovu kojih se dobija kriva postojanosti, pri istoj graničnoj verovatnoći od 95% za C_a , dobija se i verovatni interval ukupne cene C . Na osnovu slike 18 se može tvrditi, na primer, da će uz verovatnoću od 95% minimalna cena pasti između 19,1 i 26,0 N.din. po komadu, dok se brzina reza-

van proces rezanja i rezne alate, nova rešenja, medjutim, zahtevaju dublje poznavanje osnovnih mehanizama pri rezanju, habanja alata i kvaliteta obrade. Pošto, medjutim, predikcije na osnovu današnjeg znanja nisu potpuno sigurne, dok je za optimalizaciju tehnoloških procesa primenom kompjutera neophodno imati sigurne ulazne podatke, Taylor [59] je izveo odgovarajuću statističku analizu; na slici 18 daje se kao primer verovatan interval ukupne cene koštanja C za jedan deo, određene po obrascu $C = C_a + C_r$ (C_a = troškovi alata i C_r = cena rezanja). Polazeći od

nja v_m pri rasponu minimalne cene nalazi između 180 i 240m/min. Polazeći od algebarske topologije, teorije grafova i pseudo-Bool-ovog programiranja, kao matematskog orudja za efikasan sistem planiranja u optimalizaciji procesa obrade rezanjem, Bjørke i Haugrud [77] razvijaju postupak za izbor redosleda operacija, kao i potrebnih alata i mernih pribora, sa ciljem da se postignu minimalni proizvodni troškovi. Ističe se da je potreban dalji razvoj programskog jezika za mašine sa numeričkim upravljanjem, pri čemu su specifikacije proizvoda na podesan način prenete na kompjuter. Pošto kompjuter neophodno sredstvo bliske budućnosti za sprovođenje više važnih funkcija u sistematskom pristupu analizi troškova i procesa proizvodnje, Field i Zlatin [48] iznose oblike u kojima se pouzdani podaci za postojanost magacioniraju u digitalnom računaru kako bi mogli biti direktno korišćeni u proračunima troškova i tokova proizvodnje. Mogućno je pritom da se ovaj izlaz direktno korelira sa brzinom rezanja ili nekom drugom merodavnom promenljivom u cilju utvrđivanja minimalnih troškova i maksimalne proizvodnosti. Navodi se da je i u Institutu za alatne mašine i alate razvijen program za optimalizaciju faktora obrade primenom digitalnog kompjutera, pri čemu se polazi od proširenih obrazaca za elemente režima rezanja [162].

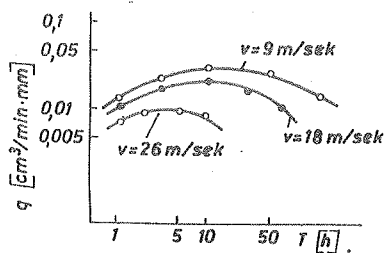
U istraživačkom programu kome je cilj da se iznadje korelacija performansi rezanja sa parametrima procesa koje je moguće meriti ili regulisati, Mazur [15] polazi od hipoteze o temperaturi i mehaničkom opterećenju kao direktnim uzrocima habanja alata, i na osnovu preliminarnih rezultata zaključuje da oba parametra, u kombinaciji sa geometrijom reznog alata i karakteristikama strugotine mogu da se koriste kao pouzdana osnova za predikciju ponašanja alata u radnim uslovima. Konstatuje, međutim, da srednja temperatura zone rezanja ne može da bude siguran kontrolni parametar, i da studije o rasporedu temperature na kontaktnoj površini grudna površina/strugotina mogu da značajno doprinesu razjašnjenju fenomena pri rezanju.

Za optimalizaciju i adaptivno upravljanje u obradi rezanjem jednako od važnih pitanja je razvoj odgovarajućih senzora. U Japanu su razvijene tri vrste senzora za upravljačka kola na osnovu habanja alata [58], od kojih se u prvom koristi varijacija otpo-

ra prodiranja sa porastom širine pojasa habanja na ledjnoj površini, u drugom se kao senzor koristi elektronski komparator u kontaktu sa obradjenom površinom, dok je treći na elektrooptičkom principu i na osnovu odsjaja sa pojasa habanja pri prekidnom rezanju (na primer pri glodanju) moguće je praćenje progressa habanja. Ovde se napominje da je u Institutu za alatne mašine i alate u početnoj fazi rad na razvoju originalnih bezkontaktnih senzora koji bi u principu, pored kontinualnog detektiranja habanja alata mogli da registruju i varijaciju kvaliteta površine.

Pored klasičnog pristupa planiranju eksperimentalnog programa pri većem broju uticajnih faktora u kome se odjednom manja jedna veličina uz ostale konstantne, ispitivanje obradivosti je tipičan slučaj kada je povoljno da se više faktora varira istovremeno, pri čemu se može pouzdano evaluirati uticaj svakoga. U radu [50] se demonstrira tehnika višestruke regresije i testiranja korelacije između pojedinih promenljivih, a primer uporednog ispitivanja uticaja na habanje dve vrste tvrdog metala na grudnoj površini (formiranje kratera) ilustruje mogućnosti i prednosti postupka. Napominje se da se i u Institutu za alatne mašine i alate i u Institutu za strojništvo, Ljubljana, pri evaluaciji rezultata koji proističu iz sistematskog ispitivanja obradivosti koristi regresiona analiza.

Uzimajući kao osnovu poznati obrazac za ekonomski period rezanja $T_e = \left(\frac{1}{m} - 1\right)t_0$, gde je m = eksponent u Taylor-ovom obrascu, t_0 = vremenski gubici pri oštrenju alata, Tačlickij [143]



Sl. 19. Produktivnost dijamantskog točila pri brušenju tvrdog metala P30 u zavisnosti od postojanosti točila T za različite brzine brušenja v [72]

pokušava da za alate kao što su zavojne burgije i proširivači nađe objašnjenje za odstupanje praktičnih preporuka od ovako izračunate vrednosti T_e . Uvodeći u razmatranje izraze za proizvodnost došlo se do proširenja obrasca za T_e deleći ga sa vrednošću $(1 + t_p/T)$, gde je t_p = ukupno pomoćno vreme, T = postojanost. Golding [72] u svom pristupu ekonomskom periodu rezanja polazi od

činjenice da se pri obradi na strugu i brušenju Taylor-ov zakon postojanosti ne može u celom intervalu upotrebnih vrednosti predstaviti pravom u duplogaritamskom dijagramu, te uvodeći u razmatranje i krive produktivnosti (videti na primer sliku 19) u funkciji postojanosti, razvija svoju originalnu analizu.

4. Zasebna pitanja pri obradi rezanjem

U odeljku se iznosi pregled podataka o razvoju novih alatnih materijala, žilavosti, tvrdoći i lomu tvrdog metala, tretiranjima radnih površina alata, drobljenju strugotine, grejanju zone rezanja, rezanju pri velikim brzinama, teško obradivom materijalu, i, s obzirom na relativnu retkost sličnih informacija, o obradi drveta.

U sektoru razvoja alatnih materijala ističu se informacije o daljem razvoju brzoreznog čelika sa molibdenom i sa povećanim procentom ugljenika, pri čemu se izveštava o povoljnim rezultatima u pogledu znatno povišene postojanosti i smanjenog habanja u porjedjenju sa klasičnim sastavima [74], [75]. U tablici 1 se iznose neki primeri ovih novih alatnih materijala.

Tablica 1 [74], [75]

Oznaka	Zemlja	C	Cr	W	Mo	V	Co
M 10	SAD	1,0	4,0	-	8,0	2,0	-
M 33		1,1	3,7	1,75	9,5	1,15	8,25
M 36		1,15	4,0	6,0	6,0	2,0	8,0
M 43		1,25	3,75	1,75	8,75	2,0	8,25
M 44		1,15	4,25	5,25	6,25	2,25	12,0
Echo Supercut	U.K.	1,10	3,75	1,5	9,5	1,15	8,0
DMo5	SR Nemačka	0,97-1,1	4,0	6,0	5,0	2,0	-
EW9Co10		1,45-1,5	4,0	10,0	4,0	3,0	10,0
EMo9Co8		1,17-1,23	4,0	2,0	8,5	2,0	8,0
R18K5F2	S.S.S.R.	1,10	4,0	18,0	0,5	2,0	5,0
R18F4K8M		1,35	4,4	17,0	1,5	4,0	8,0
R18F2K8M		1,15	4,4	17,0	1,5	2,0	8,0
SWC	NR Poljska	1,15	4,0	9,0	-	2,3	-
SWC12		1,15	4,0	12,0	-	2,5	-
SW18C		1,24	4,0	18,0	-	1,4	-
SW1OK10MW		1,2	4,5	10,0	3,5	3,0	10,0

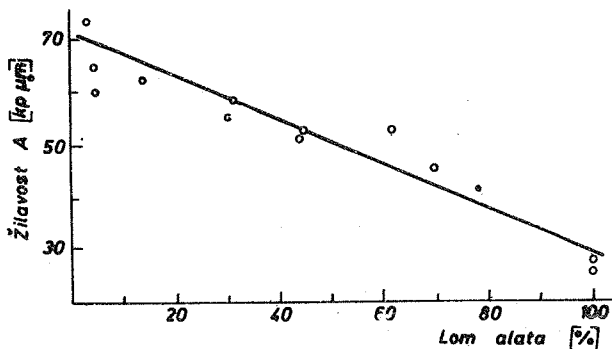
U vezi sa iznetim podacima napominje se usput i težnja u SAD u periodu 1962/63 godine da se pri povišenom procentu ugljenika (uz 5 - 12% Co) radna tvrdoća ovih alata povisi na do 70 R_C.

U SSSR [131] su ostvareni dobri rezultati pri udarnom opterećenju sa livenim alatima iz brzoreznog čelika R5M2F2 (0,8% C, 5% W, 2% Mo, 4% Cr, 2% Va), pri čemu modifikovanje sa 0,2-0,3% Zr čini ovaj čelik za date uslove povoljnijim od brzoreznog čelika R18 (Č.6880).

U oblasti metalokeramike značajan je razvoj alatnog materijala sa povećanim procentom TiC, pri čemu se, s obzirom na veoma visoku cenu TaC koji, inače, poboljšava nedopustiv porast krutosti pri učešću TiC iznad 20%, išlo na rešenje sa, pored 3 - 4% Co kao metalne faze po 5 - 10% Ni i Mo [95]. Sa oko 40% TiC, uz dodatak do 0,5% VC (inhibitor za nepoželjan porast zrna pri sinterovanju) i pri sinterovanju u vakuumu na temperaturi od 1.470°C postignuta je za ove karbidne pločice nazvane Ardoley SK2 otpornost na habanje i žilavost pri obradi čelika povoljnija nego za klasične karbidne materijale vrste P. Sem toga su, bez podataka o sastavu, iznete informacije i za tvrdi metal VR-65 na bazi TiC, a bez WC [114], koji u pogledu otpornosti na habanje ima slične karakteristike kao najtvrdja vrsta P01, uz, međjutim, znatno veću žilavost, što omogućuje obradu čelika pri većem preseku strugotine i prekinutom rezanju brzinom do 500 m/min.

Poznato je da su žilavost i tvrdoća u širokom intervalu radnih temperatura važne karakteristike alatnih materijala, a izvedena teorijska analiza ekonomičnosti operacija sa alatima od tvrdog metala omogućila je zaključak da je za evaluaciju alatnih materijala odlučujuća karakteristika žilavost, pošto povišenje troškova obrade iznosi gotovo 100% pri verovatnoći lomā sečiva [59]. Međjutim, kako je jačina pri savijanju nedovoljno podesna za predikciju žilavosti metalokeramike, iako se u tu svrhu koristi, razvijen je postupak [78] prema kome je rad deformacije pri utiskivanju kuglice od tvrdog metala vrste K10 prečnika 5 mm na površinu uzorka do pojave prve prskotine na rubu otiska mera žilavosti. Važan je pritom način pripreme površine za otisak, dek je na slici 20 prikazan primer korelacije tako dobijene žilavosti A [kp/μm] za različite karbidne pločice i utvrđenog pre-

centa lomova sečiva pri glodanju glodačkim glavama ugljeničnog čelika jačine 65 kp/mm².



Sl. 20. Korelacija žilavosti karbidnih plečica i njihovog loma pri glodanju kvalitetnog C-čelika [78]

Pojavu različitih vidova razaranja pločica tvrdog metala vrste P01 - P30 pri glodanju glodačkim glavama ugljeničnog čelika sa 0,4 - 1% C sistematski su ispitali K.Okushima i T.Hoshi [18], a njihova zapažanja omogućuju klasifikaciju iznetu u tablici 2. Utvrđen je takodje značajan uticaj prečnika glodala, tečnosti za hladjenje, vrste tvrdog metala, kao i mehaničkih i termičkih opterećenja

Tablica 2 [18]

Opšti tip	Tip loma	Tip prskotine usled zamora
Prevrmeni lom Slučajni lomovi	1. Odlamanje pri malim brzinama rezanja	
	2. Veliki odlomi bez prethodne prskotine	
Lomovi usled zamora	3. Lomovi pri velikim brzinama rezanja	I Poprečna prskotina počinje na grudnoj površini
	3.1. Prskotina počinje na grudnoj površini	
	3.2. Prskotina počinje na ledjnoj površini	II Poprečna prskotina počinje na ledjnoj površini ili rubu
	3.3. Prskotina počinje i na grudnoj i ledjnoj površini	III Prskotina usled toplotnih napreznja (uzdužne ili poprečne prskotine)
	3.4. Lom	
3.5. Piting	IV Prskotine ispod površine	

U vezi sa postojećanošću karbidnog alata pri udarnom opterećenju i u zavisnosti od načina oslanjanja pločice može se ukazati na nedavna ispitivanja u Institutu za alatne mašine i alate [151], pri čemu je u razmatranje, pored mehaničkih udara uvedeno i promenljivo dejstvo toplotnog izvora pri rezanju s prekidima.

Iako se kao osnovni faktor koji utiče na oblik, pa prema tome i na promenu reznih svojstava nekog alata uzima habanje radnih površina, zapažena je plastična deformacija vrha alata pri visokim temperaturama i pritiscima. Koristeći induktivno zagrevanje u specijalnoj grafitnoj komori i zaštitnu atmosferu izvedena je serija opita plastične deformacije pripremljenih proba od različitog alatnog materijala [60]. Usvajajući kao kriterij temperaturu pri kojoj se javlja trajna deformacija od 5%, došlo se do podataka iznetih u tablici 3.

Tablica 3 [60]

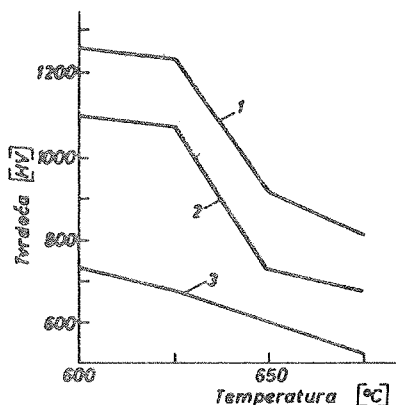
Alatni materijal	Temperatura pri deformaciji 5%
Ugljenični alatni čelik	480°C
Brzorezni čelik	690°C
Tvrđi metal WC/Co	1.020°C
Tvrđi metal WC-TiC/Co	1.140°C
Keramički alatni materijal	1.200°C x)

x) Bez tragova trajne deformacije

Za proučavanje ranije zapaženog "belog sloja" na pohabanim površinama alata iz brzoreznog čelika, pri čemu taj sloj sadrži legirajuće elemente i ugljenik, struktura mu je martenzitna, a debljina reda nekoliko mikrometara je veća za alate bez kobalta, pokazala se kao podesna analiza preloma na elektronskom mikroskopu, takozvani postupak mikrofraktografije [92]. Metoda je prikladna za izučavanje površinskih transformacija na radnim površinama alata, naslage na sečivu i sekundarne zone smicanja.

Od ranije su poznata različita tretiranja radnih površina alata u cilju povišenja postojanosti, a od informacija u izveštajnom periodu se ukazuje na podatke o znatnijem smanjenju habanja i povišenju kvaliteta obradjene površine pri obradi delova iz ugljeničnog čelika [144] kada su radne površine upuštača, kolutastih glodala i strugarskih noževa od volframskog brzoreznog če-

lika bile premazane smesom parafina i molibden disulfida (potrebno je edmaščivanje i predgrevanje na 50 - 60°C). Takođe je ispitan uticaj nitrisanja i cijanizovanja burgija, ureznika i vretenastih glouala iz brzoreznog čelika na rezna svojstva [130], te se pri nitrisanju na dubini od 0,025 - 0,03 mm postigle najveće povišenje postojanosti, i to za 50 - 100%; na slici 21 prikazan je uticaj ovih postupaka



Sli. 21. Uticaj nitrisanja (1) i cijanizovanja (2) na tvrdoću zavisno od temperature u odnosu na netretiran brzorezni čelik C.6880 [130]

na tvrdoću pri povišenim temperaturama.

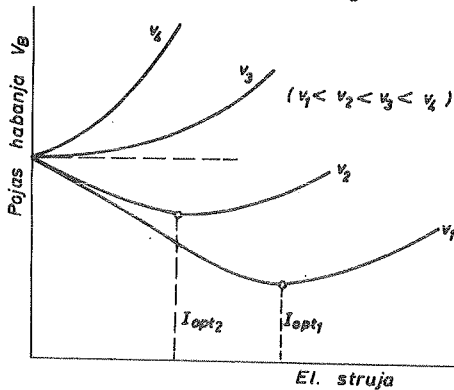
Takođe su objavljeni i novi dokazi o efektivnosti brušenja dijamantskim tocilima i glačanja dijamantskim belegijama ili prehem radnih površina brzoreznih i karbidnih alata [135], [141].

Iako je kontinualna strugotina idealna sa stanovišta fizičkog procesa rezanja, režima naslage na sečivu, sila i kvaliteta obradjene površine, njeno odvođenje iz zone rezanja pri većim brzinama predstavlja problem, te je, uz niz ranijih rešenja za dr-

obljenje strugotine (lomači, vibracijsko rezanje), interesantna informacija o podešljivom šarnirnom mehanizmu sa zupčanicima i krivajom [134] koji se ubacuje u deo prečnika struga za pomoćno kretanje sa izmenljivim zupčanicima i omogućuje proizvoljno regulisanje prekidnog režima pomoćnog kretanja. U opitnim uslovima pri uzdužnoj obradi legiranog konstrukcijskog čelika postignute je povišenje postojanosti karbidnih alata 1,5 do 3 puta.

Poznato je da promena toplotnog stanja u zoni rezanja može da ima posledica na balans prisutnih faktora (stabilnost procesa, otpori, habanje alata, kvalitet obradjene površine), pa su ranijih godina bili ispitivani različiti postupci zagrevanja ili hladjenja kritičnog predela. Na osnovi ideje sovjetskog autora Askinazija još iz 1950 godine o uticaju uvedene istosmerne električne struje u zonu rezanja (napominje se da je autor pregled-

da u periodu 1957/58 izučavao uticaj uključenog strujnog kola na kvalitet obradjene površine u funkciji habanja alata) pejavila su se paralelno dva interesantna rada [41], [90] u kojima se na bazi postavljene, u principu identične teorije, eksperimentalno verifikuju dedukovane predikcije, pri čemu su dokazane interesantne mogućnosti u pogledu smanjenja habanja i sila rezanja. Na slici 22 se kao primer iznosi zapaženi karakter uticaja jačine električne struje na habanje po ledjnoj površini: u zavisnosti od brzine rezanja menja se optimalni intenzitet razmatranog tretmana.



Sl. 22. Habanje alata na ledjnoj površini u zavisnosti od jačine električne struje za različite brzine rezanja [90]

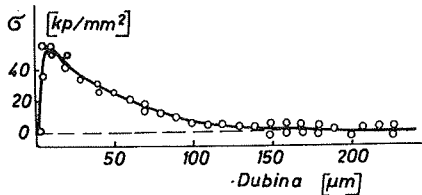
jačine 48 kp/mm² i livenog gvoždja jačine 25 kp/mm² sa tri vrste keramičkih alata. Pri brzinama rezanja do 900 m/min zapaža se smanjenje glavnog otpora rezanja i poboljšanje kvaliteta površina (napominje se da je autor pregleda u radovima izvedenim u periodu 1957/58 godine pokazao da je dobar kvalitet obradjene površine sa keramičkim alatima rezultat specifičnog režima koncentrisanog habanja), dok za veće brzine - do 1.400 m/min - postojanost prema Taylor-ovoj T-v krivoj naglije pada. Pošto performanse današnjih strugova ograničavaju puno iskorišćenje mogućnosti, razradjen je i odgovarajući Kienzle-ov limitirajući dijagram. Prema podacima iznetim u odeljku 3. pregleda, Fenton i Oxley [47] pokazuju da će, prema slici 4, nasuprot postojećim pretpostavkama, otpori naglo rasti sa nekonvencionalnim porastom brzine rezanja.

Nužan razvoj u oblasti konstrukcijskih materijala za povišene zahteva u pogledu radnih sila, temperatura, otpornosti u hemij-

ski aktivnim sredinama i slično postavlja sa stanovišta proizvodne tehnologije ozbiljne probleme metoda za obradu grupe takozvanih teškoobradivih materijala. Od izabranih podataka u ovoj oblasti objavljenih u 1967 godini je pre svega važan pregled opštih problema obrade rezanjem za važne vrste legiranih konstrukcijskih čelika, neoksidnih čelika, legura lakih metala, legiranih konstrukcijskih čelika za visoke radne temperature i refraktornih metala [3]. Wilson [14] je posebnu pažnju posvetio uporednom ispitivanju otpora rezanja i deformacije strugotine pri obradi 18%-Cr-čelika jačine preko 200 kp/mm² i uobičajenih klasa konstrukcijskih Ni-Cr-Mo-čelika jačine do 150 kp/mm², i došao do interesantnog zaključka da su pri istoj tvrdoći dobijenoj termičkom obradom (R_c = 30 - 32) rezultati slični.

Izneti su i prokomentarisani takodje i rezultati pri bušenju 3%-Cr-Mo-V-čelika specijalnim eksperimentalnim burgijama sa karbidnim ulošcima promenljive geometrije koje simuliraju konvencionalne zavojne burgije [63]. Ispitani su ojačanje površinskog sloja i zaostali naponi pri fazonskom glodanju karbidnim glodalima jedne vrste vatrootpornog čelika [136]; originalni instrumentarij za ispitivanje dubine ojačanog sloja i veličine zaostalih napreznja sa kontinualnim hemijskim nagrizanjem ispitivane površine uzorka i automatskim zapisom odgovarajuće deformacije, omogućio je dobijanje pouzdanih podataka, kao što je na primer kriva na slici 23.

U pogledu veličine otpora rezanja i postojanosti utvrđen je, na-



S1.23. Zavisnost zaostalih napona od dubine sloja pri glodanju vatrootpornog čelika [136]

dalje, optimalni alatni materijal i geometrija reznih elemenata pri glodanju nekoliko vrsta vatrootpornog čelika [142], dok se pri urezivanju zavojnice u vatrootpornom čeliku i titanovim legurama pokazalo kao povoljno [140]: (i) korekcija oblika zubaca ureznika na delu ulaznog konusa (promena ugla profila, pun profil), i (ii) uzdužno vibrisanje ureznika sa frekvencijom 21 kHz i amplitudom 5 - 10 μm (veće amplitude smanjuju postojanost u odnosu na rad bez vibracija).

Informacije o obradivosti drveta su dosta retke, te se prikazuju rezultati do kojih je došao Pahlitzsch [4]. Ispitan je uticaj brzine rezanja i pomoćnog kretanja, dubine rezanja, broja zubaca alata i njihove geometrije, kao i vrste drveta pri glodanju na potrebnu snagu, postojanost alata i kvalitet površine. Kao najvažniji faktor pokazale su se brzine glavnog i pomoćnog kretanja, alatni materijal i vrsta drveta. Minimum sile rezanja je postizan pri $v \approx 40$ m/sek, a tendencije su slične kao i pri glodanju metala. Za obradu drveta, posebno ploča vezanih veštačkim smolama, najpodesniji alatni materijal je tvrdi metal vrste KO1 i KO5. Postojanost alata se smanjuje sa porastom količine vezivog materijala.

5. Problemi pojedinih vrsta obrade rezanjem

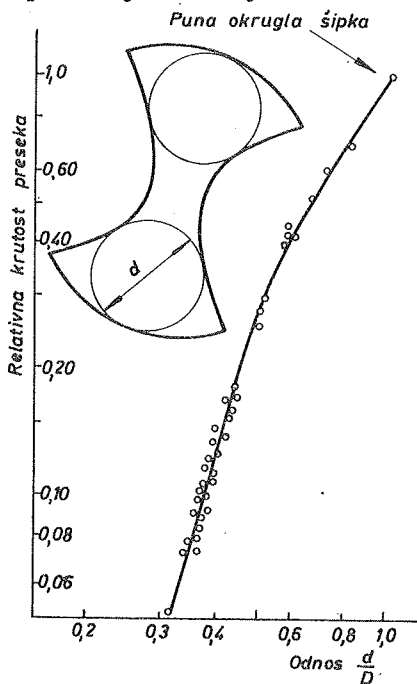
Iako su problemi pojedinih vrsta obrade rezanjem bili implicitno tretirani u prethodnim odeljcima, oseća se potreba da se, zbog celovitosti prikaza literaturni podaci iz 1967 godine razmotre i po operacijama. U poslednjem odeljku se stoga daje pregled za oblast glodanja, bušenja, razvrtanja, provlačenja, urezivanja zavojnice, kružnog testirisanja i brušenja.

Uporedno ispitivanje reznih svojstava vretenastih glodala prečnika do 8 mm izradjenih iscela iz tvrdog metala i iz brzoreznog čelika R18 (Č.6880), pri obradi neoksidnog i vatrootpornog čelika i titanovih legura pokazalo je da pri postignutoj optimalnoj geometriji i režimima povišenje postojanosti iznosi 3-6 puta [125]. Sistematsko ispitivanje habanja cilindričnih brzoreznih čelika Č.1730 i Č.5421 izvedeno u Institutu za alatne mašine i alate omogućilo je zaključak da u proširenom obrascu za brzinu rezanja $v = C_v / T^{m_1} S^{y_1} \delta^{x_1}$ važan uticaj na koeficijent C_v ima veličina ledjnog ugla α i usvojeni kriterij postojanosti, dok eksponenti ostaju približno konstantni [34]. Na osnovu detaljne analize tehnokonomskih faktora pri gruboj obradi zapčasnika pučastim glodalom došlo se do utvrdjivanja merodavne brzine rezanja pri maksimalno dozvoljenoj veličini pomoćnog kretanja, pri čemu optimalna širina pojasa habanja na ledjnoj površini iznosi 0,4 mm [139].

Obrada nisko manganskog austenitnog livenog čelika je otežana pri glodanju karbidnim glodačkim glavama s obzirom na njegevu

veliku plastičnost i sklonost ka ojačanju, pri inače razmerno malim otporima. Postupno je ispitan niz vrsta karbidnog alatnog materijala, geometrije reznih elemenata i režima i preporučeni su optimalni uslovi [133]. U težnji da se unapredi oblast glodanja ugljeničnih čelika glodačkim glavama sa karbidnim sečivima, izvedeno je sistematsko ispitivanje graničnih uslova pri kojima dolazi do razaranja sečiva [18], pri čemu je predložena klasifikacija izneta u tablici 2 u prethodnom odeljku.

Ispitivanja sa sovjetskim keramičkim alatnim materijalom CM-332



Sl. 24. Bezdimenzijska korelacija relativne krutosti preseka zavojne burgije i odnosa d (prečnik upisanog kruga u preseku)/ D (prečnik burgije) [54]

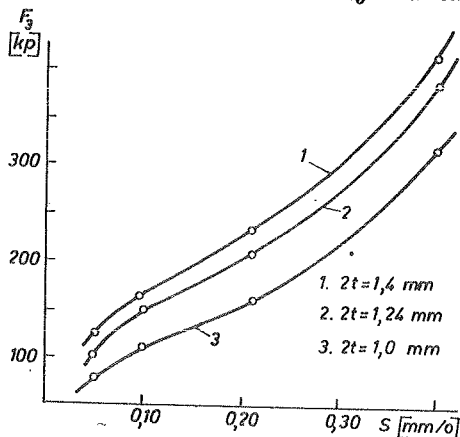
čen zavojnim burgijama i operaciji bušenja. U sistematskom ispitivanju obradivosti livenog gvoždja domaćim brzoreznim burgijama [152] zapažen je znatan uticaj dopunskih faktora kao što su način oštrenja burgija - s obzirom na kritične zone habanja

(mikrolit), poznatim s obzirom na kvalitet i ranije u literaturi pokazala su da pri glodanju uzoraka iz ugljeničkog čelika jačine 50 kp/mm^2 , povećanje brzine rezanja od 125 na 500 m/min ima povoljno dejstvo na stanje obradjene površine [117]

U oblasti bušenja i zavojnih burgija Oxford [54] daje kondenzovani pregled problema ovih alata u pogledu oblika žlebova, analize torzionih naprezanja važne za bušenje tvrdih materijala velike jačine (videti sliku 24), novih alatnih materijala, novih tečnosti za hladjenje i podmazivanje, kao i nekih zahteva na burgije koji su specifični za numeričko upravljanje.

U Institutu za alatne mašine i alate je velik deo delatnosti u oblasti reznih alata posvećen

- i debljine jezgra (na slici 25 prikazan je ovaj uticaj na aksijalnu silu) na proširene obrasce za postojanost, kao i na sile i momente u radu. Nadalje su na osnovu statistički dovoljnih



Sl.25. Uticaj razmaka $2t$ glavnih sečiva domaćih burgija prečnika $D = 8$ mm na aksijalni otpor F_3 pri bušenju SI26 na dubini $l = 2D$ bez hladjenja [152]

temperaturskog polja pri rezanju izveden proračun temperature na ledjnoj površini zavojne burgije i pokazano je dobro poklapanje sa eksperimentalnim rezultatima [40]

Bera i Bhattacharyya [43] razvijaju teorijski model za određivanje momenta i aksijalne sile pri bušenju materijala veće plastičnosti, pri čemu za dejstvo poprečnog sečiva polaze od slučaja prodiranja klina u plastično telo. Sa utvrđenim početnim fizičkim karakteristikama materijala i respektujući režimske uslove, postignuta je pozitivna eksperimentalna verifikacija rezultata pretpostavljenih na osnovu predloženih, dosta komplikovanih teorijskih izraza. Polazeći, nadalje, od uprošćene geometrije reznih elemenata zavojne burgije i uvodeći sedam uticajnih veličina (aksijalni razmak sečiva, ugao vrha, ledjni ugao, grudni ugao, pomeranje jezgra, debljina jezgra i ugao poprečnog sečiva) izvedena je serija opita pri bušenju čelika i livenog gvoždja burgijama prečnika 12 mm [52]. Koristeći statističke metode regresione analize došlo se do interesantnih zaključaka u pogledu relativnog uticaja pojedinih odstupanja na veličine momenta i aksijalne sile.

rezultata razvijeni prošireni obrasce za brzinu rezanja v , aksijalnu silu F_3 i za moment M pri bušenju livenog gvoždja jačine 26 kp/mm^2 brzoreznim burgijama [33], izvedena je teorijska analiza i predložen praktičan pristup proračunu osnovnih elemenata merodavnih režima rezanja, uzimajući u obzir glavna ograničenja sa strane alata, mašine i radnog predmeta [38], dok je na osnovu u Institutu usvojenog osnovnog modela toplotnih izvora i

Vežano za program ispitivanja pri bušenju teško obradivih materijala iznet u prethodnom odeljku [63], Venkataraman i Parker su izvršili detaljnu geometrijsku analizu svoje eksperimentalne burgije [91], pri čemu korišćeni metod predstavlja doprinos analitičkom definisanju relativnog položaja radnih elemenata reznog alata.

Problemima radnih karakteristika burgija prečnika 0,1 - 3 mm nekoliko različitih oblika, važnim zbog vrlo velikog rasturanja rezultata (do 50%) pri nominalno identičnim uslovima i zbog poteškoća pri brušenju i izradi otvora u teškoobradivom, na primer neoksidnom austenitnom čeliku, posvećuje svoj rad Veska [68]. Habanje je drugog vida nego kod burgija većeg prečnika, a s obzirom na malu debljinu strugotine neophodno je vrlo precizno oštrenje i malo zaobljenje sečiva (3 - 5 μm), dok je specifični otpor vrlo velik (za čelik 1.000 - 1.300 kp/mm^2). U tablici 4 dati su tipični podaci za rad sa burgijama prečnika ispod 1 mm, primenjenim u izvedenim eksperimentima.

Tablica 4 [68]

Materijal	Brzina v [m/min]	Korak s [mm/o]	Broj obrtaja n [o/min]
Čelik	4,5 - 17,5	0,004 - 0,01	2.500 - 8.700
Mesing	5,3 - 22,0	0,03 - 0,05	2.500 - 10.000
Al-Cu-Mg legura	4,8 - 16,0	0,02 - 0,04	3.000 - 10.000

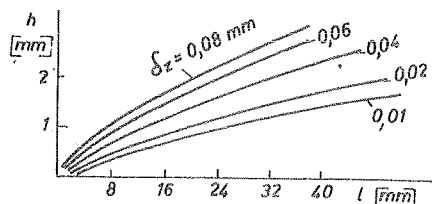
Razvrtanju je posvećen napis o takozvanom PERA-razvrtaču [8], koji se u literaturi pominje od 1963 godine; reč je o patentiranom obliku razvrtača od nitrizenog brzoreznog čelika ili tvrdog metala sa širokim žljebovima pri jako neravnomernom koraku i sa negativnim aksijalnim grudnim uglom od -10° na prednjem delu. U-poredno ispitivanje sa konvencionalnim razvrtačima pokazalo je veću tačnost (do 5 μm) i okruglost otvora, bolji kvalitet površine (do $R_a = 0,4 \mu\text{m}$), veću postojanost i lakše brušenje.

U oblasti povlačenja interesantni su podaci o pojavi prinudnih oscilacija u radu [120]: zaključeno je da je osnovni uzrok izlaz zubaca iz radnog predmeta, pri čemu na amplitude bitno utiče odnos dužine puta rezanja i koraka. Neravnomernost koraka ispod 0,8 mm nema uticaja na kvalitet površine, dok se pri neravnomernosti od 2 mm hrapavost smanjuje za jednu klasu. U izradi

preciznih malih otvora u legurama obojenih metala od interesa je primena provlakača malih dimenzija sa sitnim zupcima, te su ispitivanja [126] dovela do optimalnih visina zubaca h u zavisnosti od dubine rezanja po zupcu δ_z i dužine otvora l (sl.26).

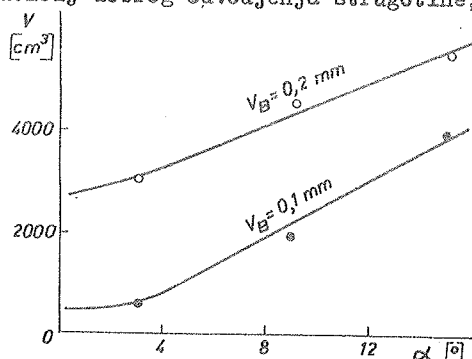
Tri informacije [124], [128], [140]

posvećene su ureznicima za izradu zavojnice u teškoobradivom materijalu, pri čemu je u pitanju korigovanje oblika reznih elemenata, utvrđivanje optimalnih režima, kao i aksijalno visokofrekventno oscilovanje alata. Razvijeni su za ove materijale i karbidni ureznici [115], pri čemu su za zavojnicu do M6 iscela, a



Sl.26. Visina zupca h razvrtčača malih dimenzija u zavisnosti od dubine rezanja po zupcu δ_z i dužine otvora l [126] za veću sa nalemljenim pločicama.

Pri veoma retkim informacijama o istraživanju u oblasti kružnog testerisanja interesantne podatke daju Pahlitzsch i Willemeit [86] iz sistematskog ispitivanja odsecanja čelika testerima sa umetcima od tvrdog metala vrste P20: konstatovan je važan uticaj dobrog odvodjenja strugotine, krutosti sistema i dovoljne



Sl.27. Uticaj ledjnog ugla α na količinu strugotine V za date veličine pojasa habanja ledjne površine V_B pri odsecanju Cr-Mo-čelika kružnom testerom ϕ 400mm sa 32 zupca iz tvrdog metala P20, pri brzini rezanja 94 m/min i pomoćnog kretanja 100 mm/min [86]

ne snage, a ispitane su brzine rezanja i pomoćnog kretanja, kao i geometrija zubaca u pogledu veličine otpora, habanja (zapažen je neravnomeran pojas habanja na ledjnoj površini) i kvaliteta obradjene površine. Na slici 27 dat je uticaj ledjnog ugla α na proizvodnost.

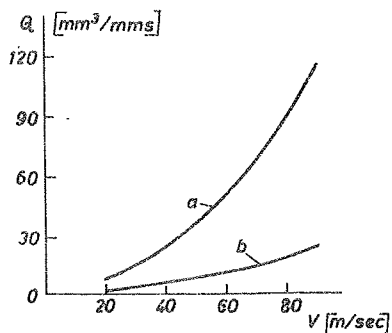
Znatan broj informacija u razmatranom periodu posvećen je operaciji brušenja, pri čemu je reč kako o nekim fundamentalnim aspektima ovog još uvek nedovoljno objašnjenog, po prirodi stohasti-

tima ovog još uvek nedovoljno objašnjenog, po prirodi stohasti-

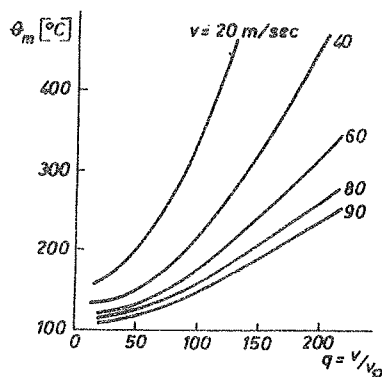
čkog procesa, tako i o praktičnim problemima vezanim za proizvodnost, trošenje tocila, kvalitet brušene površine, za nove metode ispitivanja karakteristika tocila i za dalji razvoj dijamantskih tocila; ne obuhvata se pritom literatura u oblasti anodnomehaničke obrade primenom dijamantskih tocila.

U sintetičkom pregledu aktuelnih problema brušenja, Peters [2] razmatra kriterije za utvrđivanje učinka brušenja, i kao nov parametar predlaže koeficijent efikasnosti koji omogućuje klasifikovanje tocila. Od uticajnih faktora na kvalitet površine pokazano je da je najvažnija količina materijala koju skida jedno zrno. Ukazuje se na prednost brušenja velikom brzinom, kao i na nedavne radove u oblasti merenja tvrdoće, krtosti zrnaca abraziva i oscilovanja u elastičnom sistemu. U teorijskom modeliranju procesa brušenja zapaženi su radovi u kojima je korišćena simulacija procesa metodom Monte Carlo [42], [93].

Ođavna uočenim mogućnostima višestrukog povišenja brzine brušenja v posvećena je znatna istraživačka delatnost poslednjih nekoliko godina, a informacije u 1967 godini [85], [107] ukazuju na značajne mogućnosti povišenja učina brušenja Q, izraženog u mm³ skinutog materijala radnog predmeta po 1 mm širine tocila u jednoj sekundi (od uobičajene granice Q = 3, na 10, pa i do 100) pri dejstvu tečnosti za hlađenje i podmazivanje pod pritiskom 10 kp/mm² (videti sliku 28). U cilju smanjenja ili eli-

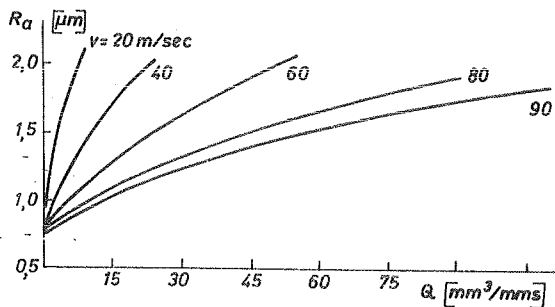


Sl. 28. Povišenje učina brušenja Q sa povećanjem brzine v pri hlađenju sa (a) uljem za brušenje, (b) emulzijom 1:60, pri brušenju C-čelika tocilom s keramičkom vezom [107]



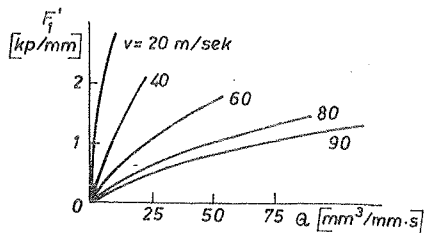
Sl. 29. Srednja temperatura brušenja Θm u zavisnosti od odnosa brzina q [107]

minisanja štetnih toplotnih efekata pri toj brzini, višestruko se povisava i brzina radnog predmeta v_p , pri čemu je utvrđen prema slici 29 uticaj odnosa brzina $q = v/v_p$ na srednju tem-



S1.30. Srednja aritmetička hrapavost R_a u zavisnosti od Q za različite brzine brušenja v [107]

kritičnoj centralnoj zoni tocila sa keramičkom vezom se rešava specijalnom njihovom izradom, dok povećane brzine pri visokoj proizvodnosti postavljaju posebne zahteve na dinamičku krutost i snagu brusilica [115]



S1.31. Specifični glavni otpor rezanja F_1' u kp po mm širine tocila u zavisnosti od Q za različite brzine brušenja v [107]

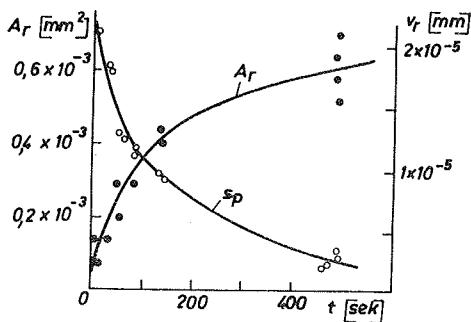
je, dok se primenom analizatora transfer funkcije utvrđuje amplituda i fazna razlika pobude i ubrzanja [80]. Na taj način moguće je meriti lokalnu razliku krutosti tocila, a posredstvom srednje vrednosti krutosti mogu se ista klasifikovati, slično kao po tvrdoći.

Polazeći od pretpostavke da je realna površina kontakta tocila sa radnim predmetom (površina aktivnih zrnaca) važna promenljivi-

peraturu brušenja θ_m . Srednja aritmetička hrapavost R_a i glavni otpor rezanja F_1' se takodje smanjuju povećanjem v , pri čemu se na slikama 30 i 31 daju ove veličine u funkciji od Q . Velika naprežanja usled centrifugalne sile pri $v > 60$ m/min u

Česte varijacije hrapavosti i tragovi samopobudnog oscilovanja na unutrašnje brušenoj površini mogu se povezati sa varijacijom kontaktne krutosti tocila. Opiti sa podesnim senzorom su pokazali egzistenciju lokalne promene, a razvijen je postupak kontaktne rezonantne metode. Pri promenljivom statičkom opterećenju se izabrani deo površine dinamički pobudju-

va pri brušenju, eksperimentalna verifikacija je zasnovana na brušenju sa radijalnim pomoćnim kretanjem pri konstantnoj sili prodiranja [10]. Ustanovljen je, prema slici 32, porast realne površine A_r sa vremenom, uz opadanje brzine prodiranja (po-



Sl.32. Realna površina kontakta A_r i brzina prodiranja tocila s_p u zavisnosti od vremena t [10]

prečnog kretanja) s_p ; ta-
kodje sa zatupljenjem opa-
da i intenzitet naponskog
polja u površini radnog pr-
edmeta, dok koeficijent tr-
enja (odnos tangencijalne
i normalne sile brušenja)
opada od vrednosti oko 0,6
za oštro na 0,3 - 0,4 za
tupo tocilo. Pri utvrđjiva-
nju optimalnih režima pri
unutrašnjem brušenju prste-
nova kotrljajnih ležajeva,

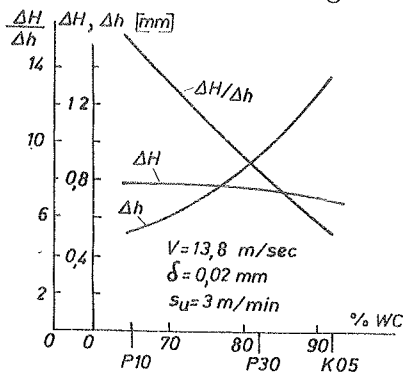
utvrđjena je važnost iznalaženja ispravne brzine poprečnog kre-
tanja s_p za grubu i završnu obradu, što u poslednjoj omogu-
ćuje održavanje konstantnog kvaliteta površine $R_a \approx 0,25 \mu\text{m}$,
uz minimalno trošenje tocila sa keramičkom vezom [28].

U cilju izučavanja mogućnosti da se negativni efekti toplotnog
polja pri brušenja na fizičko-hemijske karakteristike površin-
skog sloja radnog predmeta smanje, i polazeći od utvrđenog us-
postavljanja kvazistacionarne temperature pri brušenju posle
0,012 - 0,016 sek, izvedeni su eksperimenti sa tocilima sa ra-
dnom površinom isprekidanom aksijalnim žljebovima [13]. Teo-
rijski proračuni potvrđjeni su eksperimentalno, i konstatovano
je znatno sniženje stepena otpuštanja i dubine defektnog sloja.

Mehanizam i određivanje najpovoljnijih uslova pri ravnanju to-
cila rolnama predstavlja sadržaj rada izvedenog u istraživač-
koj laboratoriji preduzeća Toyada u Japanu [22]. Radni priti-
sak zavisi od finoće, tvrdoće i strukture tocila, što je om-
ogućilo predlog nomograma za optimalne radne uslove ravnjanja.
Važna mera za smanjenje habanja rolne je smanjenje relativnog
klizenja, a dobri rezultati su ostvareni sa rolnama od tvrdog
metala. Završni period ravnjanja ima znatan uticaj na habanje
tocila u radu i na kvalitet površine radnog predmeta.

Brušenje molibdena i pojave pri trošenju tocila se u izvesnoj meri razlikuje od brušenja čelika, a izvedeni opiti, uključujući i simulaciju procesa specijalno pripremljenim kristalom korunda na metalnom disku su omogućili zaključke o prirodi procesa habanja abraziva usled zamora [94]. Istovremeno je ispitana i pojava prskotina na obradjenoj površini, što je česta pojava pri brušenju molibdena.

U programu istraživanja pojava pri brušenju alatnih materijala (Č.6880, Č.9782, P10, P30, K05) tocilima iz elektrokorunda i silicijumkarbida izvodjenom u Institutu za alatne mašine i alate [154] zapažene su interesantne pojave deponovanja čestica brušenja pri zatupljenju, uz minimalnu debljinu istrošenja tocila, što ima znatan uticaj na kvalitet brušenja i stanje površinskog sloja (mikrotvrdoća, struktura, naprsline). Sem toga su proanalizirani i različiti kriterijumi postojanosti tocila [159]. U sistematskom radu na ispitivanju korelacija pri brušenju ovih alatnih materijala između trošenja tocila s jedne i dubine i brzine brušenja, kao i uzdužnog koraka s druge strane, trošenja tocila i količine skinutog materijala (na primer videti sliku 33),



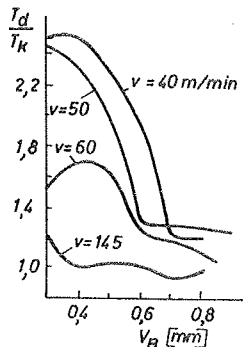
S1.33. Zavisnost sloja skinutog metala ΔH , trošenja tocila (C46I) Δh i odnosa $\Delta H/\Delta h$ od vrste tvrdog metala [36]

hrapavosti i istih veličina kao i različitih uticaja na mikrotvrdoću i dubinu ojačanog sloja kod brzoreznog čelika [36] došlo se do mahom novih zaključaka. Interesantni su i zaključci o uticaju zatupljenja tocila na temperaturu brušenja brzoreznog čelika i tvrdog metala, pri čemu je razvijen analitički model za proračun maksimalne temperature pri prodiranju jednog zrna abraziva [39].

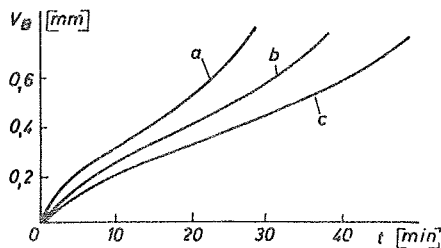
Postavljajući kao kriterij za obradivost pri oštrenju tvrdog metala dijamantskim tocilima proizvodnost iskazanu sa $q = A \cdot s_p / F$ (A = površina kontakta tocila/pločica, s_p = brzina poprečnog pomoćnog kretanja, F = veličina konstantne sile pritiska tocila) [mm^3/kpmin] ispitivanja su pokazala [127] da je pri većoj tvrdoći tvrdog metala obradivost bolja: od $q = 1$ za tvrdi metal VK8 (K20) tvrdoće 87,5 R_c

produktivnost je porasla na $q = 2$ za T15K6 (P10) tvrdoće 90 R_c. S obzirom na znatan uticaj uslova brušenja na stanje brušene površine tvrdog metala, uključujući pojavu naprslina, razvijena je tehnika merenja temperature termoparom u karbidnoj pločici [26]. Konstatuje se da je u pogledu zaštite od termičkog preopterećenja najpovoljnije kontinualno brušenje uz obilno hladjenje.

U oblasti dijamantskih tocila i brušenja interesantni pregledi [109], [112] obuhvataju osnovne važne karakteristike. Polazeći od pretpostavke da povišenje kvaliteta radne površine reznog alata utiču na povišenje njegove postojanosti, Reznikov i Gofman [141] su izveli seriju eksperimenata pri rezanju Cr-čelika karbidnim strugarskim noževima brušenim dijamantskim tocilima, kao i SiC-tocilima sa naknadnim glačanjem karbidom bora. Odnos postojanosti pri ove dve vrste brušenja, T_d/T_k , u zavisnosti od usvojenog kriterija habanja V_B na ledjnoj površini reznog alata iznet je na slici 34: uočava se da se za brzine rezanja preko



S1.34. Odnos postojanosti pri brušenju karbidnog strugarskog noža dijamantskim T_d i keramičkim T_k tocilom za različite brzine rezanja [141]



S1.35. Uticaj habanja ledjne površine strugarskog noža (pločica P10) u zavisnosti od oštrenja (a) Si-C-tocilom, (b) dijamantskim tocilom, (c) anodno-mehaničkim brušenjem [69]

100 m/min pri korišćenim eksploatacijskim uslovima gubi preimućstvo dijamantskog oštrenja, što se ne bi očekivalo. Montag i Lie-rath [69] su, ispitujući uticaj načina brušenja karbidnih alata na postojanost utvrdili za niz uslova sličan redosled kao što je iznet na slici 35.

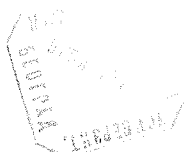
6. L i t e r a t u r a

- [1] J. Peklenik, Z. Seljak, P. Leskovar, F. Röthel, B. Justin, Sodobna tehnika odrezivanja in njene razvojne smeri, Strojniški vestnik, 13 (1967) 65
- [2] J. M. Peters, Les recherches actuelles dans la domaine de rectification, Ann. CIRP, 15 (1967) 21
- [3] M. C. Shaw, K. Nakayama, Machining High Strength Materials, Ann. CIRP, 15 (1967) 45
- [4] G. Pahlitzsch, Neuere Ergebnisse beim Fräsen von Holz und Holzwerkstoffen, Ann. CIRP, 15 (1967) 83
- [5] W. F. Hastings, A New Quick-Stop Device and Grid Technique for Metal Cutting Research, Ann. CIRP, 15 (1967) 109
- [6] J. Simonet, Etude comparative de l'usure de l'outil pour différents tours, Ann. CIRP, 15 (1967) 117
- [7] R. Vanherck, Quelques aspects complémentaires concernant la stabilité de coupe avec outils à pas non uniformes, Ann. CIRP, 15 (1967) 123
- [8] R. Tilsley, Development and Application of the PERA Reamer, Ann. CIRP, 15 (1967) 137
- [9] P. Mathon, Détermination de l'usinabilité des sciens par essais de courte durée, Ann. CIRP, 15 (1967) 153
- [10] R. S. Hahn, R. Lindsay, On the Effect of Real Area of Contact and Normal Stress in Grinding, Ann. CIRP, 15 (1967) 197
- [11] B. Darras, Etude de la portée effective du copeau sur l'outil, Ann. CIRP, 15 (1967) 205
- [12] A. Ber, M. Y. Friedman, On the Mechanism of Flank Wear on Carbide Tools, Ann. CIRP, 15 (1967) 211
- [13] Ø. Bjørke, An Analysis of the Cutting Process Dynamics with Reference to Errors in Cutting Force Measurements, Ann. CIRP, 15 (1967) 223
- [14] G. F. Wilson, Analysis of Chip Formation Characteristics of 18% Nickel Maraging Steel, Ann. CIRP, 15 (1967) 239
- [15] J. C. Mazur, A Technique to Optimize Control of Process Variables in Related Studies of Causes and Effects of Metal Cutting Behaviour, Ann. CIRP, 15 (1967) 287
- [16] R. J. Silin, J. R. Frederick, Instrumentation for the Analysis of the Profile of Machined Surface, Ann. CIRP, 15 (1967) 295
- [17] J. Dagnell, Machinability Test by a Drilling Method, Ann. CIRP, 15 (1967) 301
- [18] K. Okushima, T. Hoshi, Tool Fracture in Face-Milling Operation, Ann. CIRP, 15 (1967) 309
- [19] N. N. Zorew, Gegenwärtiger Stand und Probleme der Entwicklung der Metallzerspanung, Ann. CIRP, 15 (1967) 325
- [20] R. van Hasselt, The Need for Developing a Typology of Surfaces, Ann. CIRP, 15 (1967) 349
- [21] M. J. C. Matthijsen, J. W. M. van Brekel, Cutting Fluids for Machining Ductile Materials, Ann. CIRP, 15 (1967) 363

- [22] K.Suzuki,H.Suzuki,K.Takahashi, Study of Crush Dressing on a Cylindrical Grinding Machine, Ann. CIRP, 15 (1967) 373
- [23] J.Peklenik, Investigation of the Surface Typology, Ann. CIRP, 15 (1967) 381
- [24] V.C.Venkatesh, High Speed Machining of Cast Iron and Steel, Ann. CIRP, 15 (1967) 387
- [25] M.Okoshi, K.Kawata, Effects of the Curvature of Work Surface on Metal Cutting, Ann. CIRP, 15 (1967) 393
- [26] J.Eilmes,J.Kaczmarek, Investigations on the Influence of the Grinding Process and of Cooling on the Temperature and Micro-Cracks in Sintered Carbides, Ann. CIRP 15 (1967)405
- [27] V.L.Goriani,S.Kobayashi, Strain and Strain-Rate Distributions in Orthogonal Cutting, Ann. CIRP, 15 (1967) 425
- [28] G.F.Micheletti,A.de Filippi,R.Ippolito, An Investigation on Grinding Wheel Wear in Internal Grinding, Ann. CIRP, 15 (1967) 433
- [29] H.J.Hovings, Finish Turning with Varying Feed, Ann. CIRP, 15 (1967) 547
- [30] G.Spaans, An Exact Method to Determine the Forces on the Clearance Plane, Ann. CIRP, 15 (1967) 463
- [31] V.Šolaja, Ispitivanje obradivosti domaćih materijala domaćim alatima, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 519
- [32] Ž.Simić, Režimi rezanja, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 531
- [33] J.Stanić, Oblici zakona glavnih faktora obrade i eksperimentalno-analitički postupci njihovog utvrđivanja pri bušenju sivog liva, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 541
- [34] B.Ivković, Izbor brzina rezanja pri glodanju cilindričnim glodalima, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 559
- [35] D.Vukelja, Uticaj strukture ugljeničnog čelika na njegovu obradivost pri obradi na strugu, Saopšt.IAMA, 5(1967) 567
- [36] M.Jovičić, Neki rezultati ispitivanja procesa brušenja alatnih materijala, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 581
- [37] M.Jovičić, J.Stanić, Uticaj načina oštrenja na reznu sposobnost burgija, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 609
- [38] J.Stanić, Proračun glavnih elemenata merodavnog režima obrade pri bušenju, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 627
- [39] M.Jovičić, D.Vukelja, Uticaj zatupljenja točila na temperaturu brušenja, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 643
- [40] D.Vukelja, J.Stanić, Temperatura pri bušenju i njen uticaj na proces rezanja, Saopštenja IAMA, 5 (1967) 655
- [41] G.Barrow, The Effect of Hot Machining by Electric Current on the Mechanics of Orthogonal Cutting, 8. Int.MEPR Conf., MS. No 120 (1967)
- [42] R.M.Baul, Mechanics of Metal Grinding with Particular Reference to Monte Carlo Simulation, 8. Int. MEPR Conf., MS. No 117 (1967)

- [43] S.Bera, A.Bhattacharyya, On the Determination of Torque and Thrust during Drilling of Ductile Materials, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 115 (1967)
- [44] G.Boothroyd, J.M.Eagle, A.W.J.Chisholm, Effect of Tool Flank Wear on the Temperatures Generated during Metal Cutting, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 114 (1967)
- [45] P.B.Braiden, The Calibration of Tool/Work Thermocouples, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 102 (1967)
- [46] E.Camatini, A Systematic Research on the Cold Work Produced on Carbon Steels by Machining with Lathe, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 124 (1967)
- [47] R.G.Fenton, P.L.B.Oxley, Predicting Cutting Forces at Super High Cutting Conditions, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 130 (1967)
- [48] M.Field, N.Zlatin, Computer Approach for Storage of Machinability Data and Calculation of Machining Costs and Production Rates, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 103 (1967)
- [49] W.B.Heginbotham, P.C.Pandey, A Variable Rate Machining Test for Tool Life Evaluation, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 132 (1967)
- [50] R.T.Leslie, G.Lorenz, Comparison of Multiple Regressions in Machining Experiments, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 132 (1967)
- [51] T.N.Loladze, Requirements of Tool Material, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 113 (1967)
- [52] G.F.Micheletti, R.Levi, The Effect of Several Parameters on Twist Drill Performance, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 127 (1967)
- [53] H.Opitz, W.König, On the Wear of Cutting Tools, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 122 (1967)
- [54] C.J.Oxford, A Review of Some Recent Developments in the Design and Application of Twist Drills, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 109 (1967)
- [55] W.B.Palmer, M.S.M.Riad, Modes of Cutting with Discontinuous Chips, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 214 (1967)
- [56] A.J.Pekelharig, H.J.Hovinga, Wear at the End Cutting Edge of Carbide Tools in Finish- and Rough-Turning, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 108 (1967)
- [57] J.Peklenik, T.Mosedale, A Statistical Analysis of the Cutting System Based on an Energy Principle, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 128 (1967)
- [58] H.Takeyama, Y.Doi, T.Mitsuoka, H.Sekiguchi, Sensors of Tool Life for Optimization of Machining, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 104 (1967)
- [59] J.Taylor, Carbide Cutting Tool Variance and Breakage: Unknown Factors in Machining Economics, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 101 (1967)
- [60] E.M.Trent, Hot Compressive Strength of Cemented Carbides, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 105 (1967)
- [61] B.F.von Turkovich, Dislocation Theory of Shear Stress and Strain Rate in Metal Cutting, 8. Int. MPDR Conf., MS. No 111 (1967)

- [62] P. Vanherck, Increasing Milling Machine Productivity by Use Cutters with Non-Constant Cutting-Edge Pitch, 8. Int. MDR Conf., MS. No 129 (1967)
- [63] R. Venkatarman, F. Koenigsberger, Some Aspects of Drilling Ultra-High-Strength Steels, 8. Int. MDR Conf., MS. No 121 (1967)
- [64] J. Wolak, A Comparison of Stress-Strain Behaviour in Cutting and High Strain Compression Tests, 8. Int. MDR Conf., MS. No 106 (1967)
- [65] G. Montag, F. Hierath, Zusammenhang zwischen der mechanischen und thermischen Belastung und dem Verschleiss an spanenden Werkzeugen aus Schnellarbeitstahl, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 514
- [66] V. Šolaja, Konzentrierter Verschleiss der Schneidwerkzeuge, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 521
- [67] Z. Prikryl, Kriterium der Schneidfähigkeit von Werkzeugen, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 525
- [68] K. Veska, Verschleissursachen und Standzeitermittlung an Kleinstbohren, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 529
- [69] G. Montag, F. Hierath, Verschleiss- und Standzeitverhalten unterschiedlich geschliffener Hartmetallwerkzeuge, Fertigungst. u. Betr. 17 (1967) 534
- [70] F. Mihalyi, Betrachtung zur Auswertung von Standzeit-Schnittgeschwindigkeitskurven, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 538
- [71] A. Wolf, H. J. Jacobs, Bestimmung der effektiven Standzeit beim Drehen mit variabler Schnittgeschwindigkeit, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 542
- [72] B. Colding, Ermittlung der wirtschaftlichen Standzeit beim Drehen und Schleifen, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 547
- [73] R. Göhlert, Untersuchungen zur Art und Grösse von Abstufungskriterien unter dem Aspekt des Standvermögens, Fertigungst. u. Betr., 17 (1967) 552
- [74] A. Missikewitsch, Leistungsverhalten und Wärmebehandlung verschiedener Schnellarbeitstähle, Savetovanje Magdeburg, DDR (1967)
- [75] H. J. Becker, Neuere Entwicklungen auf dem Gebiet der Schnellarbeitstähle, Savetovanje Magdeburg, DDR (1967)
- [76] A. Bhattacharyya, A. Ghosh, Diffusion Wear of Cutting Tools, 17. Konf. CIRP (1967)
- [77] Ø. Bjørke, B. Haugrud, Mathematical Methods in Planning of Machining Operations, 17. Konf. CIRP (1967)
- [78] M. Dlouhy, J. Houdek, Toughness of the Sintered Carbides, 17. Konf. CIRP (1967)
- [79] F. Giusti, Contribution à la mesure de la température de coupe dans les usinages par enlèvement de copeau des matériaux métalliques, Rapport No 3: Relevement continu de la température de coupe pendant l'usinage, 17. Konf. CIRP (1967)
- [80] R. S. Hahn, R. L. Price, A Nondestructive Method of Measuring Local Hardness Variations in Grinding Wheel, 17. Konf. CIRP (1967)



- [81] E. Lenz, Ein Gerät zur Messung der Spanzgeschwindigkeit, 17. Konf. CIRP (1967)
- [82] F. J. Lettner, A. E. Rezek, Cutting-Force-Investigation by a New Model, 17. Konf. CIRP (1967)
- [83] T. N. Loladze, Problems of Wear and Strength of Cutting Tools, 17. Konf. CIRP (1967)
- [84] M. E. Merchant, Progress and Problems in the Application of New Optimization Technology in Manufacturing, 17. Konf. CIRP (1967)
- [85] H. Opitz, K. Gühring, High Speed Grinding, 17. Konf. CIRP (1967)
- [86] G. Pahlitzsch, A. Willemit, Untersuchungen über das Trennen von Stählen mit Hartmetallbestückten Kreissägeblättern, 17. Konf. CIRP (1967)
- [87] J. Peklenik, M. Kubo, A Basic Study of a Three Dimensional Assessment of the Surface Generated in a Manufacturing Process, 17. Konf. CIRP (1967)
- [88] R. Salmon, G. D. McCulloch, W. B. Rice, Isothermal Patterns in Cutting Tools of Different Face Lengths, 17. Konf. CIRP (1967)
- [89] G. Spaans, Some Aspects of the Influence of Sulfur, Lead and Tellurium on the Cutting Forces in Cutting Low Carbon Steels, 17. Konf. CIRP (1967)
- [90] K. Uehara, On the Mechanism of Temperature Rise and the Choice of Tool Material in Electric Hot Machining, 17. Konf. CIRP (1967)
- [91] R. Venkataraman, J. Parker, Development of a Three Dimensional Cutting Edge Geometry for a Drill, 17. Konf. CIRP (1967)
- [92] V. C. Venkatesh, Further Contribution to a Study of the White Layer on HSS Tools, 17. Konf. CIRP (1967)
- [93] H. Yoshikawa, Simulated Grinding Process by Monte Carlo Method, 17. Konf. CIRP (1967)
- [94] N. N. Zorew, D. N. Klautsch, Eigenheit des Schleifvorganges beim intensiven Ermüdungsadhäsiven Verschleiss der Schleifkörner, 17. Konf. CIRP (1967)
- [95] A. G. Todd, J. S. Stafford, The Development of Cemented Carbides, AEI Engg. 7 (1967) 154
- [96] J. Cherry, A New Approach to the Prediction of Tool Wear, College of Aeronautics, Cranfield, Co A Memo No 130 (1967)
- [97] P. L. B. Oxley, Flow Stress Characteristics and the Machining Process, The Engineer, (1967) 140
- [98] E. J. A. Armarego, Machining with Double Cutting Edges Tools - I. Symmetrical Traingular Cuts, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 7 (1967) 23
- [99] G. Perotti, An Investigation on the Face Mill Inserted-Tip Geometry and Its Effects on Workpiece Vibrations, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 7 (1967) 55
- [100] J. S. Rao, I. B. K. Murty, Determination of Stresses in Single Point Cutting Tools, Int. J. Prod. Res., 6 (1967) 65

- [101] R.Nagarajan, J.S.Rao, Analysis of Interface Stresses in Cutting Tool, Int. J.Prod. Res., 6 (1967) 289
- [102] L.G.Jamar, R.A.Dudek, Cutting Fluid Lubricity and Surface Roughness in Turning, Int. J.Prod. Res., 6 (1967) 307
- [103] M.Blanc, Influence des traitements thermiques sur l'usinabilité des aciers, La machine-outil franc., (1967) br.229, s. 127
- [104] H.Takeyama, T.Ono, Basic Investigation of Built-up-Edge, J.Mech. Lab., 21 (1967) 115 (na japanskom)
- [105] H.Takeyama, T.Ono, K.Miyasaka, Study on Surface Roughness in Turning - Plain Carbon Steels, J.Mech.Lab., 21 (1967) 136 (na japanskom)
- [106] A.Yamada, H.Takeyama, Study on Cutting Mechanism of Face Milling with Carbide Tools - Measurements of Temperature Cycles of Cutting Edges at Various Cutting Conditions, J. Mech. Lab., 21 (1967) 148 (na japanskom)
- [107] K.Gühring, Leistungssteigerung der Schleifverfahren durch hohe Schnittgeschwindigkeiten, Ind.-Anzeiger, 89(1967)657
- [108] U.Degenhardt, Der Werkzeugverschleiss beim Veränderung der Schnittbedingungen, Ind.-Anzeiger, 89 (1967) 1465
- [109] H.J.Wiemann, D.Borse, Überblick über das Schleifen von Hartmetallprofilen im Flachschleifverfahren, Ind. Diam. Rev., 1 (1967) 23
- [110] F.Hughes, Der Einsatz von Diamantschleifscheiben, Ind. Diam. Rev., 1 (1967) 32
- [111] H.G.Amrhein, Über sinnvolle Kombinationen von elektrolytischem und konventionellem Schleifen, Ind. Diam. Rev., 1 (1967) 36
- [112] G.Pahlitzsch, Wissenschaftliche Erkenntnisse beim Einsatz von Diamanten in der Fertigungstechnik, Ind. Diam. Rev., 1 (1967) 43
- [113] J.Zirnbauer, Abhängigkeit des Meisselverschleisses vom Spanwinkel, Maschinenmarkt, 73 (1967) 502
- [114] W.N.Vandersluis, VR-65 wolframfreies Titancarbid erweitert den Bearbeitungsbereich von Hartmetall, Werkst. u. Betr., 100 (1967) 413
- [115] G.S.Reichenbach, J.J.Amero, L.P.Tarasov, F.S.Gibb, W.R.Backer Grinders Break Speed Barrier, Am. Mach. 111 (1967) br.14
- [116] E.J.Weller, B.Weichbrodt, Listen to Your Tools - They're Talking to You, Tool i Mfgr.Eng., 59(1967) br.1, str. 24
- [117] A.G.Baitov, Issledovanie sostojanija poverhnostnogo sloja metalla obrabotannogo frezami iz mineralokeramiki CM-332, Stanki i instr., 38 (1967) br. 1, str. 28
- [118] V.P.Parfenov, Izgotovlenie i oblast' primenenija tvrdo-splavnyh metčikov, Stanki i instr., 38(1967) br.1, str.35
- [119] A.V.Moločkov, Issledovanija plastičeskih deformacij v zone stružkoobrazovanija, Stanki i instr., 38 (1967) br. 2 str. 29

- [120] E.A. Markin, Vynuždennye kolebanija pri protjagivanii, Stan-ki i instr., 38 (1967) br. 2, str. 36
- [121] E.G. Ljutkevič, V.I. Antonjuk, G.P. Kulikov, Čistota poverhne-sti pri zenkerovanii, Stanki i instr., 38(1967)br.2, str. 40
- [122] N.P. Pančenko, Sostojanie poverhnostnogo sloja zakalenoj stali ŠH15 posle točenija, Stanki i instr., 38 (1967) br. 3, str. 29
- [123] A.I. Uršanskij, E.I. Bulatov, V.B. Ljubič, Tehnologičeskie smazki s disul'fidom molibdena, Stanki i instr., 38(1967) br. 3, str. 30
- [124] V.A. Žilin, A.A. Košeleev, Metčiki dlja narezanija rez'by v zakalenoj vysokomargancovistoj stali, Stanki i instr., 38 (1967) br. 3, str. 36
- [125] I.F. Dubrovin, V.V. Pahomov, Režuščije svojstva cel'nyh tver-dosplavn'y'h koncevnyh frez, Stanki i instr., 38 (1967) br. 3, str. 40
- [126] A.M. Rozenberg, O.A. Rozenberg, Issledovanie processa fer-mirovanija stružki pri melkorazmernom protjagivanii, Stan-ki i instr., 38 (1967) br. 4, str. 25
- [127] N.V. Nadeždina, N.A. Kalygina, O šlifuemosti tverdyh splavov almaznymi krugami, Stanki i instr., 38(1967) br.4, str. 30
- [128] N.I. Pikalov, Metčiki gaečnye dlja narezanija rez'by v tru-dnoobrabatyvaemyh materialah, Stanki i instr., 38 (1967) br. 5, str. 46
- [129] A. A. Asmus, I.K. Okolita, Racional'naja forma zatylovannoj poverhnosti instrumenta s šlifovannym profilem, Stanki i instr., 38 (1967) br. 8, str. 25
- [130] Ju. A. Geller, L.P. Pavlova, Povyšenie stojkosti režuščih in-strumentov putem azotirovanija, Stanki i instr., 38 (1967) br. 8, str. 28
- [131] N.F. Silant'eva, Stojkost' litogo instrumenta iz bystrore-žuščej stali R5M2F2 pri udarnoj nagruzke, Stanki i instr., 38 (1967) br. 8, str. 30
- [132] M.E. Šainskij, K vyboru režimov vibracionnogo šlifovanija i polirovanija, Vestn. Mašinostr., 47 (1967) br.1, str. 61
- [133] V.G. Podperkin, V.D. Šiškov, Optimal'naja geometrija instru-menta i skorost' rezanija pri torcovom frezerovanii lityh malomagnitnyh stalej, Vestn. Mašinostr., 47 (1967) br. 1, str. 66
- [134] L.K. Zotova, A.S. Šaškin, A.S. Gel'fond, Novye stružkoloma-tel'nye mehanizmy dla tokarnykh stankov, Vestn. Mašino-str., 47 (1967) br. 1, str. 68
- [135] K.F. Mitrjaev, Effektivnost' almaznoj dovodki torcovykh frez osnaščennyh tverdyh splavom, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 2, str. 70
- [136] M.E. Itkin, Naklep i ostatočnye naprjaženija pri fasonnom frezerovanii žaropročnogo splava EI617, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 2, str. 73

- [137] G.L.Kufarev, V.A.Naumov, Zakonomernosti iznosa tverdosplavnog rezca po zadnej grani, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 2, str. 75
- [138] A.V.Jahimov i dr., Preryvistoe šlifovanie, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 3, str. 76
- [139] V.F.Kravčenko, Ekonomičnye režimy rezanija pri černovom zubofrezerovanii, Vestn.mašinostr., 47(1967)br.4,str.66
- [140] E.V.Burmistrov, E.A.Mihajljuk, Proizvoditel'nye sposoby narezanija rez'by metčikami v žaropročnyh i titanovyh splavah, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 4, str. 68
- [141] A.N.Reznikov, M.I.Gofman, Vlijanie abrazivnogo i almaznogo šlifovanija na sostojanie poverhnostej i stojkost' instrumentov, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 5, str. 65
- [142] L.N.Berdnikov, Opredelenie optimal'noj formy zuba koncevoj frezy dlja obrabotki žeropročnyh stalej, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 6, str. 68
- [143] N.I.Tašlickij, Rasčet ekonomičeskoj stojkosti režuščih instrumentov, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br.7, str. 70
- [144] O.P.Iebedev, L.A.Janovskaja, Povyšenie iznosostojkosti metallorežuščego instrumenta s pomošč'ju disul'fidmolibdenovoj smazki, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br.7, str.74
- [145] L.I.Krušenko, G.G.Krušenko, Obrabatyvaemost' splava AI-27-1, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 8, str. 65
- [146] A.A.Tokarev, Obrabotka točnyh otverstij almaznymi rezcami, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 8, str. 70
- [147] B.F.Bobrov, Osobennosti stužkoobrazovanja pri peremeščenii režuščej kromki instrumenta vdol' samoj sebja, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 8, str. 72
- [148] A.I.Isaev, A.N.Ovseenko, Vybor optimal'noj toščiny obrazca pri opredelenii ostatočnyh naprjaženij v poverhnostnom sloe, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 8, str. 74
- [149] G.L.Cvirko, Šerohovatost' poverhnosti pri stroganii s mikropeređačami, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 9, str.75
- [150] M.F.Poletika, V.V.Melihov, Kontaktnye nagruzki na zadnej poverhnosti instrumenta, Vestn. mašinostr., 47 (1967) br. 9, str. 78
- [151] D.Vukelja, Prilog proučavanju uticaja oslanjanja karbidnih pločica i udarnog opterećenja na habanje alata, Saopštenja IAMA, 4 (1967) 441
- [152] J.Stanić, Obradivost sivog liva pri obradi bušenjem u domaćim proizvodnim uslovima, Saopštenja IAMA, 4 (1967) 453
- [153] B.Ivković, Uticaj kvaliteta obradjene površine na veličinu ekonomične brzine rezanja pri glodanju valjkastim glodalem, Saopštenja IAMA, 4 (1967) 465
- [154] M.Jovičić, Kriterijum zatupljenja tocila pri oštrenju reznih alata, Saopštenja IAMA, 4 (1967) 475
- [155] Ij.Dimitrijević-Marković, Prilog problemu kvaliteta površina, Saopštenja IAMA, 4 (1967) 499

- [156] I. Grebenc, Merenje obrade in hrapavosti na rezalnih ero-
dijij z otipavanjem, Strojniški vestnik, 13 (1967) 87
- [157] D. Vukelja, Temperatura površine rezanja pri obradi metala
na strugu, Mašinstvo, 16 (1967) M 44
- [158] J. Stanić, Prilog jedinstvenoj analizi kinematskih uglov-
nih elemenata klina reznog alata, Mašinstvo, 16 (1967) M 73
- [159] M. Jovičić, Analiza promena na radnoj površini točila i u
površinskom sloju obradjene površine radnog predmeta pri
brušenju, Mašinstvo, 16 (1967) M 141
- [160] B. Ivković, Odredjivanje obradivosti konstrukcijskih mate-
rijala i eksploatacijskih karakteristika glodača merenjem
intenziteta pomoću radioaktivnih izotopa, Mašinstvo, 16
(1967) M 184
- [161] D. Vukelja, Problemi glodanja pločastih i stringerastih e-
lemenata od Al-Cu-Mg-legura, Mašinstvo, 16 (1967) M 229
- [162] B. Popović, Matematičke metode za proračun faktora obrade
u tehnološkim postupcima, Mašinstvo, 16 (1967) M 237
- [163] J. Stanić, Analiza faktora kinetostatike procesa bušenja,
Mašinstvo 16 (1967) M 245
- [164] V. Milačić, J.R. Gartner, The Application of Correlation
Theory for the Investigation of Cutting Torque in Horizon-
tal Milling, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 7 (1967) 189
- [165] V. Milačić, Primena korelacione teorije za dinamičko ispi-
tivanje alatnih mašina, Saopšt. IAMA, 4 (1967) 379

V. Šolaja

Review of Metal Cutting Literature in 1967

The purpose of the review is to appraise the contributions to the knowledge of metal cutting appearing in the published literature in the period January-November 1967, and to present a digest of the various problems dealt with by researchers throughout the world to the audience of the IV. Yugoslav Production Engineering Conference to be held in May 1968 in Sarajevo. Owing to the fact that many specialized information appeared in various countries, the basic data are compiled from papers read at five conferences: (i) 16th CIRP Annual Assembly, Paris, France, September 1966 [2] - [30], (ii) Conference on Cutting Tools and Machinability, Trebinje, SFR Yugoslavia, June 1967 [31] - [40], (iii) 8th International Conference on Machine Tool Design and Research, September 1967, Manchester, U.K. [41] - [64], (iv) Conference on the Use and Economy of Cutting Tools, September 1967, Magdeburg, D.R. Germany [65] - [75], and (v) 17th CIRP Annual Assembly, October, Ann Arbor, Mich., U.S.A. [76] - [94]. In addition, the results shown in a number of papers [95] - [165] which have been selected from these published in U.K., France, Japan, B.R. Germany, U.S.A., U.S.S.R. and SFR Yugoslavia are included in the review. More than thirty single topics are covered such as mechanics of cutting, stresses and strains in cutting tools, chips and machined surfaces, cutting forces, built-up-edge, heat in cutting, tool wear, vibration in cutting, microstructure and machinability, surface finish, short tests of cuttability, economical criteria in metal cutting, new trends

in the optimization of manufacturing processes and the possibilities of computers and adaptive control, cutting tool materials, hardness and strength of cutting tools, high-speed machining, machining unmachinable, as well as the chosen information on milling, drilling, reaming, broaching, tapping and grinding.

IV. SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

J. Hribar^{x/}

SILE NA ALATU ZA OBRADU DRVETA

Poznavanje sile rezanja i njihove ovisnosti o utjecajnim parametrima je od važnosti koliko za pravilno dimensioniranje opterećenih dijelova stroja i reznog alata toliko i za pronalaženje optimalnog oblika reznog dijela alata te samog režima rada. Kao kod obrade metalnih materijala tako i kod drveta postoji čitav niz faktora, koji utječu na visinu sile rezanja odnosno na tzv. specifični otpor rezanja k_g izražen u kp/mm^2 presjeka skidane strugotine. Općenito ovaj otpor ovisi o:

- a/ mehaničkim svojstvima, strukturi i sadržaju vlage drveta,
- b/ geometrijskom obliku dijela alata,
- c/ o vrsti obrade tj. relativnom smjeru sile rezanja prema smjeru vlakana,
- d/ o obliku i veličini presjeka strugotine a u manjoj mjeri i o brzini rezanja.

U usporedbi s metalnim materijalima je određivanje sile rezanja kod obrade drveta utoliko složenije što se mehaničko-fizička svojstva drveta jako mijenjaju i sa smjerom prema vlakancima drveta. Poznato je, da je na primjer vlačna čvrstoća drveta u uzdužnom smjeru vlakana σ_p oko 10 - 25 puta veća od čvrstoće u poprečnim radijalnim i tangencijalnim smjerovima σ_{rad} i σ_{tg} . Isto tako su razlike u čvrstoćama na vlak, pritisak i savijanje kod drveta općenito nešto veće nego kod većine metalnih materijala. Nešto slično vrijedi i za module E u pojedinim smjerovima. Dok se kod metalnih materijala može računati sa istim E u svim smjerovima kod drveta je najveći E_1 oko deset puta veći od E_{tg} . Posljedica ovakove

^{x/} Dr. Josip Hribar, red.prof. Strojarско-brodograđevnog fakulteta Zagreb, Kačićeva 26, pošt.pret. 509.

anizotropije mehaničkih svojstava je ne samo nužnost da na primjer kod tokarenja odvojeno razmatramo uzdužno od čisto poprečnog već da i kod samog uzdužnog tokarenja treba pobliže uvažavati utjecaj, veličine kuta postave k rezne oštrice noža.

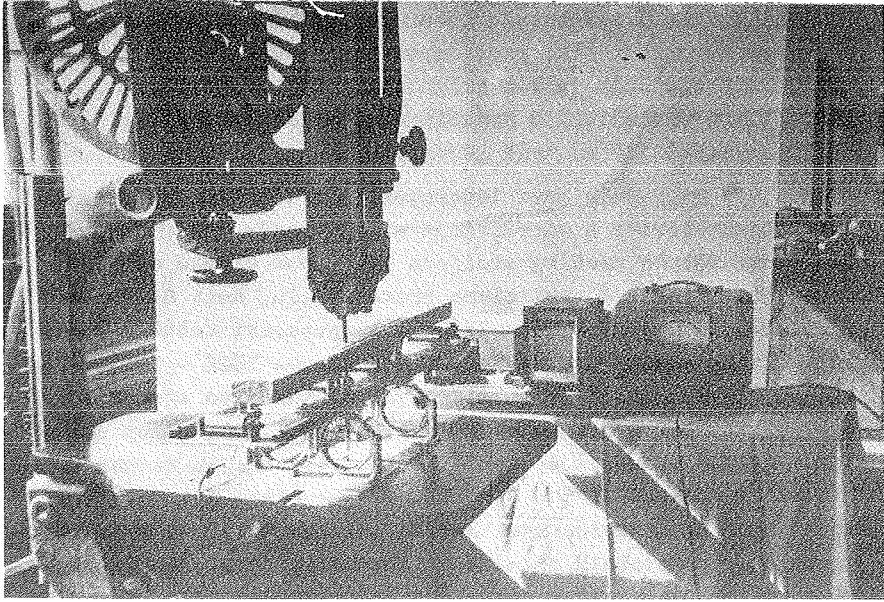
Posebno je važan problem oštrice alata te proces njegova zatupljivanja tokom rada. Oštrina alata, zadana veličinom karakterističnih kuteva te mikrogeometrijom radnog vrha alata, mijenja se tokom rada, prelazeći od neke idealne oštrine friško nauštrenog alata na početku rezanja brzo u neku, nazovimo je, radnu oštrinu, za koju uzimamo, da se zadržava kroz određeno, dulje, trajanje obrade nakon kojeg nastupa proces bržeg i izrazitijeg zatupljivanja alata. Zbog toga treba izbjegavati mjerenje sila rezanja samo za vrijeme prve faze idealne oštrine alata. Naravno da trajanje ove faze idealne oštrine nije kod svih vrsta alata i obrade podjednako dugo te možemo i bez potvrde eksperimenata očekivati veću razliku između blanjanja i brušenja te da se kod izvjesnih operacija brušenje faza idealne oštrine praktički posve gubi, dok se kod nekih drugih povoljnijih operacija relativno znatno produžuje.

Sam proces zatupljivanja je u stvari odnašanje materijala sa oštrice i njezine okoline. Pri tome razumljivo da sila trenja između skidane strugotine i radnih elemenata same oštrice i okolišnih površina igraju važnu ali ne uvijek i jedinu ulogu. Povišenje temperature do koje redovito dolazi na reznom dijelu alata zbog topline trenja, djeluje u smislu povećanja brzine zatupljivanja. S povećanjem brzine rezanja i porastom presjeka strugotine raste uz mehaničko i toplinsko opterećenje alata pa time i brzina njegovog zatupljivanja. Kod obrade drvnog materijala, pogotovo dovoljno vlažnog, danas se proces zatupljivanja pripisuje ne samo mehaničko-toplinskom opterećenju već dobrim dijelom i elektrokemijskom djelovanju vlažnog drvnog materijala na metalni materijal oštrice i okolišnog radnog vrha. Tumači se da vlažni drveni materijal djeluje kao elektrolit na metal, tim jače što je veće povišenje temperature oštrice u radu. Ovo djelovanje može bitno skraćivati trajanje oštrice i za inače relativno nisko mehaničko i toplinsko opterećenje alata, kako su prvi infor-

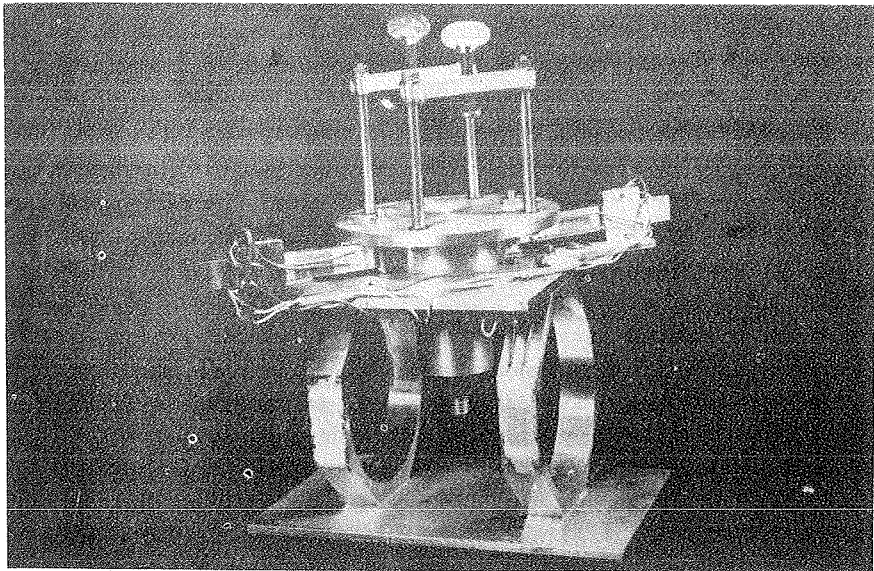
mativni pokusi u tom smislu pokazali. Stavljanjem alata pod odgovarajući električni protunapon uspijeva se ovo elektrokemijsko djelovanje sasvim prigušiti i time vijek trajanja alata bitno produžiti. O praktičnoj upotreblivosti ovog postupka se zasad još ne može govoriti.

Premda prva laboratorijaska ispitivanja na sektoru obrade drveta i određivanju sila rezanja datiraju još iz devete dekade prošlog stoljeća kao i kod obrade metalnih materijala, ipak je, relativno prema metalu, malo do danas učinjeno. Od ranijih razdoblja treba spomenuti nešto življu istraživačku djelatnost u Evropi u godinama 1926 - 1929, prikazanu u svega nekoliko publikacija, ne naročito opsežnih i sadržajnih. Nakon drugog svjetskog rata slijedi, nakon gotovo 20-godišnjeg zatišja, nekoliko interesantnijih radova u Finskoj a posljednji 5 - 6 godina i u Zapadnoj Njemačkoj. Sve to zajedno predstavlja ipak suviše skromnu količinu podataka, često puta nepotpunih a kadšto i neuzdanih. Kao primjer za to navodimo nepraktične formule za određivanje sila rezanja u poznatom priručniku Hütte iz godine 1953 kao i premršave podatke u Betriebsshütte iz godine 1964. Sve razvijenija domaća proizvodnja strojeva za obradu drveta kao i naša drvna industrija i njezin privredni značaj opravdavaju da se i kod nas razvija i provodi istraživačka djelatnost i na sektoru obrade drvnog materijala, kako u korist naše proizvodnje tako i u korist formiranja i uzdizanja naših mlađjih stručnih i istraživačkih kadrova. Ovdje prikazujemo rezultate dosadašnjih naših ispitivanja.

Određivanje sila rezanja ne da se uvijek direktnim mjerenjem jednostavno provesti. I ovdje su sile rezanja samo kod pokusa na tokarilici, stolarskoj tračnoj pili i vertikalnoj bušilici direktno mjerene, dok su sile na blanjatici određene indirektno iz mjerenja snage. Za mjerenje sila na tokarilici korištena je aparatura Hottinger za registraciju svih triju komponenata sile rezanja. Za sile na tračnoj pili i bušilici korištene su vlastite konstrukcije električnih mjernih doza s naljepljenim trakama uz direktno očitavanje sila rezanja odnosno i zakretnog momenta na mjernom instrumentu,



Sl. 1



Sl. 2

sl.1 i 2, te uz registraciju utroška električne energije.

Kao pokusni materijal bili su uglavnom bukovina i jelovina i to u vlažnom i u prosušenom stanju, a samo kod nekih pokusa radi djelomične usporedbe uzete su i hrastovina, borovina i jasenovina.

Tokarenje. Rezultati dosadašnjih pokusa^{x/} na tokarilici pokazani su na slikama 3 \bar{P} 8. Kod toga su k_s - vrijednosti određene iz izraza $k_s = \frac{P}{f}$, gdje je f - teoretski presjek strugotine = $t \cdot s$, a debljina strugotine $a = s \cdot \sin k$, gje je k = kut postave. Specifični volumen skinute strugotine V_s , izražen u dm^3/kWh , određen je prema lako izvedivom izrazu $V_s = \frac{367}{k_s}$ i predstavlja karakterističnu veličinu za rentabilnost postupka rezanja.

Sl.3. pokazuje opadanje k_s - vrijednosti s porastom debljine skidane strugotine a odnosno s porastom dubine tokarenja t i to kod uzdužnog tokarenja vlažne bukovine s 40 - 54 % vlaže i prostorne težine $\gamma = 0,70 - 0,74 \text{ g/cm}^3$.

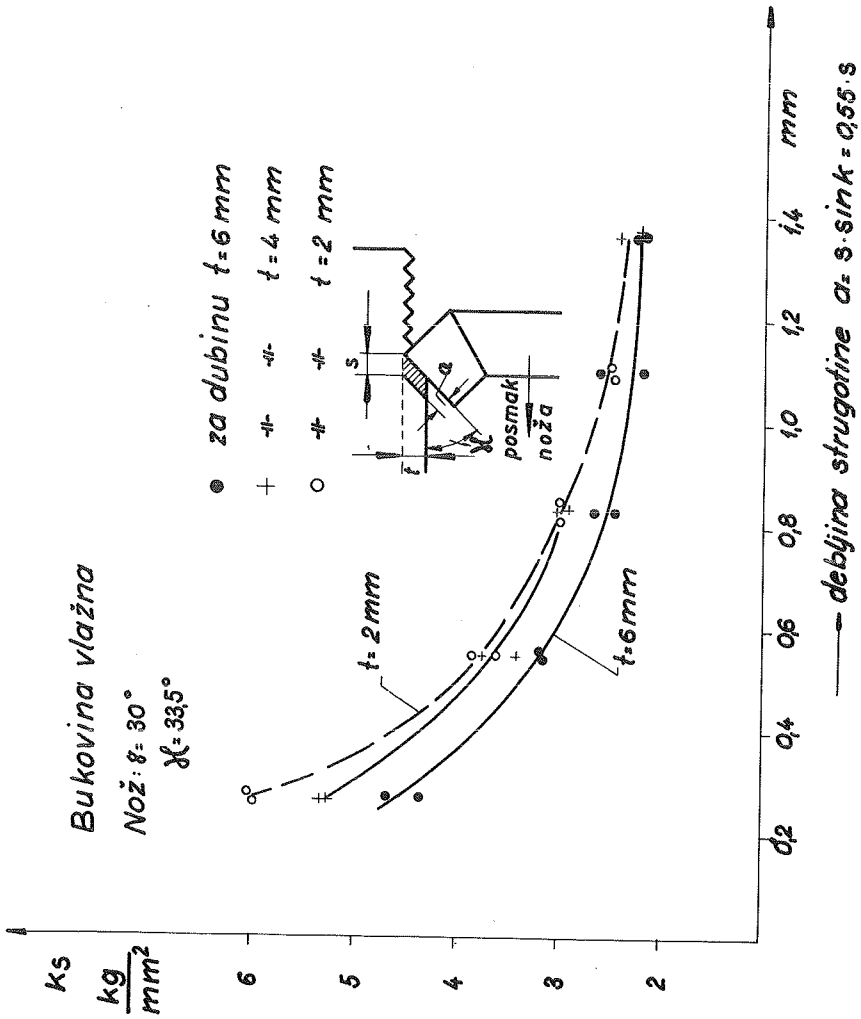
Sl.4 pokazuje ovisnost specifičnog volumena V_s za vlažnu bukovinu i jelovinu o debljini strugotine a i to za oštri nož s prednjim kutom $\gamma = 45^\circ$ te kutom postave $k = 45^\circ$.

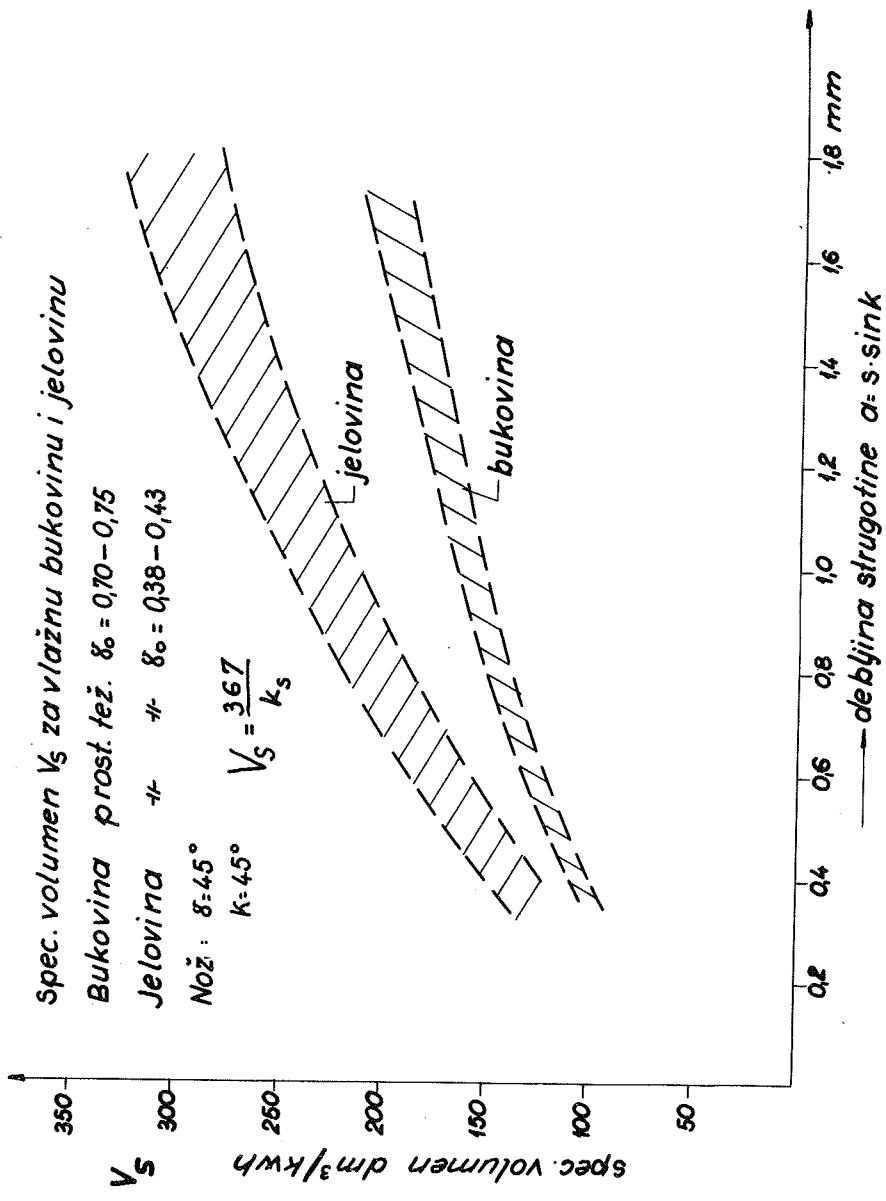
Sl.5. pokazuje k_s - vrijednosti u ovisnosti o oštadini noža te kutu postave k i to za vlažnu bukovinu i presjek strugotine $f = 6 \times 2 \text{ mm}^2$. Kod uzdužnog tokarenja biti će dakle za kut postave $k = 45^\circ$ specifični otpor k_s najmanji. S porastom prednjeg kuta noža γ imamo neprekidno opadanje k_s -vrijednosti.

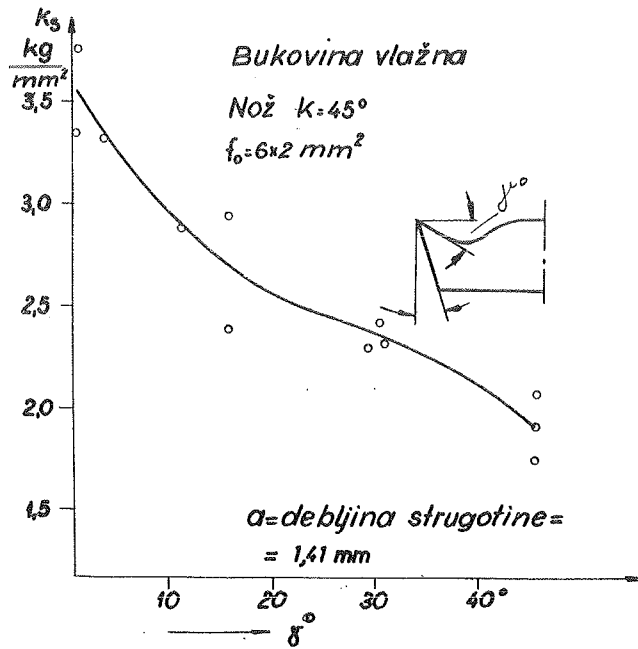
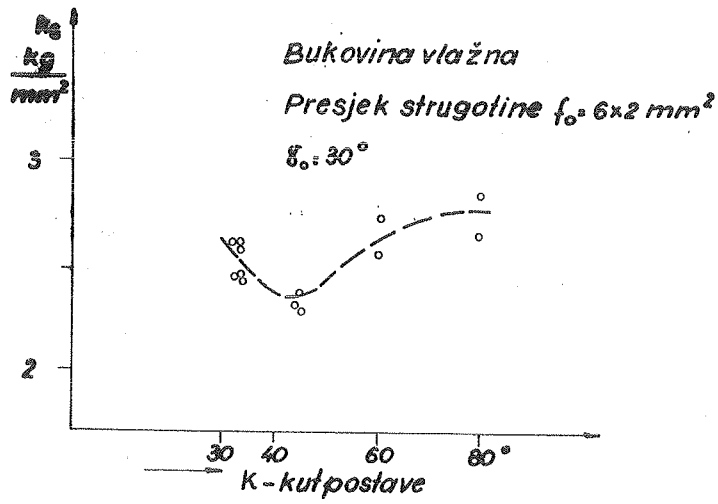
Sl.6 pokazuje k_s -vrijednosti za poprečno tokarenje vlažne bukovine u ovisnosti o debljini odnosno presjeku strugotine. Oblik noža za poprečno rezanje ima prednji kut $\gamma = 20^\circ$, dužine glavne oštrice 12 mm. Usporedba sa slikom 3 pokazuje ovdje znatno niže k_s -vrijednosti za istu debljinu strugotine.

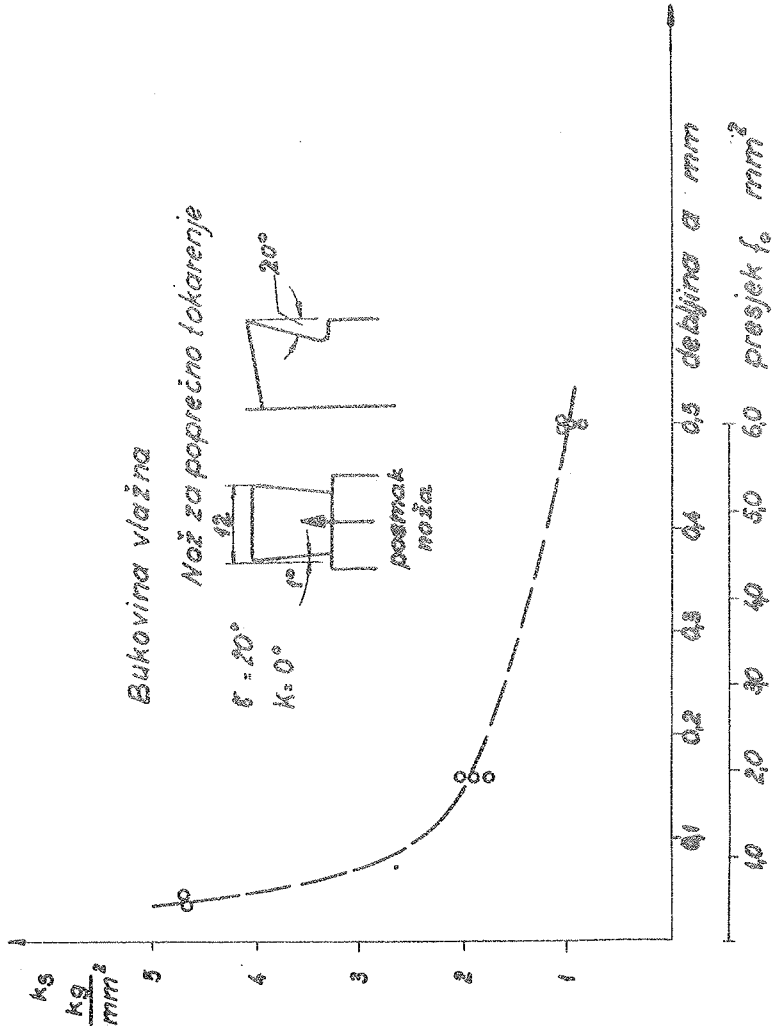
Sl.7. pokazuje dobro poklapanje krivulje $k_s = \frac{2,35}{0,46}$ s rezultatima pokusnog uzdužnog tokarenja vlažne bukovine uz dubine rezanja t od 2 - 6 mm.

x/ Ispitivanja su vršena u Zavodu za drvo i nemetale Strojarsko-brodograđevnog fakulteta u Zagrebu a uz finansijsku pripomoć Savjeta za naučni rad SR Hrvatske, te uz suradnju predavača ing.A.Povrzanovića i asistenta ing.A.Mulca.







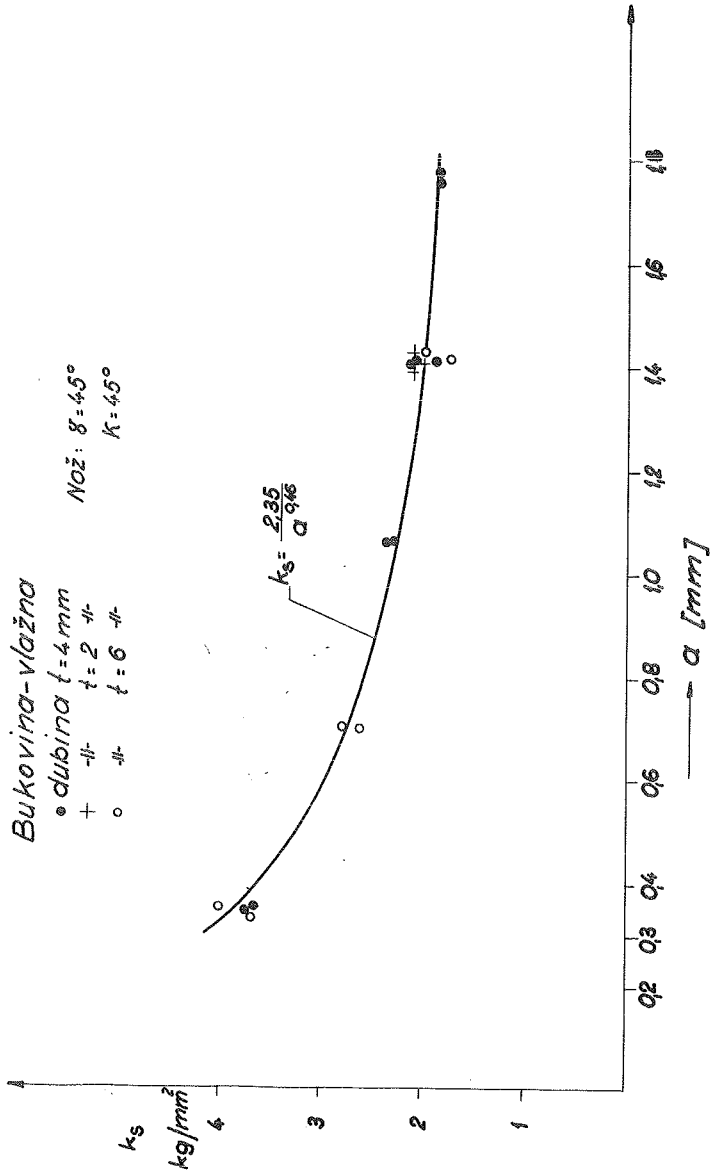


Bukovina-vlažna

• dubina $t=4\text{ mm}$
+ " " $t=2$ " "
○ " " $t=6$ " "

Nož: $\delta=45^\circ$

$K=45^\circ$



Sl.8. pokazuje neovisnost sile rezanja P_v kod uzdužnog tokarenja o brzini rezanja unutar širokog područja brzina od 20 do 800 m/min. Postoji ali izvjesni utjecaj na izgled skidane strugotine.

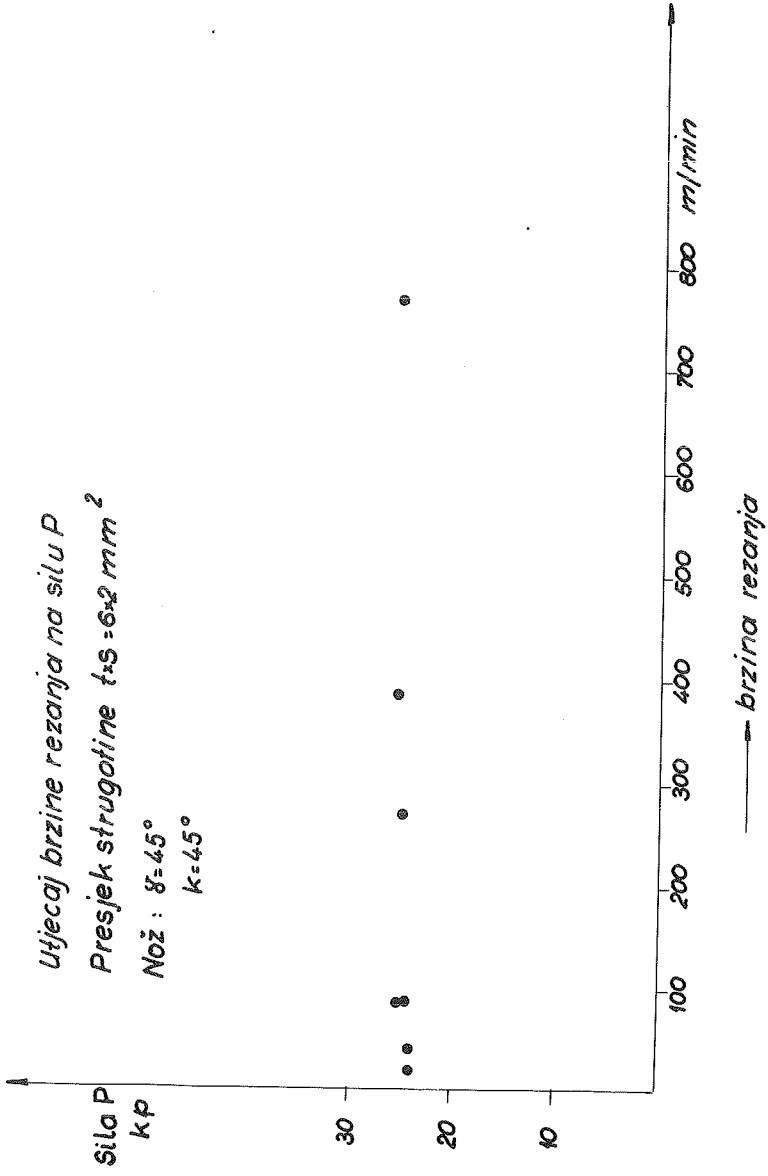
Pokusi na blanjalicu s automatskim posmakom daske $s = 140$ mm/sec. s 2 noža na vretenu, obodne brzine 18,9 m/sec. Obzirom na zarezasti oblik strugotine računato je sa srednjom debljinom strugotine $a_{sr} = 0,131 \cdot \sqrt{t}$, t = dubina reza, srednjim presjekom $f = a_{sr} \cdot b$, b = širina daske i srednjim specifičnim otporom k_s . Iz volumena skinute strugotine $V = b \cdot t \cdot L$, gdje je L = dubljina daske i utrošene energije za samo rezanje E_r određen je specifični volumen $V_s = \frac{3,6 \cdot V}{E_r}$ a odatle srednji specifični otpor $k_s = \frac{367}{V_s}$.

Rezultate jedne serije pokusa pokazuju slijedeći dijagrami. Sl.9. pokazuje porast V_s -vrijednosti a time i rentabilnosti rada s porastom debljine skidanog sloja t i to za vlažnu bukovinu i jelovu dasku.

Sl.10. pokazuje k_s -vrijednosti za suhu i vlažnu bukovinu i to u ovisnosti o srednjoj debljini skidane strugotine a_{sr} . Vidi se poznato opadanje k_s -vrijednosti s porastom debljine strugotine.

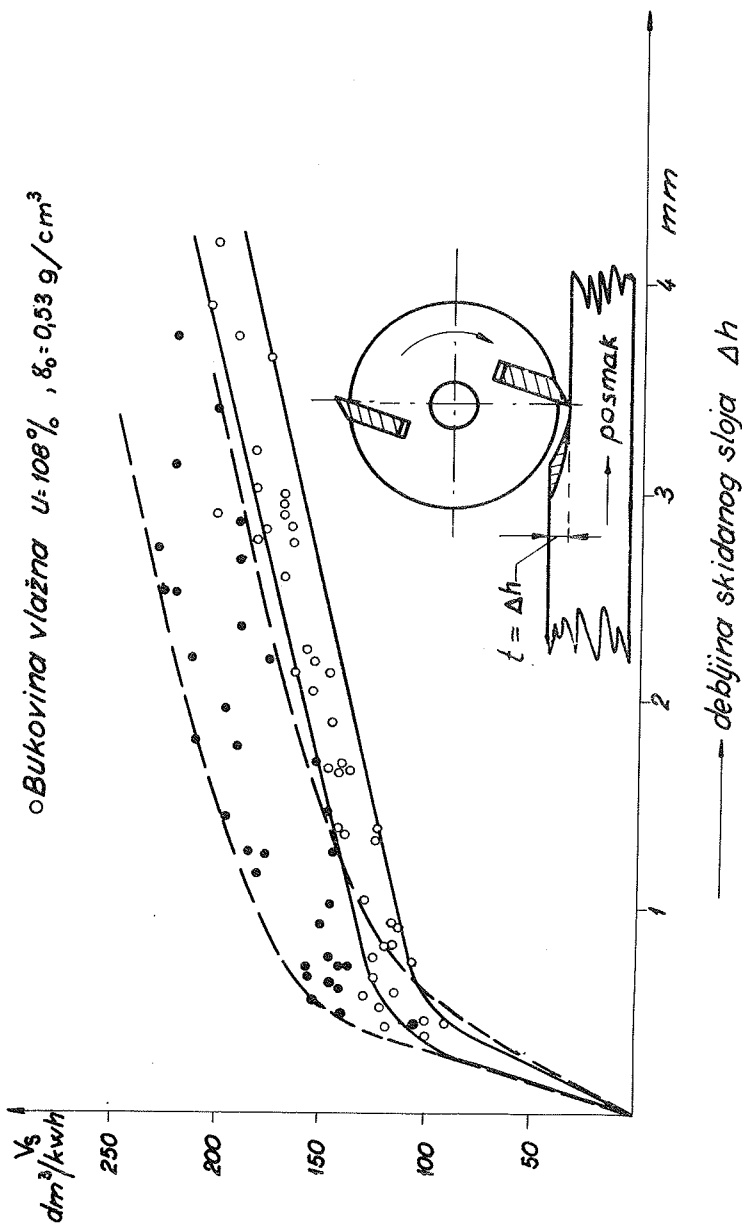
Sl.11. pokazuje V_s -vrijednosti i k_s -vrijednosti i to za vlažnu i smrznutu smrekovu dasku u ovisnosti o debljini skidanog sloja $t = \Delta h$

Pokusi na stolarskoj tračnoj pili. Brzina lista pile bila je $v = 22,0$ m/sec. Zubni korak $t = 7,83$ mm, prednji kut zuba $\gamma = 5^\circ$. Broj zubaca u zahvatu definiran je sa $z_{rez} = \frac{h}{t}$, gdje je h = debljina piljene daske. Volumen pilotine V u jednoj sekundi $V = S \cdot s \cdot h$, s = automatski posmak daske u mm/sec., S = širina propiljka u mm. Broj zubaca koji ulaze u rad u 1 sekundi $z = \frac{1000 \cdot v}{t}$. Posmak po 1 zubcu $s_z = \frac{s}{z}$. Presjek strugotine $f = s_z \cdot z_{rez} \cdot S$ za sabite zupce, odnosno, $f = \frac{1}{2} \cdot s_z \cdot z_{rez} \cdot S$ za iskrenute zupce. Mjerenjem sile rezanja P , uz istodobnu registraciju i snage rezanja radi kontrole, nađe se specif. otpor rezanja $k_s = \frac{P}{f}$, odakle se na-

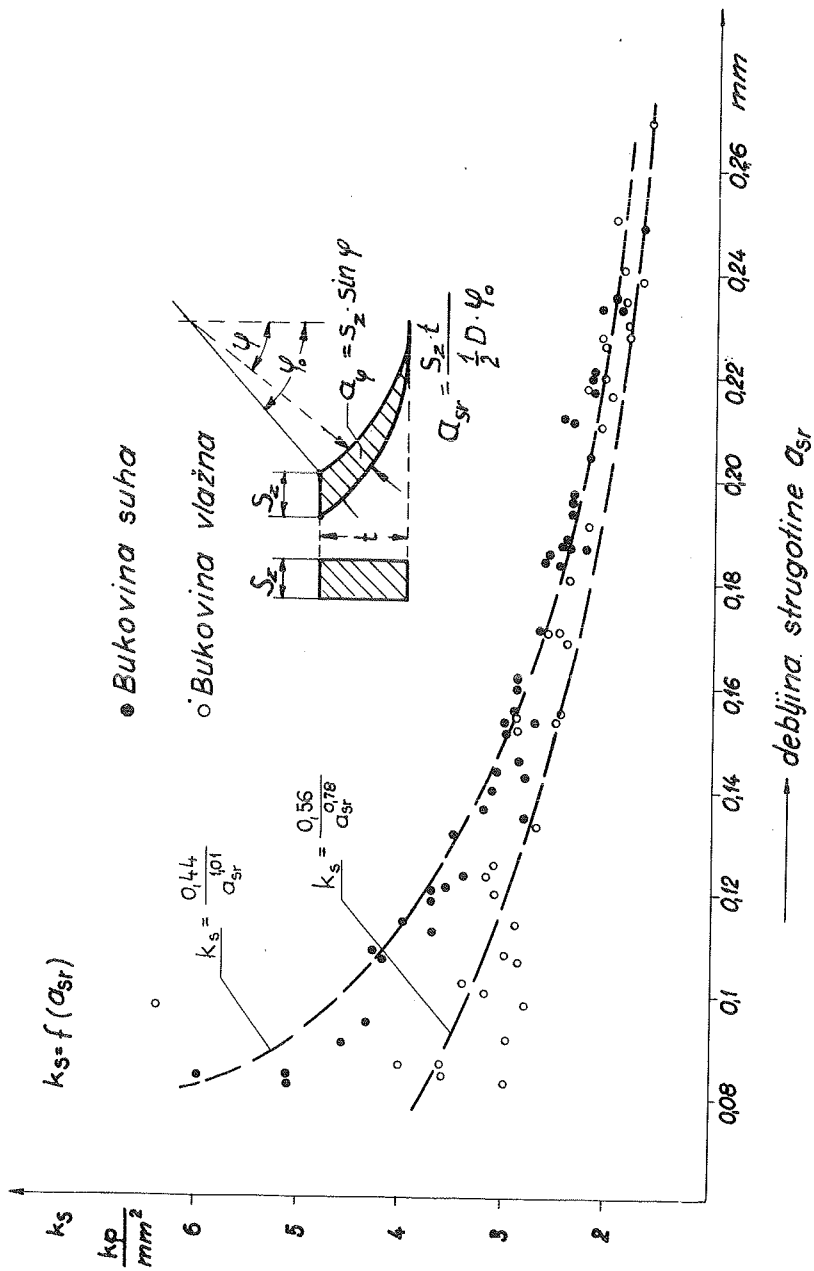


● Jelovina vlažna

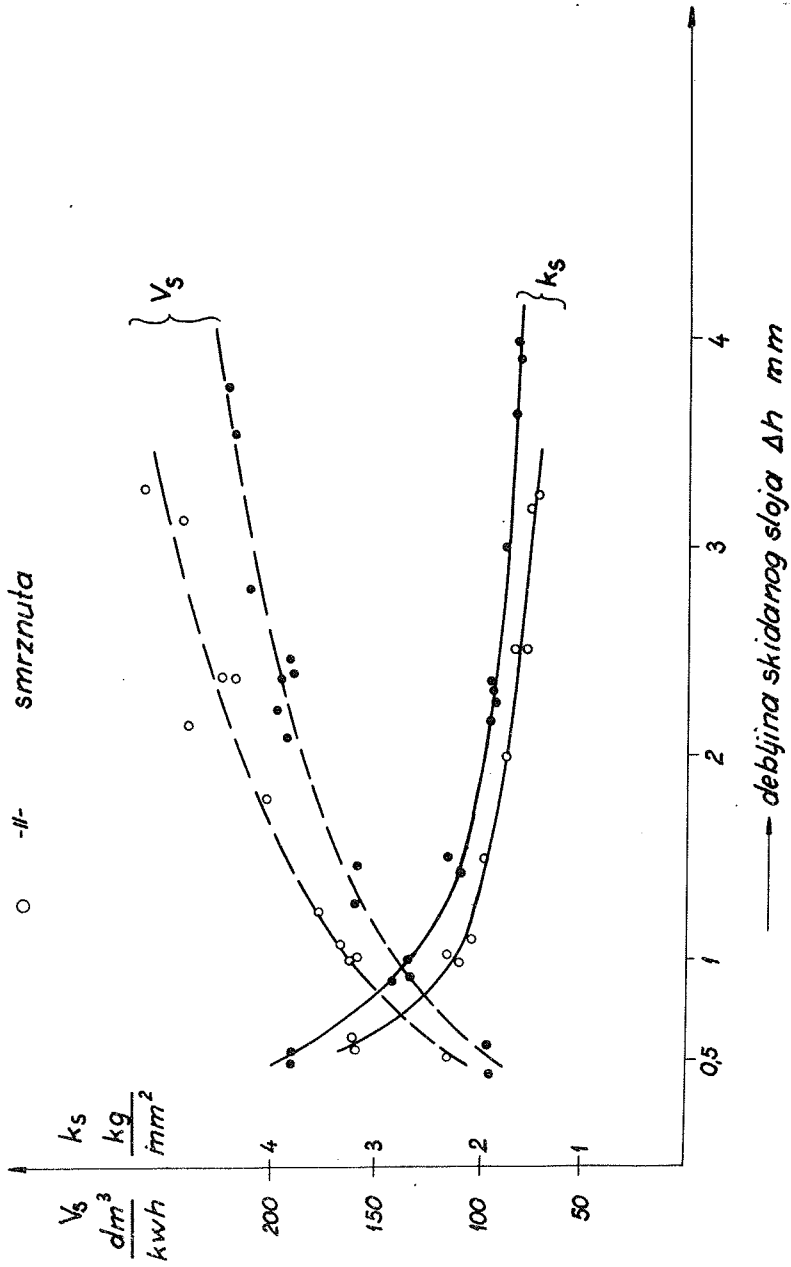
○ Bukovina vlažna $u=108\%$, $\rho_0=0,53\text{ g/cm}^3$



Sl.9



● smrekovina vlažna



Sl.11

de specifični volumen $V_s = \frac{367}{k_s}$. Iz mjerenja snage za samo

rezanje N_r nađe se specifični volumen $V_s = \frac{3,6 \cdot V}{N_r} \frac{\text{dm}^3}{\text{kWh}}$,

gdje je: $V = 60 \text{ s h}$ \tilde{S} = volumen strugotine u mm^3/min , i
specifični otpor $k_s = \frac{367}{V_s} \text{ kp/mm}^2$.

Sl.12 pokazuje V_s i k_s -vrijednosti u ovisnosti o zubnom posmaku s_z i to za vlažnu i suhu bukovinu, a sl.13 to isto za suhi hrast i suhu jelovinu.

Pokusi na stupnoj bušilici. Mjerena je aksijalna sila P_a i zakretni moment M pomoću dinamometra prema slici 2 te posmak i turaža svrdla i to u ovisnosti o:

- promjeru i obliku svrdla,
- smjeru bušenja prema vlakancima drveta,
- veličini posmaka svrdla s odnosno o veličini presjeka skidane strugotine
- vrsti i vlažnosti drveta,
- dubini prodiranja svrdla u drvo,
- predbrušenju i promjeru predbrušene rupe.

Kod svrdla s 2 glavne oštariče definiran je presjek strugotine f , vidi sl.14.

$$f = \frac{D \cdot s}{4}, \text{ a sila rezanja } P_r = f \cdot k_s = \frac{D \cdot s}{4} \cdot k_s$$

gdje je $D = \emptyset$ svrdla, S = posmak svrdla u mm/okret.

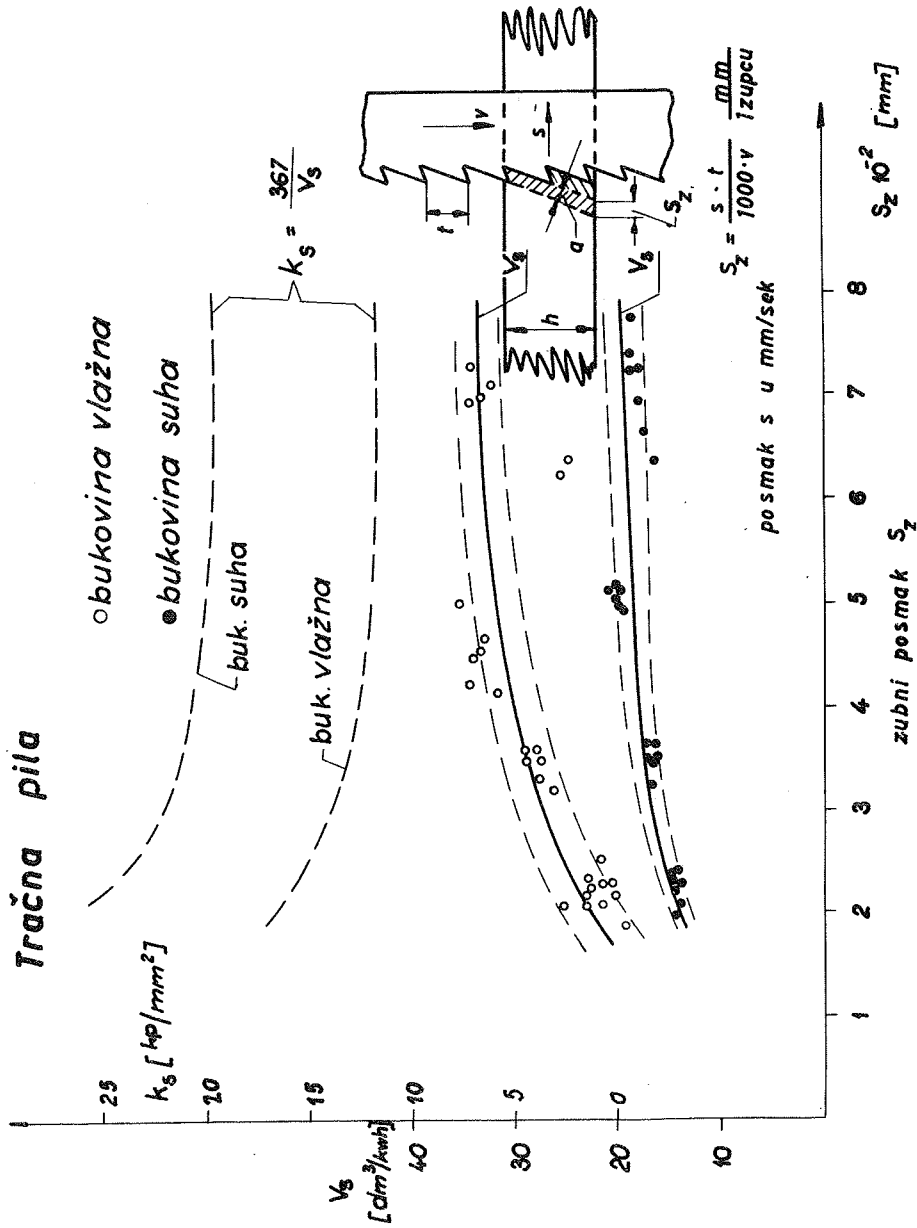
Zakretni moment M definiran je sa

$$M = \frac{P_r \cdot D}{2} = \frac{D^2 \cdot S}{8} \cdot k_s \quad \text{odakle se određuje specifični}$$

$$\text{otpor rezanja } k_s = \frac{8M}{D^2 \cdot s}, \quad \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2}$$

Snaga rezanja je

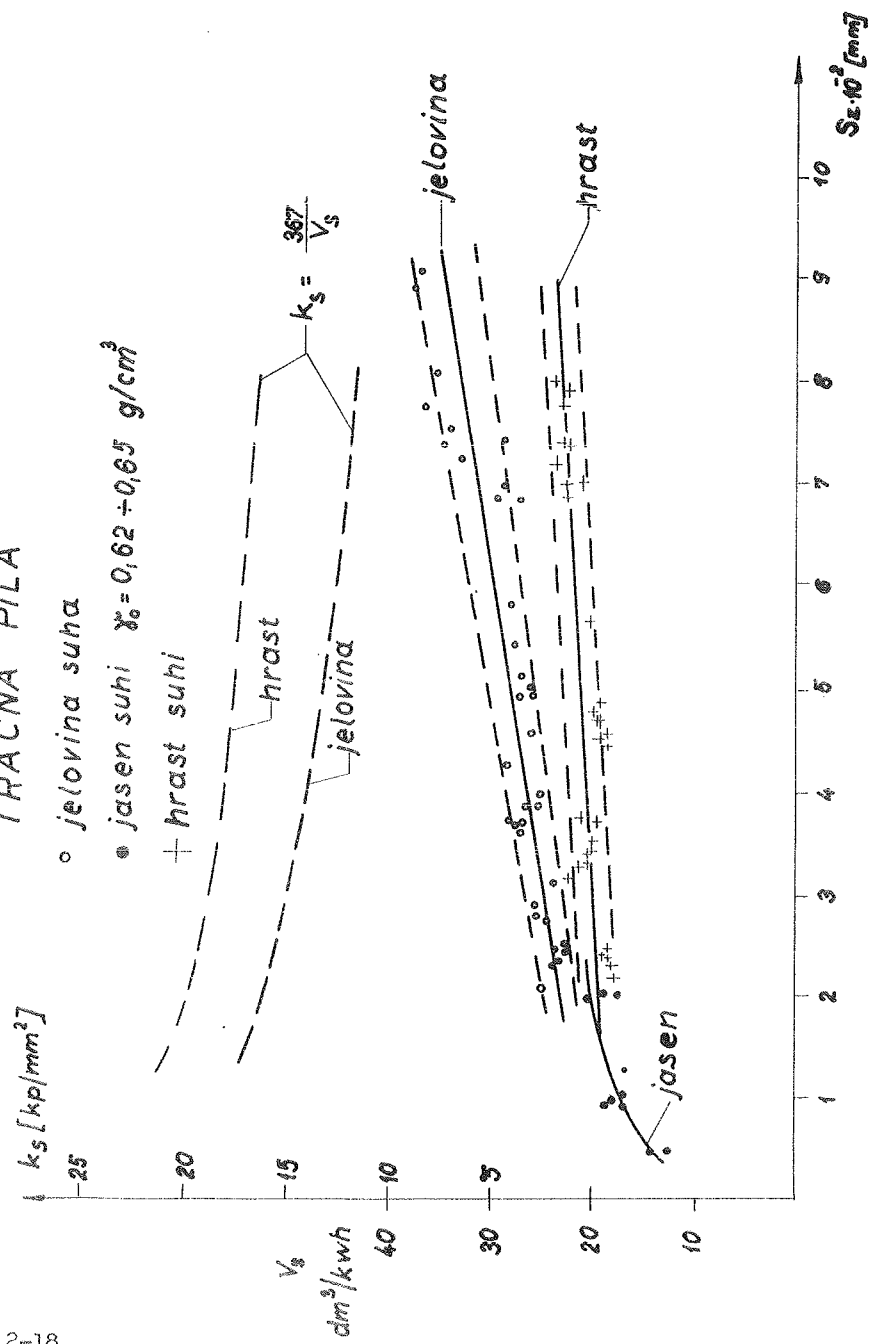
$$N_{\text{rez}} = 2 \cdot P_r \cdot \frac{D \cdot \pi \cdot s \cdot n}{2.60 \cdot 102000} = \frac{D^2 \cdot \pi \cdot s \cdot n \cdot k_s}{4.6 \cdot 120000} = \frac{V \cdot k_s}{6,12 \cdot 10^6}$$

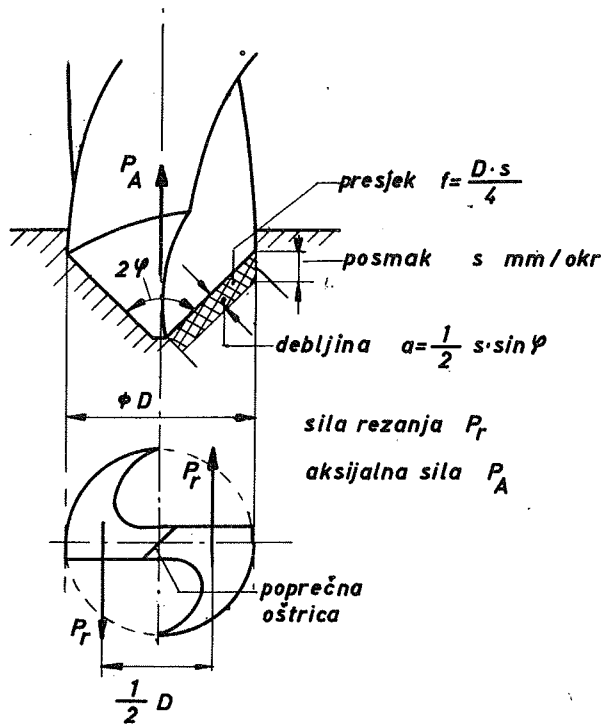


Sl.12

2-17

TRAČNA PILA





Sl.14

gdje je $V = \frac{D^2 \cdot \pi \cdot S \cdot n}{4}$ - skinuti volumen strugotine u mm^3/min . Odatle je konačno specifični volumen:

$$V_S = \frac{60 V}{10^6 \cdot N_{\text{rez}}} = \frac{367}{k_S} \frac{\text{dm}^3}{\text{kWh}}$$

Interesantniji rezultati dosadašnjih pokusa predloženi su na sl. 15 - 20 i vrijede za spiralna svrdla i male posmake $s = 0,08 \text{ mm/okr}$ te za bušenje u dobro prosušenu bukovinu i smrekovinu.

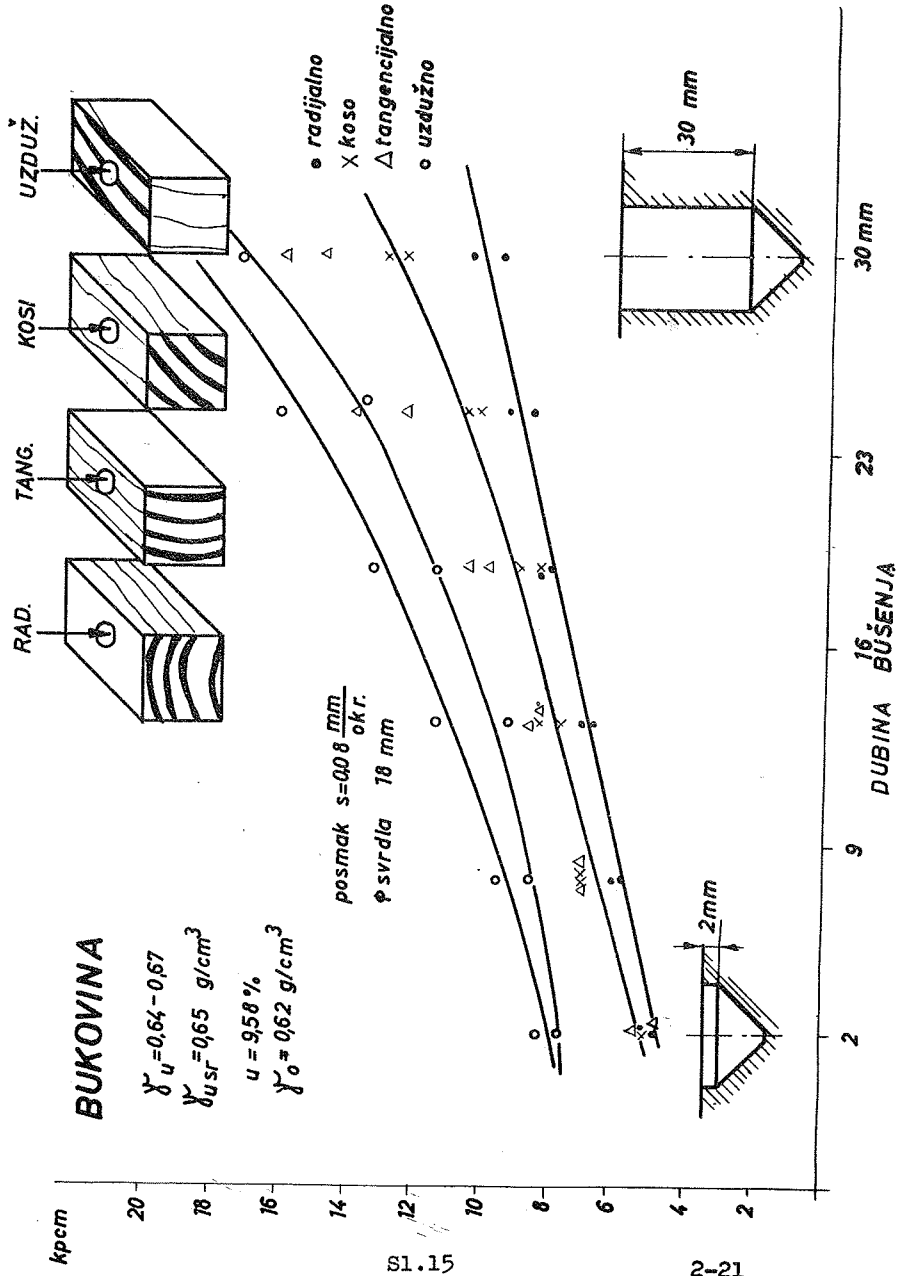
Sl.15 pokazuje ovisnost zakretnog momenta o smjeru bušenja te o dubini bušenja. Vidi se, da bušenje u uzdužnom smjeru vlaknaca zahtijeva najveće zakretne momente, te da kod dubine od 30 mm još uvijek nije postignuta najveća vrijednost zakretnog momenta za svrdla $\varnothing 18 \text{ mm}$.

Sl.16 pokazuje ovisnost zakretnog momenta o smjeru i dubini bušenja u smrekovinu i to za \varnothing svrdla od 18,23 i 30 mm.

Sl.17 pokazuje utjecaj \varnothing spiralnog svrdla te dubine bušenja na visinu zakretnog momenta kod bušenja u suhu bukovinu a sl. 18 to isto u suhu smrekovinu.

Sl.19 pokazuje k_S i V_S -vrijednosti za suhu bukovinu i smrekovinu u ovisnosti o \varnothing svrdla i za dubine bušenja 30 mm. Vidi se opadanje k_S i porast V_S - vrijednosti s porastom \varnothing svrdla.

Sl.20 pokazuje visinu aksijalne sile P_A u ovisnosti o \varnothing svrdla kod kosog i uzdužnog bušenja u punu bukovinu i u predbušenju sa \varnothing svrdlom od 4 mm. Vidi se da predbušenje daje jaku redukciju aksijalne sile P_A , što se ali ne očituje naročito i na redukciju zakretnog momenta. Pokusi su nadalje pokazali, da visina aksijalne sile P_A ne ovisi o dubini bušenja, ali jako ovisi o širini poprečne oštrice, zbog čega i kod malih svrdla sa širokom poprečnom oštricom imamo relativno velike aksijalne sile.



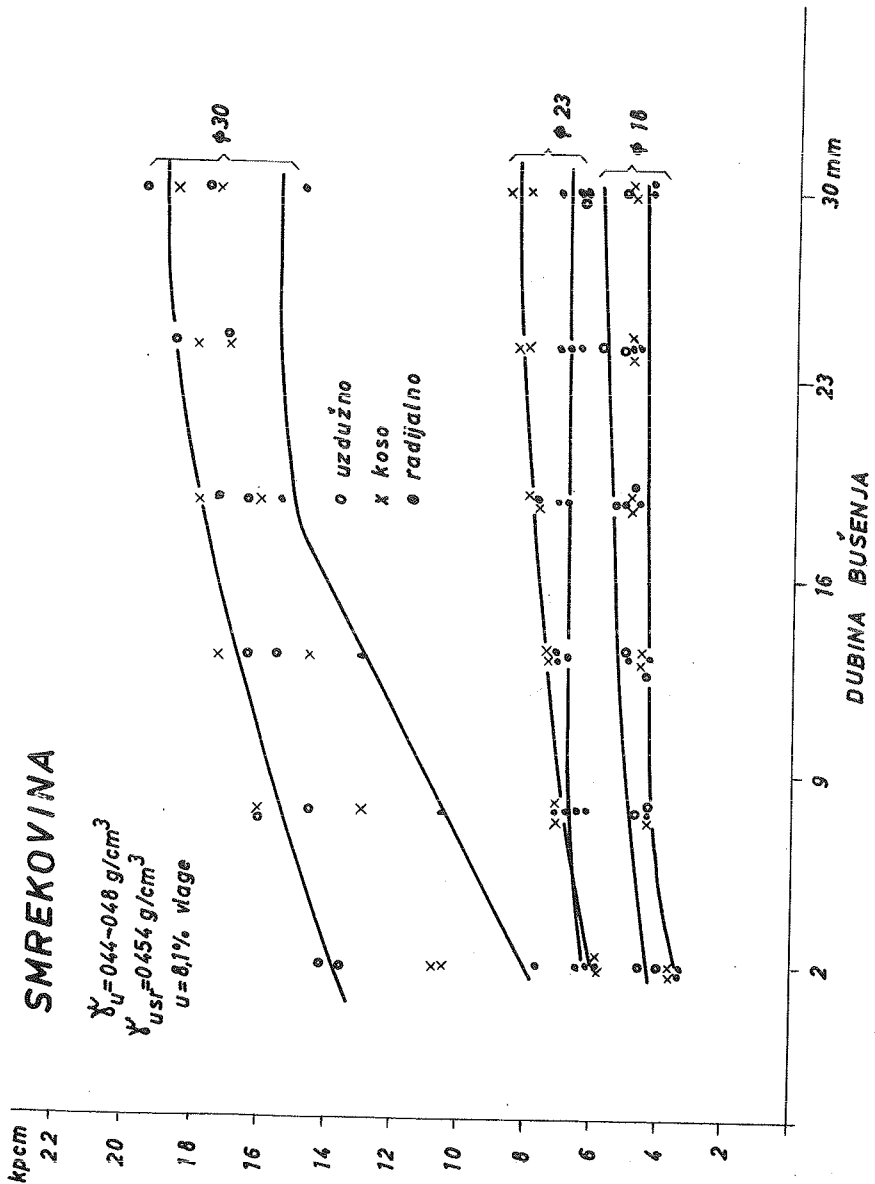
kpcm

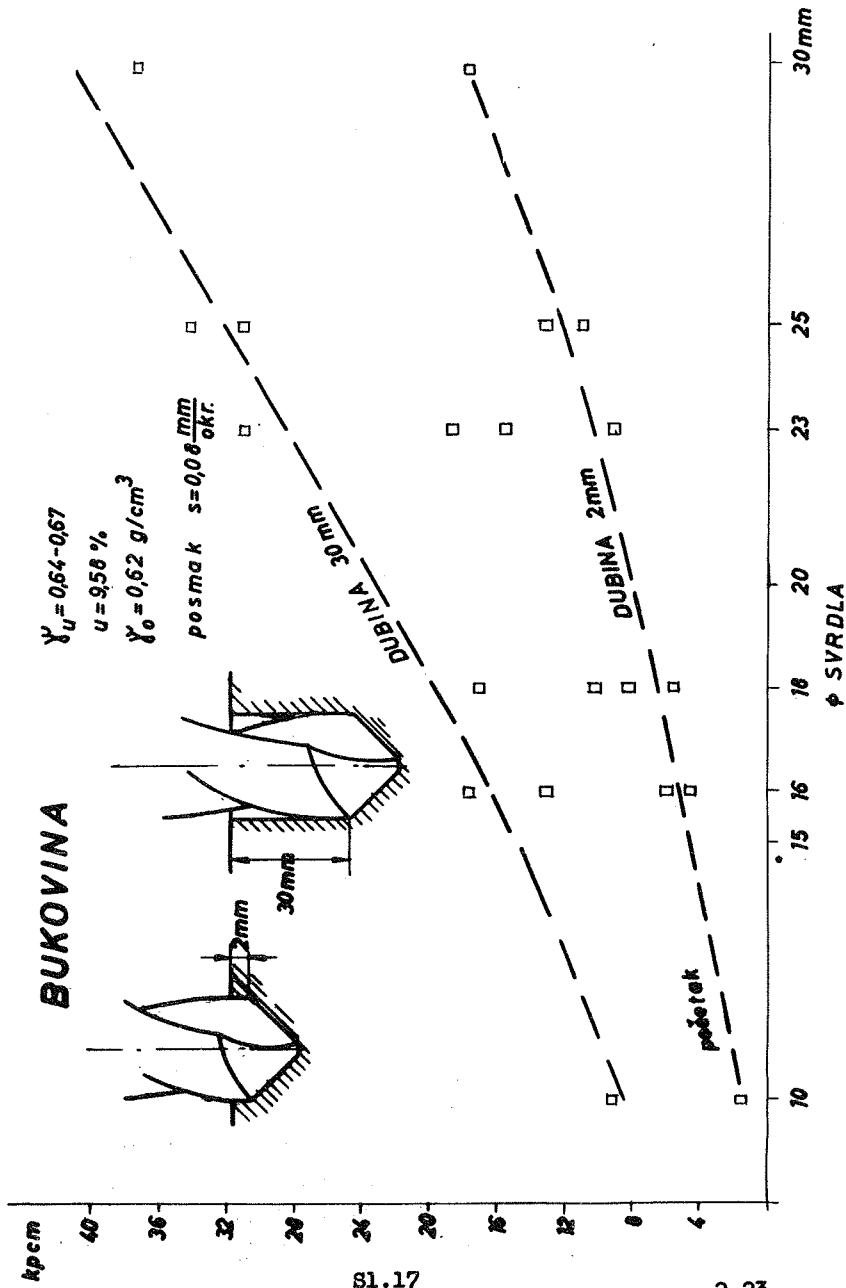
SI.15

2-21

SMREKOVINA

$\gamma_{dU} = 044-048 \text{ g/cm}^3$
 $\gamma_{usF} = 0454 \text{ g/cm}^3$
 $u = 8,1\% \text{ vlage}$

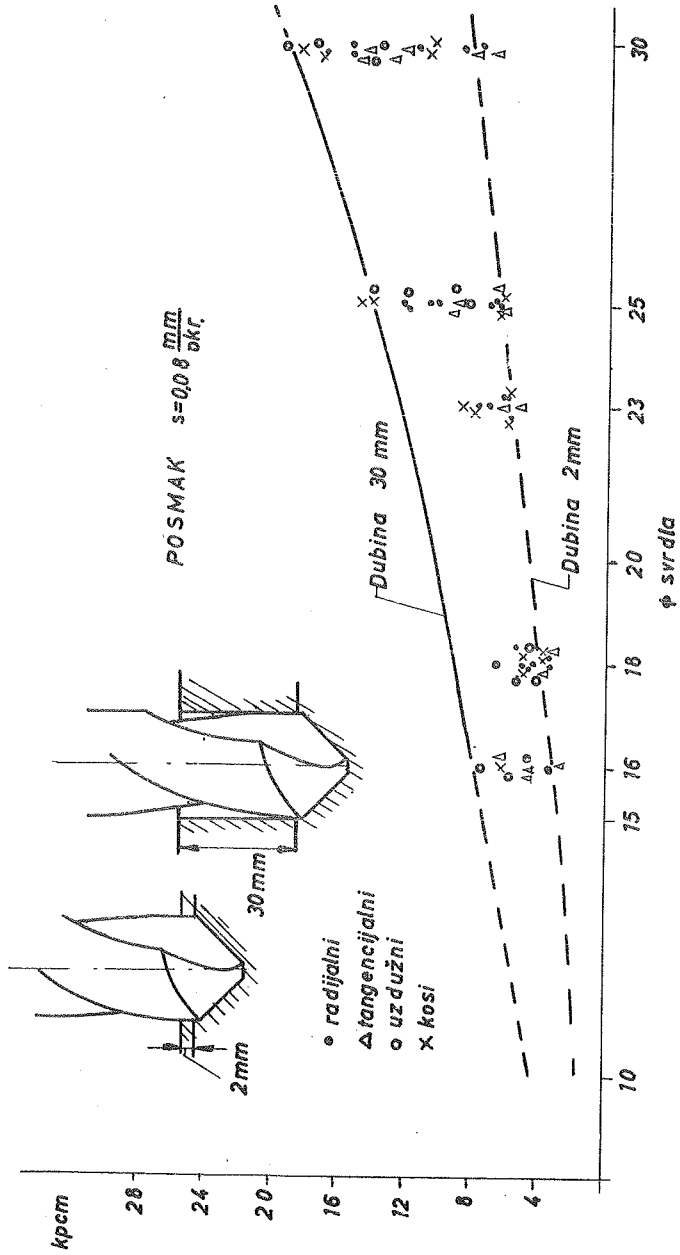




SMREKOVINA

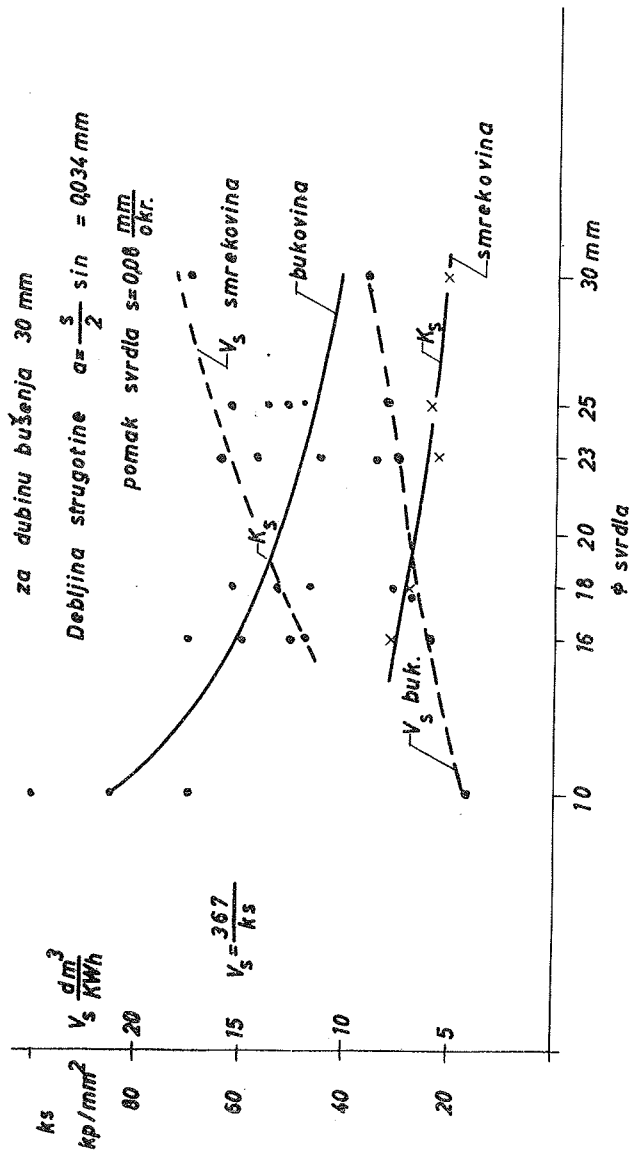
$$V_u = 0,44 \rightarrow 0,48$$

$$U = 8,1\%$$



81.18

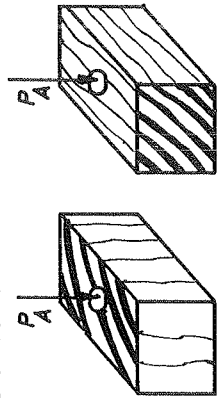
K_s i V_s vrijednosti u ovisnosti o ϕ svrdla



BUŠENJE. BUKOVINA

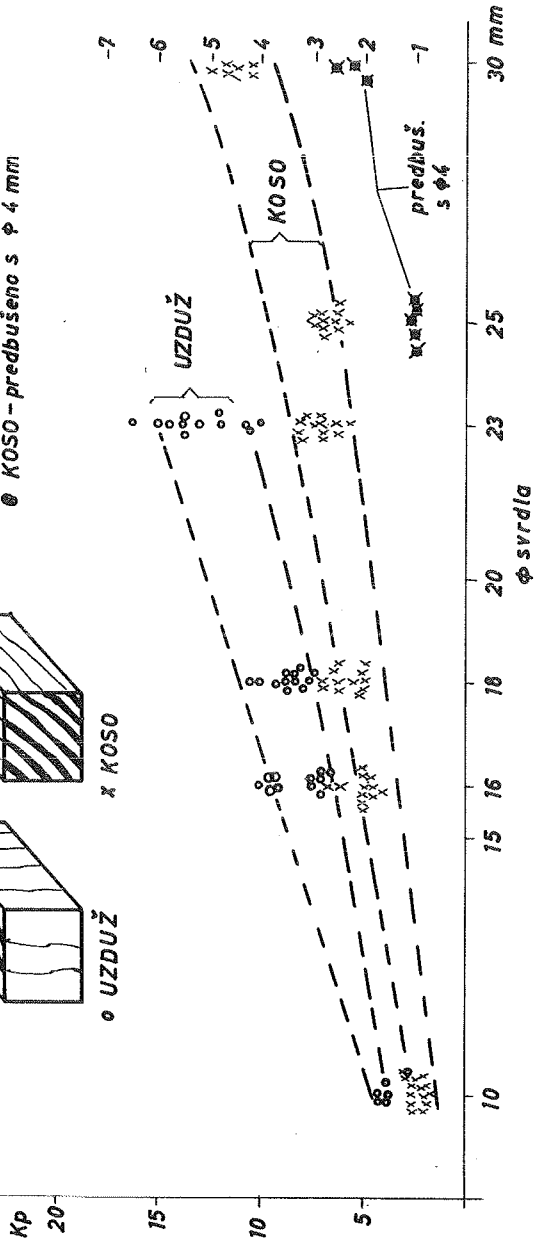
$$\gamma_u = 0,66 \pm 0,67 \text{ p / cm}^3$$

$$U = 9,5\%$$



x KOSO
o UZDUŽ
⊙ KOSO - predbušeno s φ 4 mm

AKSIJALNA SILA P
SI.20



IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

J. Stanić x)

UTICAJ USIOVA OBRADE NA MEHANIKU PROCESA BUŠENJA SILUMINA xx).

1. Uvod

Sistematska eksperimentalna ispitivanja [1], koja su izvedena sa domaćim zavojnim burgijama JUS K.D3.020 standardnih vrednosti geometrijskih elemenata i standardne geometrijske forme, pokazala su da proces bušenja domaćeg silumina JUS C.02.300 stalno prati, pod odredjenim uslovima, fenomen hladnog zavarivanja (čvrstog lepljenja) strugotine na zidovima zavojnih žljebova alata i drugim reznim elementima zavojnih burgija. Ova negativna pojava toliko je intenzivna da posle relativno kratkog vremena rezanja nastupa trenutni lom burgije, iako se na alatu nisu pojavili nikakvi tragovi habanja reznih elemenata. Stoga, isključujući ostale parametre obradivosti silumina, fenomen čvrstog lepljenja strugotine svrstava silumin u klasu teže obradivih materijala.

U Saopštenju su izloženi rezultati ispitivanja obradivosti silumina i definisani neki od uslova pri kojima se isključuje proces čvrstog lepljenja strugotine i omogućuje laka obrada silumina u pogonima metaloprerade.

x)

Joko P. Stanić, mgr., dipl.ing., asistent 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 "Sistematsko ispitivanje obradivosti pri obradi rezanjem domaćih konstrukcijskih materijala domaćim alatima" u čijem finansiranju učestvuje Savezni i Republički fond za naučni rad i niz privrednih i ostalih organizacija.

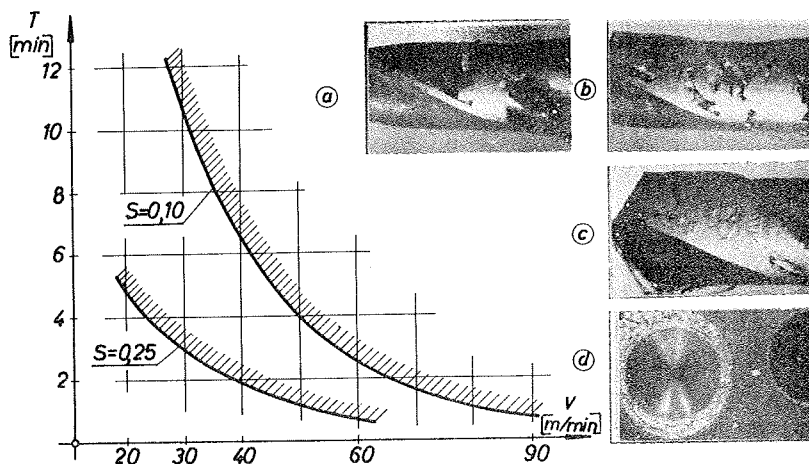
2. Režimi i uslovi ispitivanja

Ispitivanje obradivosti silumina JUS C.C2.300, odnosno fenomena hladnog zavarivanja strugotine na radnim elementima alata, izvedeno je pri sledećim režimima i uslovima:

- (i) Uglova geometrija alata zadržana je nepromenjenom u toku opita ($\psi = 52^\circ$, $\alpha = 59^\circ$ i $\alpha_0 = 12^\circ$), sem izuzetno pri ispitivanju uticaja ugla vrha na formiranje i odvodjenje strugotine, kada je ovaj ugao sistematski menjan u granicama $2\alpha = 100 - 140^\circ$. Glavna serija opita izvedena je sa burgijama $D = 8$ mm, a dopunska sa $D = 13$ mm.
- (ii) Elementi obrade varirani su u relativno širokom području vrednosti: $v = 21 - 88$ m/min, $s = 0,10 - 0,25$ mm/o i $l = 2D - 5D$, i to sa i bez upotrebe sredstava za hladjenje i podmazivanje. Za kontrolu i merenje karakteristika strujnog kola i parametara položaja mlaznika sredstava za hladjenje korišćena je originalna Institutaska instrumentacija. Protok sredstva za hladjenje menjan je sistematski u intervalu $Q = 0,02 - 2,00$ l/min.
- (iii) Ispitan je domaći silumin koji, prema atestu, odgovara JUS-u C.C2.300 i to leguri za livenje u pesku P AlSi 10Mg. Uzorci dimenzija $\varnothing 130 \times 420$ mm, posle sečenja na testeri, obradjeni su sa čela na strugu i bušeni normalno na ravan čela. Prema atestu hemijski sastav silumina bio je sledeći: Si = 9,48, Mn = 0,37, Cu = 0,02, Fe = 0,37 i Mg = 0,31. Metalografska ispitivanja su pokazala da je isporučeni silumin nemodificiran, tj. neoplemenjen. Mehaničke osobine silumina kretale su se neznatno ispod granica navedenih u JUS-u. Tvrdća po Brinelu na 20°C iznosila je HB = 68 kp/mm² a zatezna čvrstoća $\sigma_m = 18,5$ kp/mm² dobijena izračunavanjem preko čvrstoće.
- (iv) Geometrijski elementi alata, parametri habanja, aksijalni otpor rezanja, obrtni moment, karakteristike kvaliteta obrade i sl. kontrolisani su i mereni regularnom instrumentacijom razvijenom u Institutu za ovakva i slična ispitivanja. Opitne operacije izvedene su na radijalnoj bušilici tipa CINCINNATI - BICKFORD.

3. Rezultati obradivosti silumina pri bušenju bez hladjenja

Pojava čvrstog lepljenja strugotine po radnim elementima alata koja redovno prati proces bušenja silumina bez hladjenja ispitana je pri velikom broju opitnih operacija burgijama $D = 8$ mm pri režimima navedenim u tački 2 i dubini bušenja $l = 3D$. Dobljeni rezultati prikazani su na sl. 1. Gornja osenčena oblast



Sl. 1. Položaj kritičnih područja loma burgija $D = 8$ mm u zavisnosti od brzine rezanja (v) i koraka (s) pri bušenju silumina na dubini $l = 3D$ bez hladjenja

predstavlja kritično područje u kojem se sve zavojne burgije, bez izuzetka, lome zbog zagušinja, sabijanja i zastoja strugotine u zavojnim žljebovima kao posledica pomenutog fenomena čvrstog lepljenja. Frekvencija lomova višestruko se povećava sa porastom koraka, brzine i dubine bušenja.

Kroz brojne opitne operacije konstatovan je sledeći tok i mehanizam nastanka čvrstog lepljenja. U početku rezanja nastupa, zavisno od brzine rezanja i koraka, ubrzan proces čvrstog lepljenja čestica i delića strugotine po zidovima žljebova pojačavajući na taj način otpore trenja tokovima nove strugotine. Zbog ovoga počinje povećanje faktora sabijanja strugotine i mestimljeni zastoji u njenim tokovima koji dovode do pojave zagušivanja strugotine u vidu čepova (sl. 1a) koji postaju sve veći (sl. 1b)

u daljem procesu rezanja. U jednom trenutku otpori ovako sabijene i zalepljene strugotine postaju veći od sila toka nove strugotine. Posledica ovoga je nagli višestruki porast faktora sabijanja strugotine u onom delu strugotine koji se nalazi između zaguška i zone rezanja (sl. 1c). Odmah se zatim potpuno ispunje žljebovi nepokretnom strugotinom koja se hladno zavaruje za zidove žljebova zbog izuzetno velikih specifičnih pritisaka kojim plastično sabijena strugotina deluje na površine žljebova. Alat gubi rezna svojstva, dobija oblik "cilindričnog štapa" sa konusom na vrhu i trenutno se lomi^{x)}.

Na poslednjem snimku (sl. 1d) prikazana je plitka rupa "izbušena" pomenutim cilindričnim štapom, tj. sa burgijom čiji su žljebovi potpuno ispunjeni čvrsto zalepljenom strugotinom. Kao što se vidi, materijal radnog predmeta je ispod "alata" bočno plastično istisnut u vidu prstena.

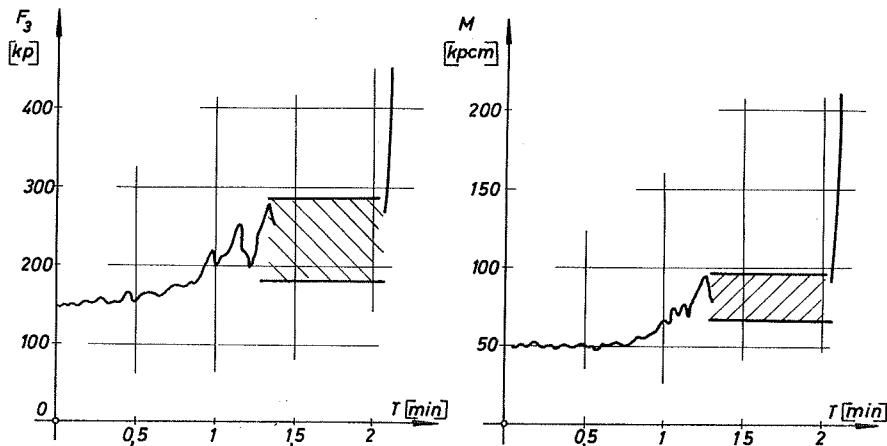
Paralelno sa eksperimentalnom analizom pojave hladnog zavarivanja ispitan je karakter promene otpora rezanja F_3 i obrtnog momenta M pri bušenju bez hladjenja, jer je u početku opita zapažen nemiran tok rezanja alata pre njegovog loma. Dijagrami promene veličina F_3 i M u toku rezanja, izvedeni za jedan eksperimentalni režim, a koji su prikazani na sl. 2, karakteristični su i za ostale režime iz eksperimentalnog programa. Pojavu formiranja i odlepljivanja strugotine (sl. 1a,b) prati oscilatorna promena otpora F_3 i momenta M (sl. 2) u granicama osenčenih područja, koja se spolja manifestuje u vidu sukcesivnih učestanih potresa sistema mašina - alat - radni predmet. Onog trenutka kada se zavojni žljebovi alata ispunje nepokretnom hladno zavarenom strugotinom dinamometar registruje trenutni oštri skok veličina F_3 i M (strme linije na dijagramu sl.2)iza koga sledi lom alata ako se nastavi "rezanje".

Pored nepovoljnog dejstva na reznu sposobnost zavojnih burgija

x)

Metalografska analiza strukture materijala ispitivanog silumina i hladno zavarene strugotine u žljebovima pokazuje da je u poslednjem slučaju veoma usitnjena struktura silumina. To je posledica velikog stepena plastične deformacije i specifičnih pritisaka u zastaloj strugotini, u trenutku loma alata, koji su izazvali njeno čvrsto lepljenje u zavojnim žljebovima.

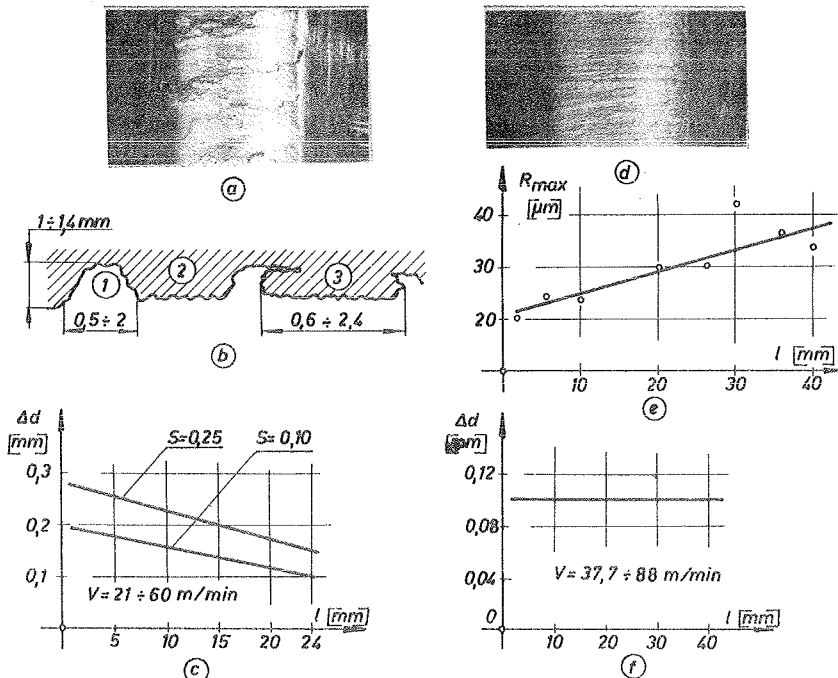
(lom) i pojave sukcesivnih poremećaja u tehnološkom sistemu, fenomen hladnog zavarivanja negativno utiče i na kvalitet obrade - tačnost obrade i kvalitet obradjene površine. Prekriveni



Sl. 2. Dijagram promene aksijalnog otpora (F_3) i obrtnog momenta (M) u zavisnosti od vremena rezanja (T) pri bušenju silumina bez hladjenja ($v = 37,7$ m/min, $s = 0,25$ mm/o, $l = 3D$, $D = 8$ mm).

reznici elementi vrha alata sa zalepljenom strugotinom silumina smanjuju sposobnost sopstvenog centričnog vodjenja burgije u trenutku bušenja naredne rupe (otvora); vrh alata pre prodiranja u materijal radnog predmeta osciluje u radijalnoj ravni odstupajući čak i do 2 mm. Posledica je prošireno ušće rupe, kos položaj rupe i pokatkad lom alata. S druge strane, zagušena strugotina silumina redovno se preliiva preko vlakana burgije, stvarajući na njima naslage (sl. 1b,c) koje ostavljaju lako uočljive brazde (riseve) na obradjenoj površini (sl. 3, profil 1) ili, kidajući se sa vlakana, ostaju na obradjenoj površini (slika 3, profil 3). Razmere riseva i otkinutih naslaga su reda prikazanog na skici slike 3b. Snimak obradjene površine iznad ove slike jasno ilustruje koliko je loš kvalitet obradjene površine usled čvrstog lepljenja odnosno preliivanja strugotine pri bušenju silumina pod navedenim uslovima. Odstupanja prečnika rupe od nazivnog prečnika alata (Δd) zavise od koraka i linearno opadaju sa dubinom rupe (sl. 3c). Posledica ovog pada je vodje-

nje burgije koje ostvaruje prvi deo izbušene rupe.



Sl. 3. Rezultati ispitivanja tačnosti i kvaliteta obradjene površine pri bušenju silumina burgijama $D = 8 \text{ mm}$ bez upotrebe sredstva za hladjenje (a, b, c) i sa 3 %-om emulzijom ulja TS (d, e, f).

Na osnovu iznetih rezultata u pogledu reznih sposobnosti burgija, mehanike procesa rezanja i kvaliteta obrade proizilazi zaključak da je, pri navedenim uslovima, praktično nemoguća obrada bušenjem domaćeg silumina koji poseduje osobine iznete u tački 2.

4. Obradivost silumina pri bušenju sa hladjenjem

Pošto je obrada pod prethodnim uslovima dala negativne rezultate, naredni tok eksperimentalnih ispitivanja usmeren je na utvrđivanje načina i uslova otklanjanja ili ublaženja pojave čvrstog lepljenja strugotine u zavojnim žljebovima alata kako bi se omogućila obrada silumina pri regularnim režimima rezanja u

pogonu.

Mogući su, specijalno pri bušenju silumina, sledeći tehničko-tehnološki pravci intervencije radi otklanjanja ovog negativnog efekta:

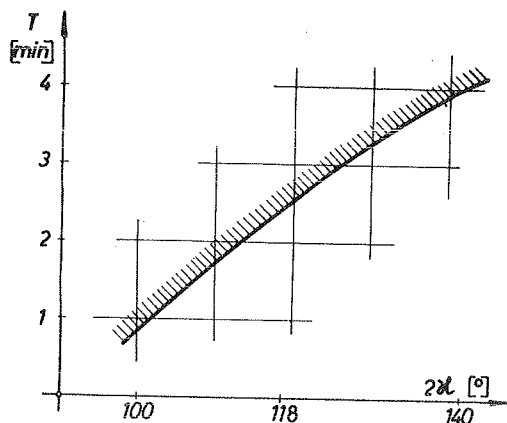
- (i) povećanje ugla vrha (2α) alata,
- (ii) povećanje grudnih uglova burgije na račun povećanja ugla zavojnih žljebova pri izradi alata,
- (iii) optimalizacija oblika radijalnog preseka alata u smislu povećanja preseka zavojnih žljebova i smanjenja širine vlakana (rubova) čime bi se povećao neometani, specifični protok strugotine i smanjilo trenje na vlaknima burgije,
- (iv) izrada radnih površina alata sa visokim kvalitetom obradjene površine (naročito zavojnih žljebova), jer se uklanjajem mikroneravnina uklanjaju prvobitna žarišta lepljenja strugotine silumina koje prethodi hladnom zavarivanju.
- (v) poboljšanje svojstava obradivosti silumina putem termičke obrade,
- (vi) upotreba odgovarajućih sredstava za hladjenje i podmazivanje, i
- (vii) termičko tretiranje zavojnih burgija (na primer, nitriranje, otpuštanje u pari itd.).

Eksperimentalno je ispitana efikasnost postupaka pod (i), (v), (vi) i (vii), i u narednom izlaganju izloženi su postignuti rezultati.

Uticaj ugla vrha burgije na pojavu hladnog zavarivanja ispitano je bez hladjenja pri sledećim elementima obrade: $v = 58,8$ m/min, $s = 0,10$ mm/o i $l = 3D$. Rezultati su prikazani na sl.4. Gornja osenčena oblast u koordinatnoj ravni $T - 2\alpha$ predstavlja kritično područje u kojem se lome zavojne burgije. U donjem području konstatovane su iste pojave kao i u odgovarajućem području sl. 1, a koje su izložene u tački 3. Iako se sa porastom ugla 2α pomera naviše granica lomova alata usled čvrstog lepljenja strugotine, ipak se sa povećanjem ugla 2α praktično ne otklanja lom alata niti postiže željeni efekat pri postojećim oblicima preostale geometrije alata i obradi bez hladjenja.

Pokušaj poboljšanja svojstava obradivosti silumina putem termi-

Čkog tretiranja izvršen je na sledeći način: uzorci silumina



Sl.4. Položaj kritičnog područja loma burgija $D = 8$ mm u sistemu $T = 2\lambda$ pri bušenju silumina brzinom rezanja $v = 58,8$ m/min i korakom $s = 0,10$ mm/o ($l = 3D$, bez hladjenja).

zagrevani su na 530°C u toku 6 časova a zatim naglo hladjeni u vodi. Nakon ovoga uzorci su žareni 18 časova na 155°C . Posle ovakve termičke obrade postignuta je tvrdoća uzoraka $\text{HB} = 94$ kp/mm^2 (prema $\text{HB} = 68$ kp/mm^2 pre termičkog tretiranja) i pre-računata zatezna čvrstoća $\sigma_m = 24,5$ kp/mm^2 .

Na pripremljenim uzorcima su zatim izvedena eksperimentalna ispitivanja pri uslovima i režimima identičnim u tački 3. Postignuta su neznatna poboljšanja u odnosu na rezultate na sl.1, tj. mala pomeranja naviše kritičnih područja loma burgila. Otuda se zaključuje da se ni ovakvim vidom termičke obrade silumina ne može otkloniti pojava hladnog zavarivanja strugotine u procesu bušenja.

Pod istim uslovima, kao i u tački 3, izveden je eksperimentalni repertoar sa burgijama otpuštenim u pari i otpuštenim u pari + nitriranim. Postignuti su skoro istovetni rezultati kao i sa običnim burgijama što znači da se, u ovom slučaju, otpuštanjem u i nitriranjem zavojnih burgija ne poboljšava obradivost silumina u pogledu lepljenja strugotine.

Upotreba odredjenih sredstava za hladjenje i podmazivanje dala je pozitivne rezultate. Utvrđeni su uslovi pod kojima je obrada bušenjem silumina praktično moguća bez pojave hladnog zavarivanja pa čak i tragova lepljenja.

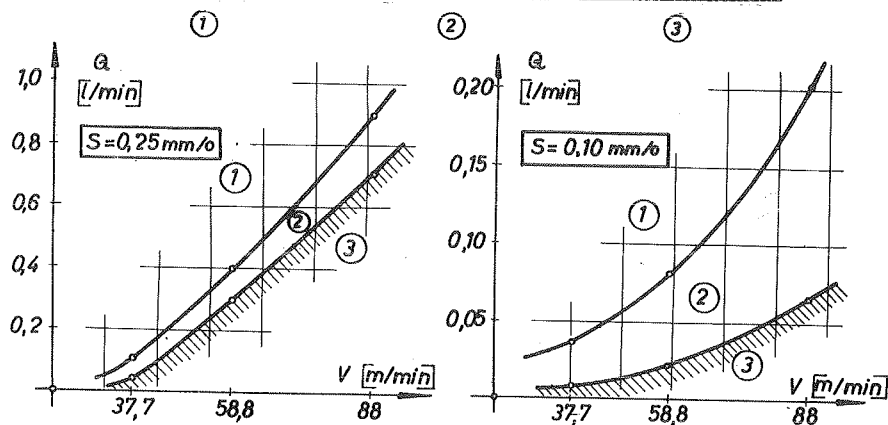
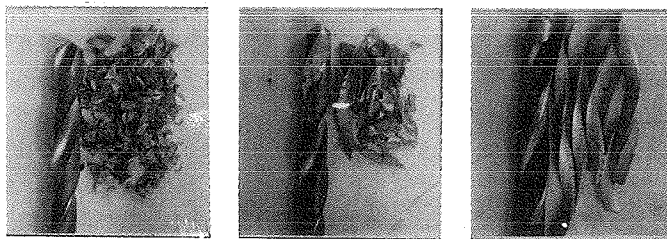
Opiti su izvedeni sa dva tipa sredstava za hladjenje i podmazivanje, i to sa 3 %-om emulzijom ulja za bušenje TS, proizvodnje Rafinerije nafte iz Slavenskog Broda (pogon Modriča), i petroleumom.

S obzirom na povoljne rezultate dobijene kroz preliminarna ispitivanja, glavni opiti su tako planirani i izvedeni da se utvrde područja nestanka hladnog zavarivanja, tj. normalnog procesa rezanja, pri što manjim protocima sredstva za hladjenje i što većim dubinama rezanja i to u širokom području brzina rezanja i koraka. Zbog toga su sva ispitivanja izvedena pri bušenju relativno dubokih rupa - $l = 5D$. Granice bezbednog rada alata, utvrđene za $l = 5D$, važe pogotovu i za dubine bušenja $l < 5D$.

Prva grupa opitnih operacija izvedena je sa 3 %-om emulzijom ulja TS. Rezultati su izloženi na sl. 5 i 3d, e, f, pa se na osnovu ovih slika i zapažanja kroz opite mogu izvesti sledeći zaključci:

- (i) Variranjem protoka sredstva za hladjenje (Q), brzine rezanja (v), koraka (s) i prečnika alata (D), otkrivaju se tri karakteristična područja (sl. 5) u kojima se različito ponaša alat, odnosno odvija proces formiranja i odvodjenja strugotine. U području 3 redovno se javlja hladno zavarivanje i lom alata čak i pri upotrebi sredstva za hladjenje čiji je protok definisan granicom područja. Područje se širi sa povećanjem brzine od 37,7 ka 88 m/min, jer relativno veliki sekundni protoci strugotine kroz žljebove, koji nastaju pri većim brzinama rezanja, onemogućuju pristup struge sredstva u zoni rezanja i donji deo žljebova a time i pozitivno dejstvo sredstva za hladjenje na proces formiranja i odvodjenja strugotine. Rezanje i odvodjenje strugotine odvija se skoro u uslovima bez hladjenja (sem kratkog kontakta sredstva sa alatom posle vadjenja alata iz rupe), pa se pojavljuje opisani fenomen hladnog zavarivanja strugotine i lom alata posle kratkog vremena varenja. Izgled

strugotine, njen zastoj u žljebovima (korak $s = 0,25 \text{ mm/o}$) i trenutak formiranja čepa na vrhu burgije posle čega sledi lom alata, pri radu alata u području 3, prikazan je na snimku slike 5 (pod 3).



Sl. 5. Uslovi bezbednog procesa bušenja silumina na dubini bušenja $l = 5D$ sa burgijama $D = 8 \text{ mm}$ i sa upotrebom 3 %-ne emulzije ulja TS.

- (ii) Kada se proces rezanja izvodi u području 2, tj. pri većim protocima, onda se stvara nešto sitnija strugotina (snimak pod 2 na sl. 5), pojavljuju se povremeno zagušci, prelivanje strugotine i laki potresi mašine u radu, ali se nastali zagušci odlepljuju i rezanje je izvodljivo bez lomova alata.
- (iii) Samo tada kada se rezanje vrši u području 1, odnosno pri protocima eksperimentalno utvrđenim na sl. 5, ostvaruje se miran i bezbedan rad alata. Sredstvo za hladjenje dopireva u zavojne žljebove, a u početku rupe, i u zoni reza-

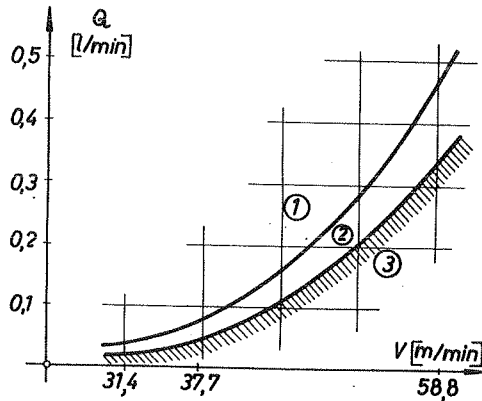
nja. Strugotina dobija, bez obzira na režime (brzine i korake), veoma povoljan oblik koji se redovno javlja u vidu tankih sitnih lamela koje se neometano odvođe kroz zavojne žljebove (snimak 1 na sl. 5). Isčezavaju svi tragovi lepljenja strugotine po radnim elementima alata (jedino se zadržavaju male naslage na grudnoj površini neposredno uz glavna sečiva i spoljašnje čoškove). Postiže se vrlo velika postojanost alata pri ispitivanim režimima. Tako, na primer, kod burgija \varnothing 8 mm, pri režimu $v = 88$ m/min, $s = 0,25$ mm/o, $l = 5D$ i uz protok $Q = 2$ l/min, nisu posle izbušenih $L = 16$ m, zapaženi vidljivi tragovi habanja a radne površine alata bile su potpuno čiste. Tek pri protoku $Q = 0,9$ l/min na ovoj brzini rezanja pojavljuje se habanje na ledjnoj površini i čoškovima alata.

- (iv) Područje 2 proširuje se na račun kritičnog područja 3 pri manjim koracima pri inače istim drugim uslovima (uporediti dijagrame na sl. 5). Isto tako, pri nižim koracima, potrebni su nekoliko puta manji protoci sredstva za hladjenje. Otuda se obradom silumina sa manjim koracima obezbeđuju veoma povoljni uslovi eksploatacije i bezbedan rad alata. U onim slučajevima kada se većim koracima želi postići produktivniji proces obrade, potrebno je, saglasno iznetim eksperimentalnim rezultatima, upotrebiti veće količine sredstva za hladjenje kako bi se izbeglo hladno zavarivanje silumina i lom alata.
- (v) Izneta zapažanja za burgije \varnothing 8 mm eksperimentalno su konstatovana i pri rezanju sa burgijama \varnothing 13 mm, a u kontrolnim opitima, i kod većih prečnika alata.
- (vi) Dijagrami na sl. 5 važe i za zavojne burgije otpuštene u pari, odnosno u pari + nitrirane. Otpuštanjem u pari i nitriranjem alata praktično neznatno se pomeraju donje granice područja 1 i 2 u pozitivnom smislu, naniže.
- (vii) Dopunski opiti su pokazali usku zavisnost položaja područja 1, 2 i 3 (graničnih linija) i dubine bušenja, odnosno osetno sužavanje kritičnog područja 3 sa smanjenjem dubine bušenja ispod $l = 5D$. Medjutim, tačne empirijske zavisnosti $F(Q, v, s, l) = 0$ valjalo bi tek uspostaviti

kroz slična sistematska ispitivanja za slučaj $l < 5D$.

- (viii) Pored otklanjanja lepljenja i hladnog zavarivanja strugotine upotrebom 3 %-ne emulzije ulja TS pri protocima iz područja 1 postiže se visok stepen tačnosti obrade u odnosu na rezanje bez hladjenja (uporediti sl. 3a, b, c i 3d, e, f). Maksimalna hrapavost (R_{max}) raste sa dubinom izbušenih rupa (sl. 3e) dok povećanje prečnika rupe u odnosu na nazivni prečnik alata (Δd) ostaje praktično nepromenjeno po dubini rupe. Karakter eksperimentalnih zakonitosti, prikazanih na dijagramima slike 3d, e, f, neznatno se menja sa promenom elemenata obrade, tj. praktično je nezavistan od brzine rezanja i koraka pri bušenju silumina burgijama $\varnothing 8$ mm i protoku 3 %-ne emulzije ulja TS iz područja 1.

Druga serija opita izvedena je sa upotrebom petroleuma kao sredstva za hladjenje, uz inače iste uslove kao i kod opita sa emulzijom. Na sl. 6 su prikazani dobijeni rezultati, i kao što se



Sl. 6. Uslovi bezbednog procesa rezanja silumina pri $s = 0,25$ mm/o, $D = 8$ mm i $l = 5D$ sa upotrebom petroleuma.

vidi (kada se uporede sl. 6 i 5), ispoljile su se relativno male razlike u dejstvu upotrebljene emulzije i petroleuma.

Na osnovu ovoga i sa stanovišta ekonomičnosti može se izvesti zaključak da prvenstvo u obradi silumina bušenjem pripada emul-

ziji ulja TS s kojom se, dakle, može ostvariti potpuno miran i bezbedan proces rezanja bušenjem.

5. Oblici empirijskih zakona aksijalnog otpora i obrtnog momenta pri bušenju silumina

Kada se rezanje izvodi u uslovima iz područja 3 onda nastupaju opisane promene aksijalnog otpora i momenta dijagramski prikazane na sl. 2. I u području 2 se javlja oscilovanje vrednosti veličina F_3 i M , zbog sukcesivnog formiranja i odvođenja za-gušene strugotine u žljebovima zavojne burgije, i to u granicama 30% za F_3 i 10 - 20% za M u odnosu na prvobitne vrednosti aksijalnog otpora i obrtnog momenta. Oscilovanje, koje je registrovano na instrumentima dinamometra, manifestuje se u vidu lakih a pokatkad i jačih udara i potresa mašine, alata i radnog predmeta.

Pri rezanju u području 1 oscilovanje veličine F_3 i M se gubi i instrumenti dinamometra ne pokazuju skoro nikakvu promenu vrednosti otpora i momenta u toku rezanja. Ispitivanje empirijskih oblika zavisnosti veličina F_3 i M od prečnika alata (D), koraka (s) i brzine rezanja (v) izvedeno je upravo u ovim uslovima (području 1) i to sa 3 %-om emulzijom ulja TS. Serije opitnih operacija sprovedene su u relativno širokom dijapazonu vrednosti elemenata obrade: $v = 12,5 - 58,8$ m/min, $s = 0,10-0,75$ mm/o i $D = 8 - 18$ mm. Dobijeni rezultati prikazani su na dijagramima slike 7.

Dok pri odredjivanju zakona otpora F_3 i momenta M pri obradi čelika i sivog liva brzina rezanja spada u sekundarnu grupu faktora sa praktično zanemarljivim uticajem na veličine F_3 i M , dotle pri obradi silumina, kao što se vidi na sl. 7, brzina rezanja ulazi u primarnu grupu uticajnih faktora, zajedno sa korakom i prečnikom alata. Zbog toga se mora, u ovom slučaju, faktor brzina uvesti u strukturu empirijskih zakona otpora i obrtnog momenta.

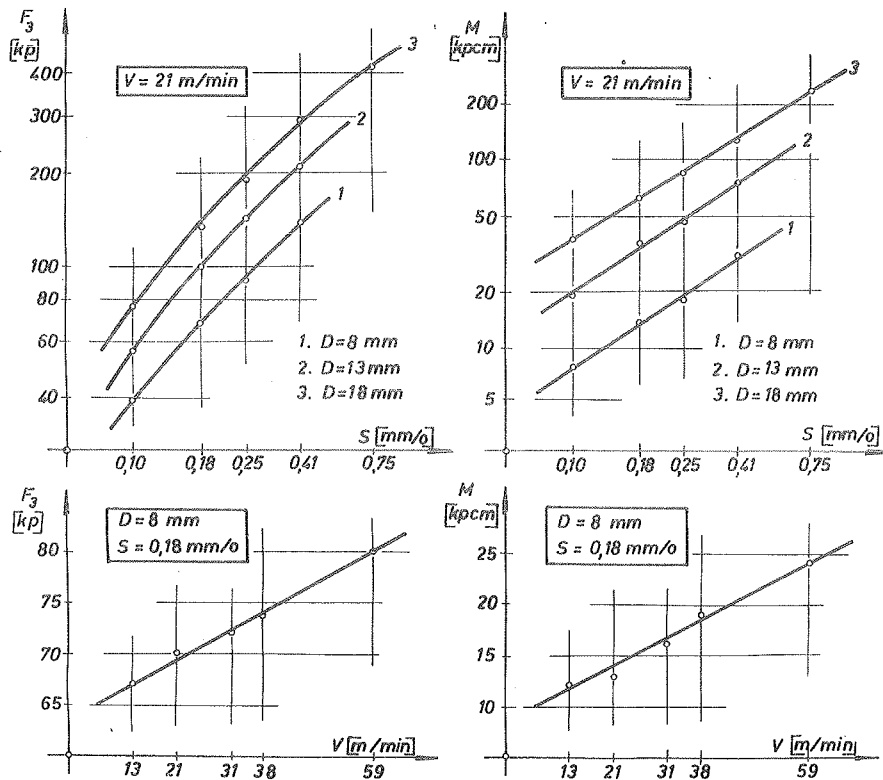
Matematičkom analizom oblika i toka pojedinih empirijskih krivih i njihovih familija na slikama 7, dolazi se do zaključka da ih je moguće izraziti u analitičkom obliku empirijskim funkci-

jama tipa

$$F_3 = C_F \cdot D^{x_1} \cdot s^{y_1} \cdot v^{z_1}, \quad M = C_M \cdot D^{x_1} \cdot s^{y_1} \cdot v^{z_1} \quad (1)$$

Numeričke vrednosti parametara obradivosti u strukturi jednačina (1) određuju se na bazi eksperimentalnih rezultata (sl.7) i Ležandr-Gausovog normalnog sistema jednačina. Za prvu jednačinu (1) normalni sistem jednačina, na primer, glasi

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial C_F} S(C_F, x_1, y_1, z_1) &= 0, & \frac{\partial}{\partial x_1} S(C_F, x_1, y_1, z_1) &= 0, \\ \frac{\partial}{\partial y_1} S(C_F, x_1, y_1, z_1) &= 0, & \frac{\partial}{\partial z_1} S(C_F, x_1, y_1, z_1) &= 0. \end{aligned} \quad (2)$$



Sl.7. Eksperimentalne krive $F_3 = f(s, D)$, $M = f(s, D)$, $F_3 = F(v)$ i $M = F(v)$, pri bušenju simulina sa upotrebom 3 %-ne emulzije ulja TS na dubini bušenja $l = 2D$.

Pomoću elektronskog računara dobijeni su definitivni empirijski zakoni aksijalnog otpora rezanja i obrtnog momenta

$$F_3 = 39,4 \cdot D^{0,81} \cdot s^{0,88} \cdot v^{0,13} ,$$
$$M = 3,3 \cdot D^{1,86} \cdot s^{0,95} \cdot v^{0,49} , \quad (3)$$

pri bušenju domaćeg silumina koji važe za iznete uslove ispitivanja. U jednačinama (3) je F_3 u kp, M u kpmm, D u mm, s u mm/o i v u m/min.

6. Z a k l j u č a k

Izloženi rezultati ispitivanja definišu uslove bezbednog procesa obrade silumina u kojima se isključuje negativna pojava čvrstog lepljenja strugotine na radnim elementima zavojne burgije. Iako nije ispitan empirijski zakon brzine rezanja i numeričke vrednosti parametara obradivosti koji su sadržani u njemu, opiti su pokazali, naročito spori proces habanja alata, da se mogu onog trenutka kada se obezbede uslovi prestanka lepljenja strugotine, koristiti relativno visoke brzine rezanja pri bušenju silumina čime se obezbeđuje viša proizvodnost dotične operacije. Pored toga, prikazani rezultati sa empirijskim zakonima aksijalnog otpora i obrtnog momenta omogućuju da se:

- (i) odredi snaga koja se troši na konkretni vid obrade bušenjem silumina, proveriti snaga motora mašine i odabere odgovarajuća alatna mašina za izvršenje predviđene operacije,
- (ii) proračunaju elementi i pomoćni pribor u celini za datu proizvodnu seriju, i
- (iii) proveriti stabilnost i čvrstoća zavojnih burgija [2] u procesu rezanja silumina.

Najzad, na osnovu iznetih rezultata moguće je predvideti verovatniji kvalitet obrade pri bušenju silumina iznetih osobina.

L i t e r a t u r a

- [1] Stanić, J. i dr., Rezultati sistematskog ispitivanja obradivosti sivog liva i silumina pri obradi bušenjem, IAMA, Beograd (1967), Elaborat br. 66/67.
- [2] Stanić, J., Proračun glavnih elemenata merodavnog režima obrade pri bušenju, Saopštenja IAMA, 5(1967) 627.

J. S t a n i ć

Einfluss der Schneidbedingungen auf die Zerspanmechanik beim Bohren von Silumin

Sistematische Untersuchungen [1] haben gezeigt, dass das Bohrevorgang von Silumin unter bestimmten Bedingungen mit der Erscheinung der kalten Spanschweissung in den Spannute und an den Arbeitsfläche des Bohrers verbunden ist. Diese Erscheinung ist so intensiv, dass schon nach kurzem Schneidzeit den Bohrerbruch verursacht, ohne dass das Verschleiss des Bohrerspitzes erscheint.

In der Abhandlung werden die Versuchsergebnisse sowie die Bedingungen, unter welchem die Spanschweissungen und der Bohrerbruch vermeiden können, dargestellt.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

D. Vukelja x)

PRILOG IZUČAVANJU TOPLOTE TRENJA PRI OBRADI REZANJEM xx)

1. U v o d

Uložena mehanička energija pri obradi metala rezanjem na strugu pretvara se gotovo sva u toplotu. Jedan deo ove energije troši se na savladjivanju otpora trenja pri kliženju strugotine po grudnoj površini alata. Zbog velike brzine kliženja i ograničene brzine prostiranja fronta toplote koncentriše se toplota u uskom prostoru oko kontakta (graničnog sloja), usled čega dolazi do pojave visokih temperatura, što negativno utiče na postojanost alata. Ova pojava je od naročitog značaja za oblik i intenzitet stvaranja kratera, čija dubina predstavlja jedan od kriterija postojanosti, te je zbog toga neophodno da se detaljno izuči temperatursko polje na kontaktu strugotine sa alatom.

Do sada je na problemu temperature trenja radio veći broj autora. U objavljenim radovima proračun temperaturskih polja na kontaktu strugotine sa alatom vršen je korišćenjem principa pokretnih površinskih toplotnih izvora. Pretpostavljeno je da su toplotni izvori kontinualno raspoređeni po prividnoj površini dodira, a otpori trenja da su slični otporima iz opšte mašinske prakse. Usvajanjem ovakvog modela nije bilo moguće uvesti u proračun uticaj mikrogeometrije alata i strugotine na temperaturu trenja, a samim tim i na postojanost alata.

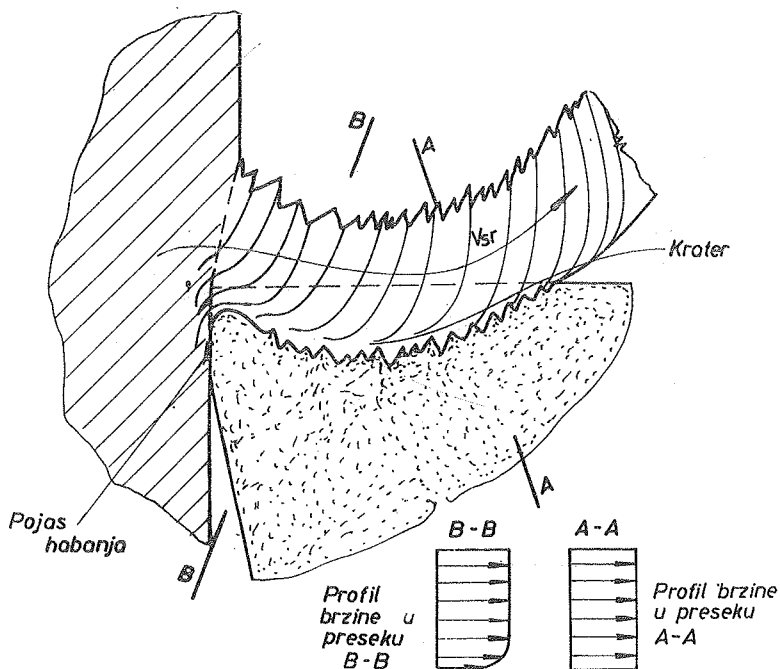
x) Dušan Vukelja, dipl.ing., samostalni saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, 27 marta 80

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate predstavlja deo naučno istraživačkog 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.

U ovome radu pošlo se je od modela poluplastičnog dodira (strugotina plastično, alat kruto telo), pri čemu svaki vrh neravne alata i strugotine predstavlja toplotni izvor. U radu se daju neki eksperimentalni rezultati dobiveni merenjem mikrogeometrije alata i strugotine i snimci mikrostrukture strugotine dobivene kod različitih mikrogeometrija alata.

2. Predloženi proračun temperature trenja

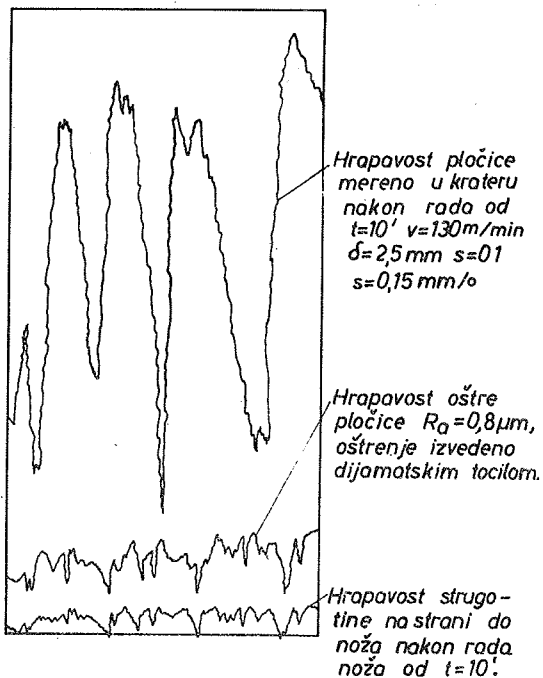
U procesu rezanja alat se haba na ledjnoj površini u vidu pojasa habanja, a na grudnoj površini u vidu kratera (slika 1).



Sl. 1. Šematski prikaz kratera, pojasa habanja i profila brzina u preseku strugotine.

Rezultati merenja mikrogeometrije grudne površine alata i donje (kontaktne) površine strugotine iznete na slici 2 pokazuju da se sa vremenom rezanja povećava hrapavost dodirne površine ala-

ta, usled čega valja pretpostaviti da će doći i do povišenja



Sl.2. Profil mikrogeometrije pločice tvrdog metala i strugotine

jednoj ravni (ravan kliženja), od čega se inače polazilo u ranijim proračunima.

Pri kliženju strugotine po alatu izvore predstavljaju vrhovi mikroneravnina na alatu koji imaju konačna međusobna rastojanja (slika 3), a s tim u vezi se mehanizam generisanja toplote trenja sastoji od mikrosudara i plastične deformacije mikroneravnina strugotine. Neravnine na alatu deluju pritom kao mikronoževi (kruta tela), i kako strugotina na njih deluje u vidu pulzirajućih opterećenja mogu biti pod delovanjem strugotine izvaljeni ili krzani.

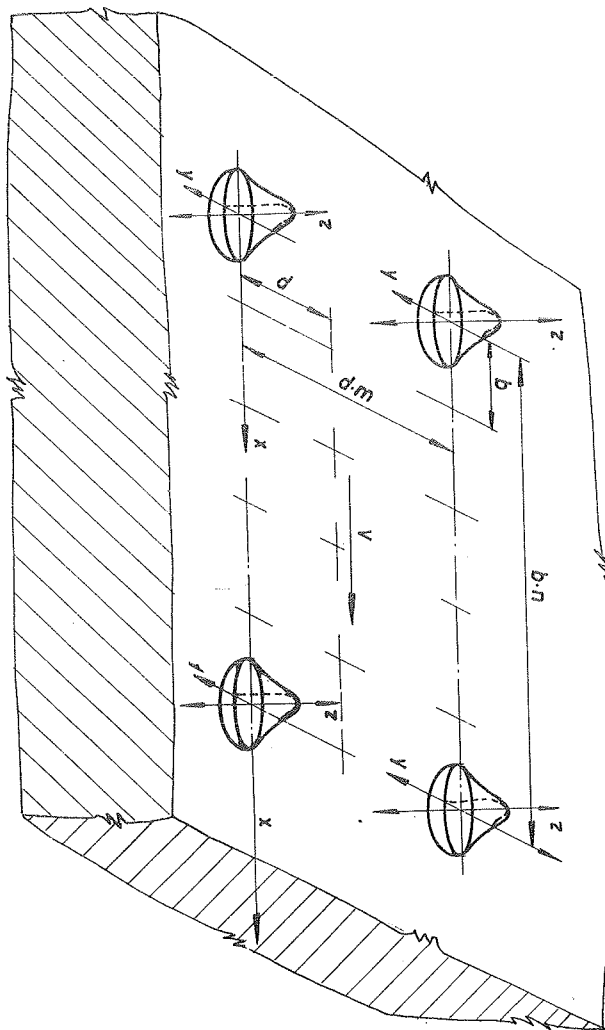
Korišćenjem principa nauke o trenju moguće je da se dodir dveju hrapavih površina, od kojih je jedna kruta a druga plastična, prikaže u prostijem obliku.

Iz slike 3 se vidi da je dodir idealizovan preko polusfera, a

temperature rezanja. Odnos parametara hrapavosti R_a za strugotinu, oštar i delimično tup alat iznosi 0,5:1:10 respektivno. Pritom valja napomenuti da bi hrapavost strugotine u korenu, s obzirom na hrapavost (nepravilnost) sečiva, trebalo da je veća od hrapavosti tupog alata, ali joj je, međutim, hrapavost manja pri napuštanju kontakta i od hrapavosti oštrog alata. Ovaj rezultat navodi na zaključak da se toplota generiše u određenoj zapremini graničnog sloja, a ne samo u

njihov je broj statistički raspoređen. Dodir je sigurno slož-

Sl. 3. Izgled topičnih polusferičnih normalnih izvora

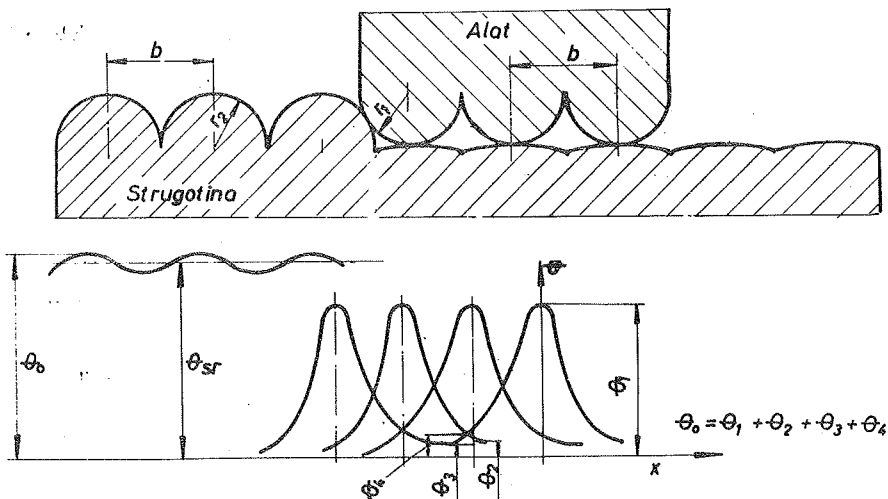


niji, ali se čini da je model realan s obzirom na današnje zna-
nje.

Pošto je usvojeno da svaka neravnina ima polusferičan oblik, što
ujedno predstavlja toplotni izvor, autor predlaže nov način od-
redjivanja temperature pomoću polusferičnih normalnih pokretnih

izvora, koji se kreću po poluograničenoj površini na konačnim rastojanjima.

Izgled i raspored polusferičnih izvora dat je na slici 4, pri čemu je b rastojanje između dva susedna vrha mikronepravine u



Sl. 4. Model dodira strugotine i grudne površine alata

pravcu oštrenja alata (pravac kretanja točila, pretpostavljeno je da se u tom pravcu kreće i strugotina), a d rastojanje u poprečnom pravcu. Merenja pokazuju da je $d > b$.

Zapreminska snaga izvora prema [4] data je izrazom

$$q(v) = q_m(v) \exp - \left(\frac{R'^2}{4a^2 t_0} \right), \quad (1)$$

gde je

$q_m(v)$ = maksimalna snaga izvora,

$R'^2 = x'^2 + y'^2 + z'^2$,

a^2 = koeficijent termičke difuzije ($\frac{\text{cm}^2}{\text{sek}}$), i

t_0 = vremenska konstanta izvora.

Izvor ima maksimalnu snagu za $R' = 0$, čemu odgovara

$$q(v) = \frac{q}{4C\sqrt{\pi at_0}}^{3/2},$$

pri čemu je q intenzitet tačkastog izvora.

Vremenska konstanta izvora može se odrediti ako se stavi da je

$$\frac{R'^2}{4a^2t_0} = 3, \quad (2)$$

što sledi iz osobine funkcije

$$\left(-\frac{R'^2}{4a^2t_0}\right) = \exp - \frac{R'^2}{4a^2t_0} \quad (3)$$

Iz jednačine (2) dobija se da je

$$t_0 = \frac{R'^2}{12a^2} \quad (4)$$

U [4] dat je proračun temperature u poluograničenom telu pri dejstvu usamljenog pokretnog polusferičnog toplotnog izvora. U ovom slučaju, međjutim, ima se dejstvo velikog broja takvih izvora na poluograničenoj površini, koji su, kao što je pomenuto, diskretno raspoređeni. Njihova rastojanja i broj na jedinici površine mogu se odrediti obradom eksperimentalnih rezultata pri marenju hrapavosti površine alata i strugotine.

Prema [4] temperatura u poluograničenom telu pod dejstvom polusferičnog toplotnog izvora u vremenu t je

$$\theta = \frac{q}{4C\sqrt{\pi a})^{3/2}} \exp - \frac{v \cdot x}{2a^2} \int_0^t \frac{dt}{(t_0+t)} \exp - \left(\frac{R^2}{4a^2(t_0+t)} + \frac{v^2(t_0+t)}{4a^2} \right) \cdot \left[1 - \phi \left(- \frac{z}{2} \sqrt{\frac{t_0}{a^2 t(t_0+t)}} \right) \right]. \quad (5)$$

Superponiranjem dejstva ostalih izvora dobija se

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{q}{4C\sqrt{\pi a})^{3/2}} \sum_{n=0}^M \sum_{l=0}^N \exp - \frac{v(x-nb)}{2a^2} \int_0^t \frac{d\tau}{(t_0+\tau)^{3/2}} \exp - \left[\frac{(x-nb)^2 + (y-md)^2 + z^2 + v^2(t_0+\tau)}{4a^2(t_0+\tau)} \right] \cdot \left[1 - \phi \left(- \frac{z}{2} \sqrt{\frac{t_0}{a(t_0+\tau)}} \right) \right]. \quad (6)$$

Jednačinom (6) definisano je temperaturno polje u poluograničenom telu. Pošto su dimenzije izvora mnogo puta manje od dimenzija strugotine, to je istovremeno jednačinom (6) definisano temperaturno polje i u strugotini. Postoji naročiti interes da se odredi maksimalna temperatura u tački $x = y = z = 0$. Smenom

vrednosti za x , y i z u jednačinu (6) dobija se

$$\Theta(0,0,0,t) = \frac{q}{4c\delta(\pi a)^{3/2}} \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^N \exp \frac{vnb}{2a^2} \int_0^t \frac{d\tau}{(t_0 + \tau)^{3/2}} \cdot \exp - \left\{ \frac{(nb)^2 + (mc)^2}{4a^2(t_0 + \tau)} + \frac{v^2(t_0 + \tau)}{4a^2} \right\}. \quad (7)$$

U slučaju $m = n = 0$ ima se

$$\Theta = \frac{q}{4c\delta(\pi a)^{3/2}} \int_0^t \frac{e^{-\frac{v^2(t_0 + \tau)}{4a^2}}}{(t_0 + \tau)^{3/2}} d\tau. \quad (8)$$

Integralenje jednačine (8) nije moguće u zatvorenom obliku, ali se može povoljnom transformacijom svesti na funkcije za koje postoje izradjene tablice.

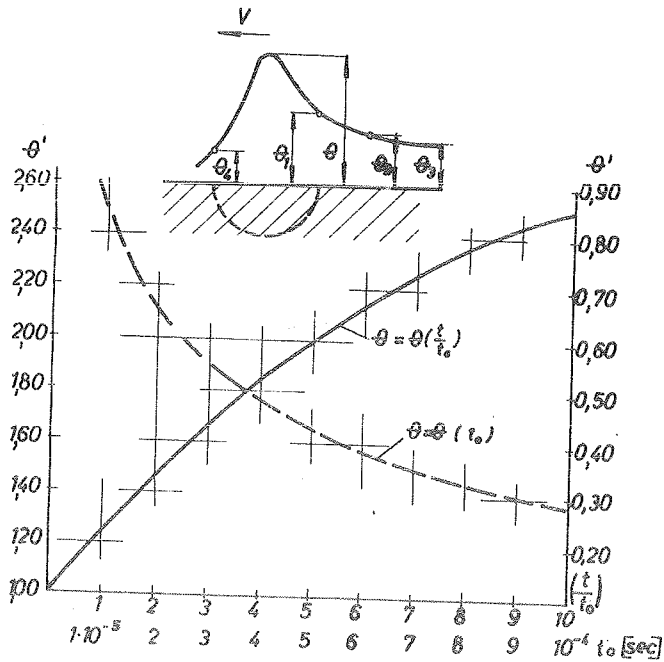
Smenom $\frac{v^2}{4a^2} \cdot (t_0 + t) = u^2$, zatim parcijalnim integralenjem dobija se

$$\Theta = \frac{q}{4c\delta(\pi a)^{3/2}} \cdot \frac{v}{\sqrt{a^2}} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{4a^2}}{\sqrt{t_0 v^2}} \cdot \exp - \frac{t_0 v^2}{4a^2} - \frac{\sqrt{4a^2}}{\sqrt{v^2(t_0+t)}} \cdot \exp - \frac{(t_0+t)v^2}{4a^2} - \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \left[\phi \left(\frac{v}{2} \sqrt{\frac{t_0+t}{a^2}} \right) - \phi \left(\frac{v}{2} \sqrt{\frac{t_0}{a^2}} \right) \right] \right\}. \quad (9)$$

Funkciju u velikoj zagradi moguće je proračunati pomoću tablica. Radi bržeg proračuna izradjen je dijagram 5.

Iz ovog dijagrama se vidi da funkcija raste sa vremenom t (puna linija) i opada sa povećanjem t_0 (isprekidana linija). Prema [4], $t_0 = \frac{R^2}{12a^2} \cdot t_0$ zavisi od radijusa vrha mikroneravnina i koeficijenta termičke difuzije (konstanta materijala). Što je veći radijus mikroneravnina veća je konstanta t_0 . Veći radijus (prema rezultatima merenja hrapavosti) imaju mikroneravnine na površinama sa manjom hrapavosti, a samim tim i nižu temperaturu usled slabije koncentracije energije u većoj zapremini.

U sledećoj tabeli daju se veličine radijusa vrhova mikroneravnina u zavisnosti od načina obrade.



Sl. 5. Dijagram bezdimenzijske funkcije temperature

Vid obrade	Klasa kvaliteta po JUS-u	$\frac{R}{R_z^{(x)}}$	$\frac{R}{[\mu m]}$	Vid obrade	Klasa kvaliteta	$\frac{R}{R_z^{(x)}}$	$\frac{R}{[\mu m]}$
Ravno brušenje	10	2	35	Struganje	10	0,7	15
	9	10	100		9	2	20
	8	30	180		8	5,5	35
	7	120	370		7	17	55
	6	350	550	Poliranje	7	70	230
					6	300	450
					4	850	670

$R_z^{(x)}$ = maksimalna hrapavost

Oznake u jednačini (9) imaju sledeće značenje

$$q = \frac{\tau \cdot v}{M} \frac{\text{keel}}{\text{sek}} = \text{snaga izvora,}$$

τ_{kp} = sila trenja na grudnoj površini do koje se dolazi putem eksperimenata odnosi se na jedno zrno.

U posmatranom slučaju

$$\tau = \frac{2000}{z} \exp \left[11 \left(\frac{x'}{f} \right) - 23,4 \left(\frac{x'}{f} \right)^2 \right] \left[\frac{kp}{z} \right]$$

gde je

- z = broj zrna (mikroneravnina) na jedan kvadratni milimetar.
Prema našim rezultatima merenja mikrogeometrije $z = 100$ do 200 kod pločica tvrdog metala oštrenim dijamantnim točilom,
 v cm/sek = srednja brzina kliženja strugotine po alatu, i
 c i γ = konstante materijala, specifična toplota i specifična težina.

Kod proračuna temperaturskog polja prema jednačini (7) dovoljno je uzeti $M = N = i 4$, jer se front toplote prostire relativno sporo ($\dot{x} = \sqrt{\frac{a^2}{t}}$ = brzina prostiranja fronta toplote). Pri brzini rezanja $v = 100$ m/min, $vs = 25,6$ m/min, i pri $\sigma = 1$ mm, $s = 0,15$ mm/o, $z = 100 - 200$, $\gamma = 7800$ kp/m³, $t = \frac{f}{v}$ (sek), $c = 0,14 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}^\circ\text{C}}$, $\tau = 10$ kp/l zrno.

moгу se odrediti vrednosti za t_0 i Θ ,

$$t_0 = 10^{-5} \text{ sek.}, \text{ i}$$

$$\Theta = 520^\circ\text{C}.$$

Ovoj temperaturi Θ treba, prema slici 7, dodati temperature od dejstva okolnih izvora.

Pri izvodjenju opita vršena je obrada materijala Č 1730 nožem od tvrdog metala P 10 kod režima obrade $v = 130$ m/min, $\sigma = 2,5$ mm i $\delta = 5$ mm, $s = 0,315$ mm/o i geometrije noža $\delta = 15^\circ$, $\alpha = 14^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\lambda = 4,5^\circ$, $r = 1$ mm, $f = 0,25$ mm, $\gamma_f = -10^\circ$.

Najpre je vršena obrada u trajanju od $t = 10$ min, sa dubinom $\sigma = 2,5$ mm; a zatim je povećana dubina na $\sigma = 5$ mm. Vreme rada pri povećanoj dubini $t = 1$ min.

Pri rezanju sa povećanom dubinom u prvih 40 sekundi dobivena je dvobojna strugotina. Deo prema vrhu imao je plavu boju, a na periferiji dobivena je žuta boja, što ujedno odgovara nižoj temperaturi rezanja. Posle rada od 45 sekundi boja strugotine se izjednačila po celoj širini.

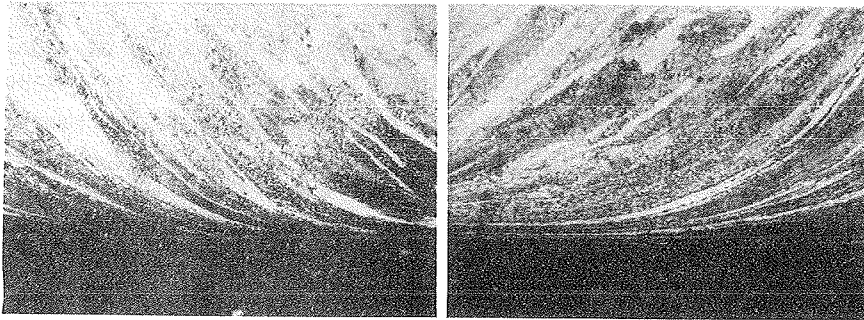
Valja napomenuti da je na periferiji radnog predmeta brzina re-



Sl. 6. Dvobojna strugotina

zanja veća nego pri vrhu alata, ali je u eksperimentu ipak dobivena viša temperatura na vrhu alata, što se može objasniti delovanjem mikrogeometrije noža na temperaturi. Verovatno da na ovu pojavu utiče i krater.

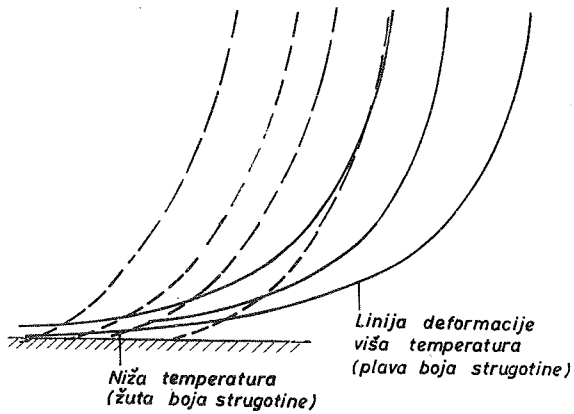
Na slici 6 prikazana je dobivena dvobojna strugotina. Nažalost



7a

7b

Sl. 7. Mikrostruktura u graničnom sloju strugotine.



Sl. 8. Linije deformacije u graničnom sloju strugotine

zbog crno bele tehnike ova pojava nije naročito uočljiva. Na mi-

krofotografijama 7a i b prikazana je mikrostruktura sa obe strane strugotine, a na slici 8 linije deformacije (isprekidana se odnosi na žuti deo strugotine, a puna linija na plavi). Pored razlike u deformaciji vidljivo je da ni mikrostrukture nisu iste, već da se razlikuju prema sadržaju ferita odnosno perlita: mikrostruktura koja odgovara nižoj temperaturi ima veći sadržaj perlita u graničnom sloju i njegovoj okolini, dok je na strani više temperature taj sadržaj manji.

4. Z a k l j u č c i

Na osnovi iznetog moguće je izvesti sledeće zaključke:

- (i) Toplota trenja pri kliženju strugotine po alatu generiše se većim delom u graničnom sloju, usled čega veću količinu toplotne energije rezanja odnosi strugotina.
- (ii) Mikrogeometrija reznih površina bitno utiče na temperaturu rezanja, a samim tim i na postojanos alata.
- (iii) Primećeno je da je hrapavost brušenih površina manja u pravcu kretanja tocila, pa se zbog smanjenja hrapavosti, a usled toga i temperature, preporučuje oštrenje alata (kretanje tocila pri oštrenju) u pravcu odvodjenja strugotine.

L i t e r a t u r a

- [1] M.B.Gordon, Raspredelenije kontaktnih naprjaženij i koefficijenta trenja na perednoj poverhnosti rezca, Izvestija VUZ, N° 9, Mašinstroenije, Moskva (1966)
- [2] N.Reznikov, Teploobmen pri rezanii metallov i ohlaždenije instrumentov, Mašgiz, Moskva (1963)
- [3] M.Dlouhy, J.Houdek, M.Koloc, Slinute karbidi pro obrabeni, S.N.T.L., Praha (1964)
- [4] D.Vukelja, Analitičko odredjivanje temperature brušenja. Saopštenje IAMA, 3 (1966) 313
- [5] B.T.Chao, K.J.Trigger, Temperature Distribution at the Tool-Chip Interface in Metal Cutting, Trans. ASME, (1955) 1107
- [6] N.N.Rikaln, Rasčoti teplovih processov pri svarke, Mašgiz, Moskva (1951)



[7] T.N. Loladze, Spanbildung beim Schneiden von Metallen, VEB
Verl. Technik, Berlin (1954).

D. Vukelja

Beitrag zur Erforschung der Reibungswärme bei der Zerspanung

In diesem Aufsatz ist eine neue Methode zur Temperaturberechnung an der Spanfläche des Meissels vorgeschlagen. Ausgehend vom Modell des halbplastischen Kontaktes (der Span plastischer und der Meissel starrer Körper), der durch Mikrounebenheiten entsteht, es ist angenommen dass jede Mikrounebenheit halbsphärische Form hat und eine Wärmequelle darstellt. Auf solche Weise ist die Berechnung durchgeführt, benützend das Prinzip der halbsphärischen normalen Wärmequellen.

M. Jovičić x)

NEKE MOGUĆNOSTI ZA POBOLJŠANJE KVALITETA OBRADJENE POVRŠINE
PRI BRUŠENJU ALATNIH MATERIJALA xx)

1. Uvod

Pri brušenju alatnih materijala u operaciji oštrenja reznih alata najčešće je potrebno ostvariti visok kvalitet obradjene površine (radne površine alata, koje obrazuju sečiva), koga karakteriše hrapavost i stanje površinskog sloja brušene površine; pritom je neophodno voditi računa i o ekonomičnosti operacije oštrenja alata. Međutim, najčešće je nemoguće istovremeno postići optimalni kvalitet oštrenja i maksimalnu ekonomičnost operacije, radi čega se oštrenje raznih alata izvodi u teku dve operacije: grube oštrenje - kada se može raditi u uslovima maksimalne produktivnosti i završno oštrenje - kada uslovi brušenja treba da odgovaraju zahtevanom kvalitetu oštrenja; pritom treba težiti da se završno oštrenje izvede za najkraće moguće vreme.

Postoji niz mogućnosti za poboljšanje kvaliteta oštrenja, koje omogućavaju da se skрати i vreme oštrenja, od kojih se navode samo neke: smanjenje hrapavosti brušene površine izborom optimalnih uslova poravnavanja tocila, izvodjenje brušenja sa većim brojem ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala, brušenje sa postepenim smanjivanjem dubine brušenja pri prelazu od grubog na završno oštrenje, brušenje sa primenom sredstva za hladjenje i druge mere.

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 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.

Ovde se iznose neki rezultati ispitivanja izvedenih u Institutu za alatne mašine i alate u Beogradu u okviru istraživačkog projekta "Ispitivanje i poboljšanje metoda i sredstava za oštrenje alata", a koja se odnose na ispitivanje uticaja: uslova poravnavanja tocila, broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloje metala i postepenog smanjivanja dubine brušenja na hrapavost i stanje površinskog sloja brušene površine, pri ravnom brušenju čeonom površinom lončastog tocila brzoreznog čelika i tvrdog metala elektrokorundnim, odnosno silicijumkarbidnim tecilima.

2. Uticaj uslova poravnavanja tocila na hrapavost brušene površine

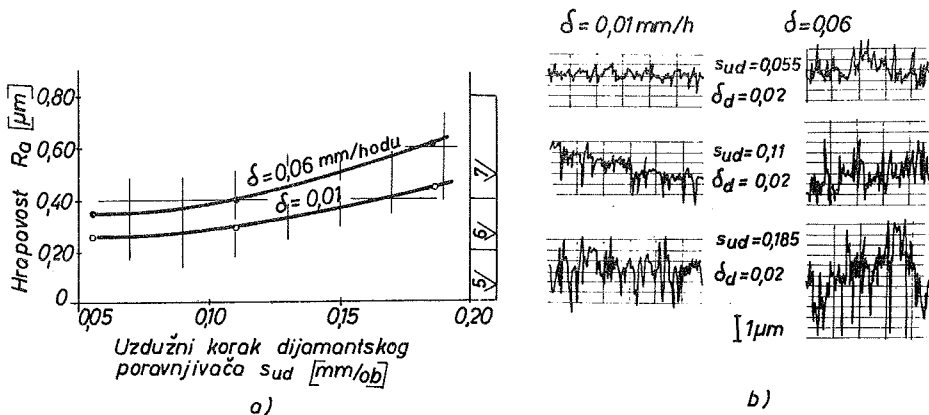
Stanje radne površine tocila, koje se na odredjen način reprodukuje na obradjenu površinu radnog predmeta, bitno zavisi od uslova poravnavanja tocila [1] - [4]. Pritom su najvažniji faktori uslova poravnavanja tocila: način poravnavanja (karakteristike alata za poravnavanje - poravnjivača), korak pri poravnjavanju - izražen brzinom kretanja poravnjivača prema tecilu u m/min ili mm/obrtu tocila, dubina poravnavanja u mm/hodu i obimna brzina tocila. Stanje radne površine tocila ostvareno pri poravnjavanju menja se u toku procesa brušenja, na što najveći uticaj ima pojava trošenja tocila, tako da je uticaj uslova poravnavanja tocila na hrapavost brušene površine najbolje ispitivati u početku procesa brušenja.

Ispitivanja u cilju utvrđivanja uticaja uslova poravnavanja tocila na hrapavost brušene površine vršena su pri ravnom brušenju brzoreznog čelika Č.9782 tecilom 4B46J i tvrdog metala K05 tecilom C46I. U prvom slučaju režim brušenja je bio sledeći: $v_t = 17,3$ m/sek, $s_u = 4$ m/min i $\delta = 0,01$ i $0,06$ mm/hodu, dok je režim brušenja u drugom slučaju bio: $v_t = 20,4$ m/sek, $s_u = 3$ m/min i $\delta = 0,01$ mm/hodu. U oba slučaja poravnavanje tocila je vršeno dijamantskim poravnjivačem sa jednim dijamantom (koji je imao potpuno oštar vrh), a režim poravnavanja je variran u ovim granicama: uzdužni korak $s_{ud} = 0,055$; $0,11$ i $0,185$ mm/o (šte pri broju obrtaja tocila od $n = 2600$ o/min odgovara brzini pomoćnog kretanja uzdužnog klizača brusilice od 145 , 290 i 480 mm/min) i dubina poravnavanja $\delta_d = 0,01$; $0,02$ i $0,05$

mm/hodu. Brušenje je vršeno na univerzalnoj brusilici UOZA-5.

Da bi se isključio uticaj promene stanja radne površine točila u toku procesa brušenja na hrapavost brušene površine (uticaj trošenja i zatupljenja točila - habanje reznih elemenata zrna sredstva za brušenje, krzanje i izvaljivanje zrna, lepljenje čestica metala i dr.), hrapavost brušene površine je merena odmah u početku procesa brušenja (posle 2 hoda pri brušenju brzoreznog čelika, odnosno posle 5 hodova pri brušenju tvrdog metala), kao i u toku procesa brušenja posle određenog broja hodova.

Na sl. 1 prikazana je zavisnost hrapavosti brušene površine od uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača s_{ud} pri brušenju brzoreznog čelika Č.9782 točilom 4B46J za dve dubine brušenja $\delta = 0,01$ i $0,06$ mm/hodu, a pri dubini poravnavanja $\delta_d = 0,02$ mm/hodu: na sl. 1a data je zavisnost R_a/s_{ud} , dok je na sl.1b prikazan izgled profila brušene površine. Merenje hrapavosti je vršeno pomoću instrumenta Talysurf Model 3^x).

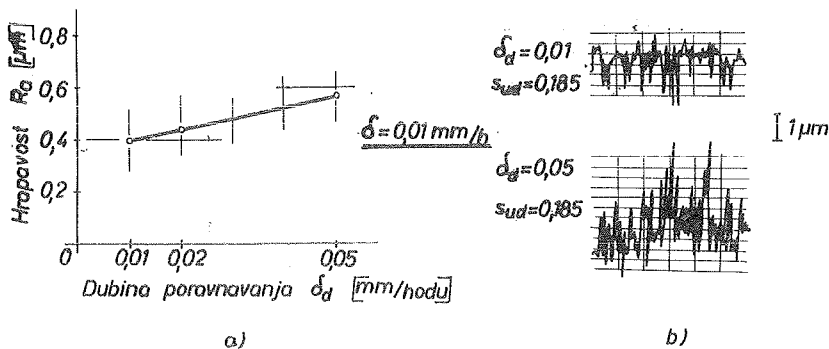


Sl. 1. Hrapavosti R_a (a) i izgled profila (b) brušene površine u zavisnosti od uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača s_{ud} pri brušenju brzoreznog čelika Č.9782 točilom 4B46J; ostali uslovi brušenja: $v_t = 17,3$ m/sek, $s_u = 4$ m/min, $\delta = 0,01$ i $0,06$ mm/hodu i dubina poravnavanja $\delta_d = 0,02$ mm/hodu.

Na sl. 2 prikazan je uticaj dubine poravnavanja δ_d na hrapavost brušene površine takodje pri brušenju brzoreznog čelika

^x) Merenje hrapavosti je izvela Ljiljana Dimitrijević-Marković, dipl.ing., asistent Mašinskog fakulteta, saradnik Instituta.

Č. 9782 točilom 4B46J, pri uzdužnom koraku dijamantskog poravnjivača $s_{ud} = 0,185$ mm/o i dubini brušenja $\delta = 0,01$ mm/hodu.



Sl. 2. Uticaj dubine poravnavanja δ_d na hrapavost brušene površine R_a i izgled profila površine pri brušenju brzoreznog čelika Č.9782 točilom 4B46J; ostali uslovi brušenja: $v_t = 17,3$ m/sek, $s_u = 4$ m/min, $\delta = 0,01$ mm/hodu i $s_{ud} = 0,185$ mm/o.

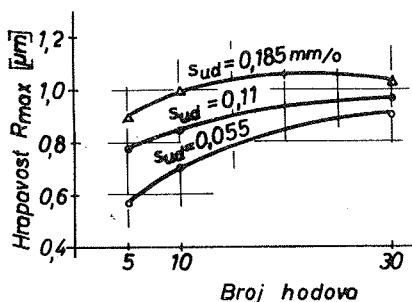
Sa slika 1 i 2 se vidi da se pri smanjenju uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača od $s_{ud} = 0,185$ mm/o na $0,055$ mm/o poboljšava kvalitet površine za jednu klasu (od 7 na 6 klasu-prema JUS M.AL.020), odnosno sa smanjenjem dubine poravnavanja od $0,05$ na $0,01$ takodje se poboljšava kvalitet brušene površine (u granicama 7 klase).

Merenjem hrapavosti brušene površine u toku procesa brušenja uočeno je sledeće: pri manjoj vrednosti uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača (na primer kod $s_{ud} = 0,055$ mm/o) hrapavost brušene površine se neznatno menja u toku procesa brušenja, dok se pri većim vrednostima s_{ud} hrapavost površine povećava u toku procesa brušenja (na primer posle 100 hodova $R_a \approx 1$ µm). Ovakav karakter promene hrapavosti brušene površine u toku procesa brušenja može se objasniti uticajem trošenja tocila (krozanje i izvalivanje zrna sredstva za brušenje), koje je bilo različito u zavisnosti od uslova poravnavanja tocila.

Pored toga, uočeno je da je pri većim vrednostima parametara režima poravnavanja tocila manje izražena pojava lepljenja čestica metala za radnu površinu tocila, što nastaje takodje zbog intenzivnijeg trošenja tocila.

Sličan uticaj uslova poravnavanja tocila na hrapavost brušene površine dobijen je i pri brušenju tvrdog metala. Na sl. 3 prikazana je promena maksimalne hrapavosti R_{max} u zavisnosti od uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača s_{ud} i broja hodova, dobijena pri brušenju tvrdog metala KO5 tocilom C46I. Maksimalna hrapavost R_{max} je merena pomoću dvojnog mikroskopa MIS-11.

Vidi se da se u ovom slučaju hrapavost brušene površine povećava



Sl. 3. Promena hrapavosti brušene površine R_{max} u zavisnosti od vremena brušenja (broj hodova) i uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača s_{ud} pri brušenju tvrdog metala KO5 tocilom C46I; ostali uslovi brušenja: $v_t = 20,4$ m/sek, $s_u = 3$ m/min, $\delta = 0,01$ mm/hodu i $\delta_d = 0,02$ mm/hodu.

imaju znatan uticaj na hrapavost brušene površine, tj. da se smanjenjem uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača i dubine poravnavanja može postići poboljšanje kvaliteta brušene površine. Uticaj uslova poravnavanja tocila je naročito izražen u početku procesa brušenja, a kasnije se smanjuje radi trošenja tocila.

3. Uticaj povećanog broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala na hrapavost brušene površine

Poznato je da se sa povećanjem broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala pri brušenju poboljšava kvalitet brušene površine, tj. smanjuje hrapavost. Međutim, na ovaj način se ne može uticati na promenu stanja materijala u površinskom sloju

u toku procesa brušenja pri svim vrednostima uzdužnog koraka s_{ud} , pri čemu je u početku procesa brušenja razlika u hrapavosti površine veća a kasnije se razlika smanjuje, u zavisnosti od veličine uzdužnog koraka dijamantskog poravnjivača s_{ud} . Ovakav karakter promene hrapavosti površine pri brušenju tvrdog metala posledica je intenzivnog trošenja tocila, koje uslovljava da se profil radne površine tocila, ostvaren pri poravnavanju, vrlo brzo promeni.

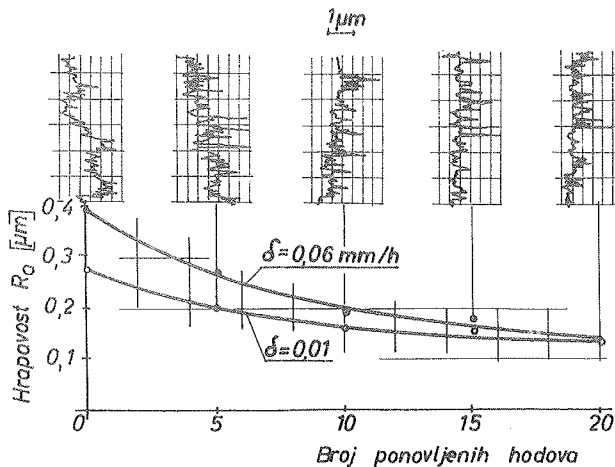
Iz izloženoga se jasno uočava da uslovi poravnavanja tocila

brušene površine.

Zbog elastičnih deformacija tehnološkog sistema (pod dejstvom otpora rezanja pri brušenju), pri izvodjenju hodova bez zahvatanja sloja metala najpre se skida sloj najveće dubine a sa povećanjem broja ponovljenih hodova efekat brušenja se smanjuje, tj. postoji granica potrebnog broja ponovljenih hodova do koje je rentabilno ići, a preko koje se ne ostvaruje dalje poboljšanje kvaliteta brušene površine. Smanjenje hrapavosti brušene površine postiže se pritom na račun skidanja vrhova profila brušene površine, kao i radi manjeg prodiranja zrna sredstva za brušenje u materijal. Na ovaj način je moguće pri brušenju brzoreznih čelika postići poboljšanje kvaliteta brušene površine za jednu klasu [5]

Da bi se ispitao uticaj broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala pri brušenju alatnih materijala, vršeno je brušenje brzoreznog čelika i tvrdog metala pri variranju broja ponovljenih hodova od 0 - 20, odnosno od 0 - 10.

Na sl. 4 prikazana je promena hrapavosti brušene površine R_a u zavisnosti od broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja me-



Sl.4. Uticaj broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala na hrapavost brušene površine pri brušenju brzoreznog čelika Č.9782 točilom 4B46J; ostali uslovi brušenja: $v_t = 17,3 \text{ m/sek}$, $s_u = 4 \text{ m/min}$, $\delta = 0,01$ i $0,06 \text{ mm/hodu}$

tala, pri brušenju brzoreznog čelika Č.9782 tocilom 4B46J sa dve dubine brušenja; ostali uslovi brušenja su bili: $v_t = 17,3$ m/sek, $s_u = 4$ m/min, a režim poravnavanja tocila $s_{ud} = 0,055$ mm/o i $\delta_d = 0,02$ mm/hodu. Izvodjenje ponovljenih hodova je vršeno posle dva hoda sa punom dubinom brušenja. Na istoj slici su prikazani izgledi profila brušene površine posle 0,5, 10, 15 i 20 hodova pri $\delta = 0,01$ mm/hodu.

Sa slike 4 se može uočiti sledeće:

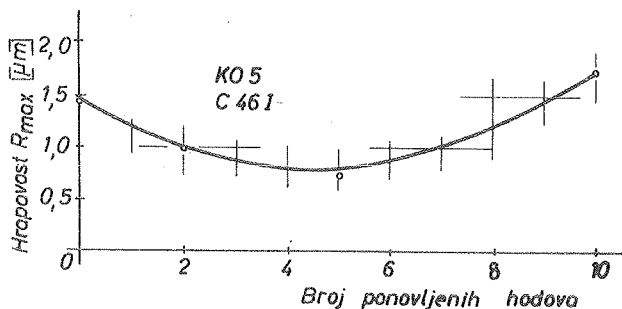
- a) Najveće smanjenje hrapavosti postiže se od 0 - 10 ponovljenih hodova, i iznosi posle 10 hodova sa obe dubine brušenja oko 50%.
- b) Sa povećanjem broja ponovljenih hodova od 10 - 20 pri dubini brušenja $\delta = 0,01$ mm/hodu se ostvaruje neznatno smanjenje hrapavosti, dok se pri dubini brušenja od $\delta = 0,06$ mm/hodu postiže i dalje smanjenje hrapavosti.
- c) Posle 20 ponovljenih hodova hrapavost brušene površine je približno iste veličine pri obe dubine brušenja.
- d) Izgledi profila brušene površine pokazuju da se poboljšanje kvaliteta brušene površine ostvaruje na račun skidanja vrhova profila.

Pri brušenju tvrdog metala uticaj broja ponovljenih hodova na hrapavost brušene površine ima nešto drugojači karakter, u odnosu na brušene brzoreznog čelika. Na sl. 5 data je zavisnost hrapavosti R_{max} od broja ponovljenih hodova, dobijena pri brušenju tvrdog metala K05 tocilom C46I, pri režimu brušenja: $v_t = 20,4$ m/sek, $s_u = 3$ m/min i $\delta = 0,05$ mm/hodu i režimu poravnavanju tocila $s_{ud} = 0,055$ mm/o i $\delta_d = 0,02$ mm/hodu. Izvodjenje ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala vršeno je posle 5 hodova brušenja sa punom dubinom.

Sa sl. 5 se vidi da je maksimalno smanjenje hrapavosti brušene površine ostvareno, za pomenute uslove brušenja, posle 5 ponovljenih hodova. Pri daljem povećanju broja ponovljenih hodova hrapavost brušene površine se povećava.

Povećanje hrapavosti pri većem broju ponovljenih hodova može se takodje objasniti promenama na radnoj površini tocila. Naime, radi male stvarne dubine brušenja (u slučaju brušenja tvrdog me-

tala veći su otpori rezanja pa su veće i elastične deformacije tehnološkog sistema, što uslovljava da je nešto veća stvarna dubina brušenja u početku izvodjenja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala) pri povećanju broja ponovljenih hodova skidaju se sitnije čestice tvrdog metala, koje se zadržavaju na radnoj površini točila te mogu da prouzrokuju pogoršanje kvaliteta brušene površine.



Sl. 5. Uticaj broja ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala na hrapavost brušene površine pri brušenju tvrdog metala KO5 točilom C46I; ostali uslovi brušenja: $v_t = 20,4$ m/sek, $s_u = 3$ mm/min i $\delta = 0,05$ mm/hodu

Vidi se da se i pri brušenju tvrdog metala može ostvariti smanjenje hrapavosti brušene površine do 50% izvodjenjem 5 ponovljenih hodova bez zahvatanja sloja metala, što važi samo za navedene uslove brušenja.

4. Uticaj postepenog smanjivanja dubine brušenja na stanje površinskog sloja brušene površine

Ranije izvedena ispitivanja uticaja uslova brušenja (karakteristike točila i režim brušenja) na promene stanja u površinskom sloju brušene površine pri brušenju brzoreznih čelika pokazuju [6], [7], da se pri produženom brušenju javljaju u površinskom sloju defekti brušenja - otpuštanje materijala sa znatnim padom tvrdoće, a katkad i ponovno kaljenje (na primer pri dubini brušenja od $\delta = 0,06$ mm/hodu posle 100 hodova dubina otpuštenog sloja iznosi oko 80 - 100 μ m).

Pošto se pri grubom oštrenju reznih alata, u cilju smanjenja vremena oštrenja, brušenje izvodi obično sa većom dubinom brušenja, te u površinskom sloju brušene površine nastaje defektni sloj koji se mora ukloniti pri završnom oštrenju. Da bi se utvrdilo koliki je potreban broj hodova sa smanjenom dubinom brušenja, da bi se skinuo defektni sloj nastao pri brušenju sa većom dubinom brušenja, izvedeni su sledeći opiti: uzorci od brzoreznog čelika Č.9782, koji su brušeni sa točilom 4B46J određeno vreme (100 hodova) sa dubinom brušenja $\delta = 0,06$ mm/hodu, brušeni su istim točilom sa postepenim smanjivanjem dubine brušenja, pri čemu je skidana ukupna dubina oko 0,10 mm. Dubina brušenja je smanjivana po sledećoj šemi:

- posle 100 hodova sa $\delta = 0,06$ mm/hodu izvedena su 3 hoda sa $\delta = 0,03$ mm/hodu,

- posle 100 hodova sa $\delta = 0,06$ mm/hodu izvedena su 2 hoda sa $\delta = 0,03$; 2 hoda sa $\delta = 0,02$,

- posle 100 hodova sa $\delta = 0,06$ mm/hodu izvedena su 2 hoda sa $\delta = 0,03$; 2 hoda sa $\delta = 0,02$ mm/hodu i 2 hoda sa $\delta = 0,01$

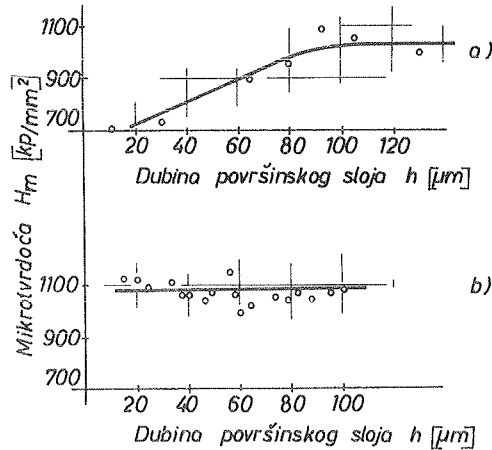
Opiti su izvedeni bez poravnavanja točila (posle 100 hodova je nastavljeno brušenje sa smanjenjem dubine brušenja) i sa poravnavanjem točila posle 100 hodova.

Merenjem mikrotvrdoće^{x)} u površinskom sloju brušene površine ustanovljeno je sledeće: u svim slučajevima brušenja sa smanjenjem dubine brušenja nije konstatovan defektni sloj u površinskom sloju brušene površine veće dubine od 10 - 15 μ m, u odnosu na 80 μ m pri brušenju sa $\delta = 0,06$ mm/hodu posle 100 hodova.

Na sl. 6 je prikazana promena mikrotvrdoće H_m po dubini površinskog sloja h brušene površine pri brušenju brzoreznog čelika Č.9782 točilom 4B46J, i to posle 100 hodova sa $\delta = 0,06$ mm (a), odnosno pri brušenju sa postepenim smanjenjem dubine brušenja (b) - 100 hodova sa $\delta = 0,06$ mm, 2 hoda sa $\delta = 0,03$; 2 hoda sa $\delta = 0,02$ i 2 hoda sa $\delta = 0,01$ mm/hodu. Brušenje je vršeno bez primene sredstva za hladjenje pri $v_t = 17,3$ m/sek i $s_u = 4$ m/min.

^{x)} Mikrotvrdoća je merena pomoću pribora Mikrohärte-Prüfeinrichtung H (Carl Zeiss-Jena) a merenje je izvršila Sofija Trifunović, dipl.ing., asistent Mašinskog fakulteta, saradnik Instituta.

Uočeno je da se dobija nešto manja dubina defektnog sloja pri izvođenju poravnavanja tocila pre brušenja sa smanjenjem dubine brušenja.



Sl.6. Promena mikrotvrdoće po dubini površinskog sloja brušene površine pri brušenju brzoreznog čelika C.9782 točilom 4B46J:

- a) posle 100 hodova brušenja sa dubinom brušenja $\delta = 0,06$ mm/hodu,
- b) pri brušenju sa postepenim smanjivanjem dubine brušenja - 100 hodova sa $\delta = 0,06$; 2 hoda sa $\delta = 0,03$, 2 hoda sa $\delta = 0,02$ i 2 hoda sa $\delta = 0,01$ mm/hodu.

Valja napomenuti da se, pored smanjenja dubine defektnog sloja, na ovaj način smanjuje i hrapavost brušene površine, tj. ostvaruje se optimalni kvalitet brušene površine: sa minimalnom hrapavošću i bez defektnog površinskog sloja.

5. L i t e r a t u r a

- [1] Pahlitzsch, G., Einfluss der Abrichtbedingungen auf die Oberflächengestalt und das Betriebsverhalten einer Schleifscheibe beim Rundschleifen, Fertigungstechnik 5(1955) 197.
- [2] Pahlitzsch, G., Thöing, W., Neuere Untersuchungen über den Abrichtvorgang beim Schleifen, Werkstatttechnik und Maschinenbau, 48(1958) 254.

- [3] Opitz, H., i dr., Untersuchungen über den Einfluss des Schleifscheibenaufbaues und der Zerspanungsbedingungen auf die Ausbildung der Schneidfläche der Schleifscheibe im Hinblick auf das Arbeitsergebnis, Forschungsber. Landes - Nordrhein-Westfalens, (1965), No 1532, 775.
- [4] Eschler, E., Neue Richtlinien zum wirtschaftlichen Abrichten von Schleifscheiben mit Diamant-Abrichtwerkzeugen, Werkstattstechnik 53(1963) 20.
- [5] Degtjarenko, N.S., Zatočka režušćego instrumenta iz bystro-režušćej stali, Zbornik "Vysokoproizvoditel'nye režušćij instrumenti, Mašgiz, Moskva (1961).
- [6] Jovičić, M., Neki rezultati ispitivanja procesa brušenja alatnih materijala, Saopštenja IAMA, 5(1967) 581.
- [7] Jovičić, M., Ispitivanje procesa brušenja alatnih materijala pri mehaničkom brušenju, elaborat br. 61/67, IAMA, Beograd (1967).

M. Jovičić

Die Möglichkeiten zur Verbesserung der Oberflächengüte geschliffener Oberfläche beim Werkzeugschleifen

Im Anschluss an frühere Versuche [6,7] wurden die Untersuchungen über den Einfluss von Abrichtbedingungen (Vorschub s_{pd} und Zustellung δ_d) der Schleifscheibe, Auslaufhubzahl und stufenweise Verringerung der Zustellung δ auf die Oberflächengüte geschliffener Oberfläche beim Schleifen von Schnellstahl und Hartmetall durchgeführt.

Die durchgeführte Versuche haben folgendes ergeben:

1. Die Oberflächengestalt der Schleifscheibenarbeitsfläche, die durch Abrichten erzeugt wird, beeinflusst die Oberflächengüte des Werkstückes beim Hartmetallschleifen nur in Anfang des Schleifvorganges. Dabei hängt die Rauheit geschliffener Oberfläche im Anfang des Schleifvorganges von Abrichtbedingungen sehr ab. Beim Schleifen von Schnellstahl ist der Einfluss der Abrichtbedingungen auf die Oberflächengüte anders, d.h. dieser Einfluss dauert länger im Schleifvorgang
2. Bei der Steigerung der Auslaufhöhe fällt die Rauheit geschliffener Oberfläche ab (beim Schleifen von Hartmetall steigt die Rauheit nachdem entsprechender Auslaufhubzahl wieder).
3. Beim Schleifen von Schnellstahl bei stufenweiser Verringerung der Zustellung kann man die Gefüge- und Härteveränderung in der Randzone geschliffener Oberfläche verkleinert. Dabei wird die Oberflächengüte verbessert,

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

B. Ivković x)

KVANTITATIVNI UTICAJ TVRDOĆE GLODALA NA NJIHOVE EKSPLOATACIJSKE KARAKTERISTIKE xx)

1. U v o d

Uticao tvrdooe glodala na njihovu postojanost dobro je poznat. Postoje veo usvojene optimalne vrednosti tvrdooe glodala propisane nacionalnim standardima. Medjutim, podataka o kvantitativnom uticaju tvrdooe na postojanost glodala i ostale njihove eksploatacijske karakteristike praktiuno nema, odnosno u literaturi se na njih vrlo retko nalazi. U ovom saopštenju daju se informacije o kvantitativnom uticaju tvrdooe glodala na njihovu postojanost, ukupan vek trajanja, ekonomioonu brzinu rezanja i ukupne proizvodne troškove. Podaci koji oo u daljem tekstu biti prikazani dobijeni su eksperimentalnim istraživanjima vršenim u IAMA u okviru nauoioistraživaačkog projekta "Sistematsko ispitivanje obradivosti pri obradi rezanjem jugoslovenskih konstrukcijskih materijala domaaim alatima" na oijoj se realizaciji radi veo preko tri godine.

2. Program i uslovi ispitivanja

Programom ispitivanja predviđena je obrada dve vrste konstrukcijskih materijala (o.1530 i o.5421) valjkastim glodalima JUS. K.D2.020 63x32x27N različite tvrdooe. Upotrebljeni koraci po

x) Branko Ivković, dipl.ing., predavao Mašinskog fakulteta Ode-lenje u Kragujevcu, saradnik Instituta za alatne mašine i alate u Beogradu

xx) Saopštenje iz Instituta predstavlja deo nauoioistraživaačkog projekta "Sistematsko ispitivanje obradivosti pri obradi rezanjem jugoslovenskih konstrukcijskih materijala domaaim alatima" u oijem finansiranju uoestvuju Savezni i Republiooi fond za nauoii rad i niz privrednih i vanprivrednih organizacija.

obrtaju i brzine rezanja nalazili su se u okviru savremenih jugoslovenskih ekonomičnih režima rezanja. Dubina rezanja iznosila je 3 mm a širina rezanja 18 mm. U tablici 1 prikazani su koraci po obrtaju i brzine rezanja korišćeni pri ispitivanju.

Hemijski sastav i tvrdoća obradivanog materijala proveravani su tokom izvodjenja

TABLICA 1

Elementi rezanja	Upotrebjeni koraci i brzine rezanja		
	Brzina rezanja V m/min	44.5	35.7
Korak po obrtaju u mm/o	0.56	II	—

programom predviđenih opitnih operacija. Kao sredstvo za hladjenje upotrebljen je rastvor antolina u vodi (4% antolina i i 96% vode). Obrada je

vršena na univerzalnoj glodalici PGU-3 koju je po sistemu HECKERT proizvelo preduzeće "Prvomajska" iz Zagreba. Kompletan program ispitivanja izveden je u laboratoriji za Mašinsku obradu Mašinskog fakulteta - Odeljenje u Kragujevcu.

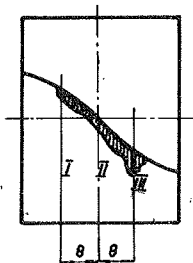
Tvrdoća glodala kretala se u granicama od 61,5 Rc do 65Rc. Glodala su proizvedena u fabrici "Jugoalet" iz Novog Sada, a različita tvrdoća postignuta je promenom režima toplotne obrade. Kompletan program ispitivanja izveden je sa po dva para glodala tvrdoće 61,5Rc, 63Rc, 64Rc i 65Rc. Pokušaji da se dobiju i glodala tvrdoće 66Rc i 67Rc nisu doveli do željenog rezultata.

3. Rezultati ispitivanja

Izvedene opitne operacije omogućile su, u prvom redu, konstruisanje krivih habanja $h = F(T)$ za sve slučajeve obrade. Merenje širine pojasa habanja na ledjnoj površini sečiva zuba vršeno je na tri mesta, jer se pojas habanja ne širi ravnomerno duž aktivnog dela sečiva. Na slici 1 prikazan je tipičan oblik pojasa habanja i mesta merenja njegove širine.

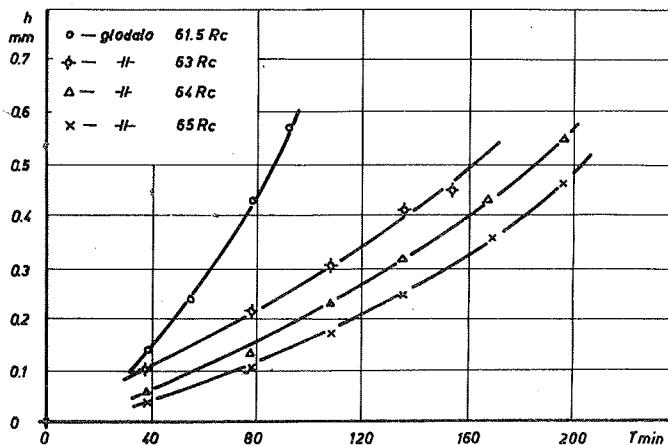
Na slici 2 prikazana je jedna grupa krivih habanja dobijena pri rezanju čelika Č.1530 sa brzinom rezanja 35,7 m/min, korakom 0,56 mm/o i merenjem širine pojasa habanja na mestu 2. Analizom položaja krivih habanja, dobijenih rezanjem sa glodalima različite tvrdoće, u sistemu h-T može se doći do zaključka o uticaju tvrdoće glodala na njihovu postojanost. Međutim, do

kvantitativnog uticaja tvrdoće glodala na njihovu postojanost može se doći tek posle usvajanja kriterijuma zatupljenja koji se zasniva na određenoj veličini širine pojasa habanja. Pri korišćenju krivih habanja dobijenih merenjem širine pojasa habanja na mestima 1 i 2 kao kriterijum zatupljenja upotrebljena je širina $h=0,3$ mm. Krive habanja dobijene praćenjem promene širine pojasa habanja na mestu 3 (koncentrisano habanje) dozvoljavaju upotrebu kriterijuma zatupljenja zasnovanog na širini $h = 0,6$ mm.



SL. 1

Primenom oba kriterijuma zatupljenja došlo se do podataka o kvantitativnom uticaju tvrdoće glodala na njihovu postojanost, a takodje i do vrednosti konstanta C i eksponenta m u Tajlo-rovom izrazu za brzinu rezanja.



SL. 2 $V=35.7$ m/min ; $b=3$ mm

$S=0.56$ mm/o ; $\dot{C}.1530$

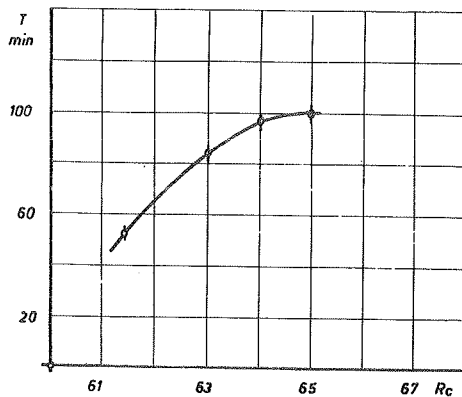
Kako je obrada sa glodalima različite tvrdoće vršena sa različitim režimima rezanja, to je bilo potrebno uvesti relativnu postojanost da bi se svi dobijeni podaci mogli statistički obraditi. Sa indeksom 100 označene su sve postojanosti dobijene pri rezanju sa glodalima tvrdoće 65 Rc. Indeksi koji odgovaraju glodalima druge tvrdoće dobijeni su delenjem postojanosti postignute sa njima sa postojanošću ostvarenom rezanjem sa glodalima

tvrdoće 65 Rc,

$$I = \frac{T_{Rc1}}{T_{Rc65}} \cdot 100 .$$

Statističkom obradom rezultata došlo se do sledećeg kvantitativnog uticaja tvrdoće glodala na njihovu postojanost

Glodalo tvrdoće 65	Rc:	indeks postojanosti	I = 100
"	"	64	Rc: " " I = 98 ± 8,8
"	"	63	Rc: " " I = 83 ± 9
"	"	61,5	Rc: " " I = 52 ± 7,4



Sl. 3

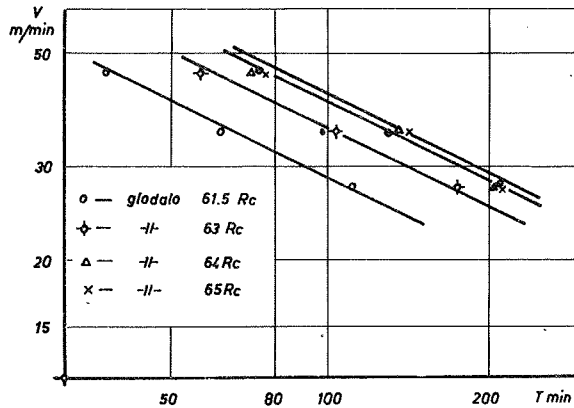
Na slici 3 prikazani su dobijeni rezultati u koordinatnom sistemu T-Rc. Pri tome je pretpostavljeno da se pri nekim uslovima rezanja sa glodalima tvrdoće 65 Rc ostvaruje postojanost od 100 min. Pod istim uslovima rezanja glodala manje tvrdoće ostvarivaće manju postojanost koja je brojno jednaka prikazanim indeksima.

Ukupan vek trajanja alata smanjuje se sa smanjenjem tvrdoće, jer je on proizvod broja mogućih oštrenja i postojanosti.

4. Kvantitativni uticaj tvrdoće glodala na ekonomičnu brzinu rezanja

Dobivene krive habanja i usvojeni kriterijum zatupljenja alata omogućili su konstruisanje Tajlorovih krivih, za sve izvedene slučajeve obrade. Na slici 4 prikazana je, radi primera, grupa Tajlorovih krivih dobijena realizacijom jednog dela ovog projekta.

Do kvantitativnog uticaja tvrdoće glodala na ekonomičnu brzinu



Sl. 4 S = 1.1 mm/o δ = 3 mm
Č.1530

rezanja može se doći preko Tajlorovog izraza za brzinu rezanja oblika

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

Ako ekonomičnu brzinu rezanja koja odgovara glodalima tvrdoće 65 Rc označimo sa indeksom 100, onda će indeksi koji odgovaraju ekonomičnim brzinama rezanja glodanja manje tvrdoće biti

Glodalo tvrdoće	65 Rc:	indeks brzine rezanja	I = 100
"	"	64 Rc:	" " " I = 98
"	"	63 Rc:	" " " I = 88
"	"	61,5 Rc:	" " " I = 72

Navedeni podaci ukazuju na osetan pad brzine rezanja sa promenom tvrdoće glodala od 64 do 61,5 Rc.

5. Uticaj tvrdoće glodala na troškove obrade

Uticaj tvrdoće glodala na veličinu proizvodnih troškova neke operacije koja se izvodi na radnom komadu koji se proizvodi u seriji od z komada može se definisati preko izraza za ukupne

proizvodne troškove oblika

$$U = nk_1 \left(\frac{t_{pr}}{z} + t_k \right) + nk_1 t_1 \frac{t_g}{T} + k_2 t_2 \frac{t_g}{T} + \frac{C_A}{i+1} \cdot \frac{t_g}{T} + \frac{C_m \cdot P}{P \cdot \eta \cdot 100 \cdot 60} \cdot t_k$$

Pošto tvrdoća glodala utiče samo na postojanost alata, izraz za ukupne troškove može biti napisan u obliku

$$U = U_1 + \frac{U_2}{T},$$

gde su sa U_1 i U_2 označene konstante koje definišu proizvodne uslove pod kojima se obrada vrši.

Korišćenjem izraza za ukupne troškove i označavanjem troškova obrade koji odgovaraju glodalima tvrdoće 65 Rc sa indeksom 100 dolazi se do sledećeg kvantitativnog uticaja tvrdoće na troškove obrade

Glodalo tvrdoće 65	Rc: indeks troškova	100
" "	64 Rc: " "	102
" "	63 Rc: " "	120
" "	61,5 Rc: " "	191

Prikazana slika troškova ukazuje na veliki uticaj tvrdoće glodala na rentabilnost obrade naročito pri promeni tvrdoće od 64 do 61,5 Rc.

6. Proračun stvarne vrednosti glodala

Na osnovu rezultata dobijenih ispitivanjem i njihove obrade može se doći do stvarne vrednosti glodala s obzirom na njihovu tvrdoću. Cena glodala sa kojima je vršeno ispitivanje iznosila je 97,8 novih dinara po jednom komadu. Ako ovu cenu usvojimo kao stvarnu vrednost glodala tvrdoće 65Rc, onda da bi troškovi obrade pri rezanju sa glodalima manje tvrdoće bili isti, cena mora biti manja. Nivo troškova obrade vezanih za alat se ne bi menjao ako bi promena tvrdoće alata bila praćena i promenom njihove cene. Na primer, stvarne vrednosti glodala koja su bila upotrebljena pri ispitivanju su

C_a	=	97,8	novih	din.	za	glodalo	tvrdće	65	Rc
C_a	=	95,5	"	"	"	"	"	64	Rc
C_a	=	76,6	"	"	"	"	"	63	Rc
C_a	=	38,8	"	"	"	"	"	61,5	Rc

Očigledno je da promena tvrdće znatno utiče na vrednost glodala.

7. Z a k l j u č c i

Na osnovu obrade svih rezultata dobijenih ispitivanjem i izvršenih analiza mogu se izvesti sledeći zaključci:

- 7.1. Tvrdća glodala znatno utiče na njihovu postojanost i ukupan vek trajanja. Pad postojanosti je naročito veliki pri promeni tvrdće od 64Rc do 61Rc. Promena tvrdće od 64 Rc do 65 Rc ne prouzrokuje znatnije promene u postojanosti glodanja i ukupnom veku trajanja.
- 7.2. Ekonomična brzina rezanja zavisi od tvrdće glodala, jer je funkcija postojanosti. Sa promenom tvrdće glodala ekonomična brzina se ne menja linearno, već po zakonu parabole čije se teme nalazi oko 65 Rc.
- 7.3. Rentabilnost proizvodne operacije koja se izvodi obradom glodanjem zavisi u velikoj meri od tvrdće glodala. Kontrola tvrdće pri prijemu glodala je neophodna. Obrada sa glodalima tvrdće ispod 64 Rc je nerentabilna i treba je izbegavati.
- 7.4. Podaci dobijeni realizacijom ovog istraživačkog projekta pružaju mogućnost odelenjima prijemne kontrole fabrika za reviziju cene alata s obzirom na njihovu tvrdću. Rezultati izvedenih analiza treba da posluže potrošačima reznih alata za borbu za bolji kvalitet alata, a proizvođačima alata ukazuju na neophodnost kontrole tvrdće i uslova termičke obrade u procesu proizvodnje alata.

8. P r i l o g

Sistematska ispitivanja obradivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika alata veoma dugo traju i mnogo koštaju. Osim toga, usled stalnih promena u osobinama konstrukcijskih materijala i alata potreba za ponavljanje sistematskih ispitivanja javlja se u relativno kratkim vremenskim intervalima. Da bi se smanjili vreme trajanja i troškovi sistematskih ispitivanja i da bi se pri svakoj promeni osobina materijala i alata mogli brzo ustanoviti optimalni režimi rezanja, razvijena je poslednjih godina radioaktivna metoda ispitivanja, koja se do danas primenjuje uglavnom za strugarsku obradu. Princip radioaktivne metode sastoji se u ozračivanju reznog elementa strugarskog noža (pločice), kratkotrajnom rezanju i merenju inteziteta habanja. Zaključci o obradivosti konstrukcijskih materijala, kvalitetu sredstava za hladjenje i eksploatacijskim karakteristikama alata izvode se na osnovu poznavanja inteziteta habanja, a ne na osnovu konstrukcije kompletne krive habanja. Kao mera inteziteta habanja služi radioaktivnost strugotine koja se stvori za vreme rezanja od 1 min. Ukoliko je habanje alata intezivnije (više radioaktivnih čestica alata odlazi za vreme rezanja) utoliko je radioaktivnost strugotine veća. Da bi se ova metoda koristila potrebno je da alat ne bude teži od 2-5 gr, jer bi u protivnom ukupna aktivnost alata bila veoma velika, što bi izazvalo nepremostive teškoće pri rukovanju sa alatom i izvođenju opitnih operacija. Ovaj uslov ograničava primenu postojeće radioaktivne metode na rezne alate male težine u koje se ne mogu svrstati glodala, provlakači, burgije itd.

Sistematska ispitivanja vršena prošlih nekoliko godina u IAMA sa valjkastim, koturastim i vretenastim glodalima pokazala su da se glodala habaju uglavnom po ledjnoj površini (slika 1) i da se kriva habanja može aproksimirati parabolom $h = C_1 \cdot T^z$ u oblasti promene širine pojasa habanja od 0,2-0,8 mm. Ova aproksimacija omogućava izvođenje izraza za intezitet i otpornost habanja

$$\frac{dh}{dT} = I = z \cdot C_1 \cdot T^{z-1} = C_2 \cdot T^{z-1} \quad , \quad i$$
$$\frac{dT}{dh} = 0 = \left(\frac{1}{C_1}\right)^{\frac{1}{z}} \cdot \frac{1}{z} \cdot T^{\frac{1}{z}-1} = C_4 \cdot T^a \quad .$$

Na osnovu izvedenog izraza za otpornost habanja zaključuje se da bi poznavanje otpornosti habanja (poznavanje konstanti C_4 i a) omogućilo izračunavanje konstante C_1 i eksponenta z , odnosno definisanje izraza za krivu habanja. Merenje otpornosti habanja uslovljeno je, međutim, postojanjem vrlo precizne metode merenja, znatno preciznije od mikroskopske.

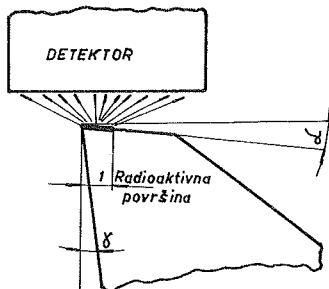
Primena do sada razvijene radioaktivne metode za ispitivanje u oblasti obrade glodanjem nije moguća zbog velike mase glodala (100-1000 grama). Prof. Kazakov [3] predložio je 1958 godine da se pri korišćenju radioaktivnih izotopa za ispitivanje habanja krupnih i više sečnih alata ne vrši ozračivanje u reaktoru, već da se na površini koja se najviše haba nanese tanak sloj radioaktivnog materijala. Pri rezanju ovaj sloj bi nestajao i aktivnost alata bi se smanjivala. Mera inteziteta habanja bi bila smanjenje aktivnosti alata postignuto rezanjem u kratkom vremenskom intervalu. Ova ideja iskorišćena je za razvoj radioaktivnog postupka za ispitivanje valjkastih glodala izradjenih od brzoreznog čelika.

8.1. Osnove novog radioaktivnog postupka

Na ledjnu površinu sečiva zuba nanosi se elektrolitičkim putem na dužini od 10 mm tanak sloj radioaktivnog kobalta $Co60$ širine 1 mm, čiji poluživot (vreme za koje se aktivnost smanji na polovinu) iznosi 5,2 godine i koji emituje 2 gama zraka energije 1,2 Mev i 1,3 Mev. Debljina radioaktivnog sloja kreće se od 1 do 2 μm .

Radioaktivnost nanesenog sloja kobalta kreće se oko 0,02 μC , što je oko 100.000 puta manje od ukupne aktivnosti koju imaju rezne pločice upotrebljene pri ispitivanju strugar-ske obrade postojećom radioaktivnom metodom. Ovako mala ukupna aktivnost omogućava izvodjenje eksperimenata u radionici sa normalnom opremom i rukovanje sa alatom bez posebne zaštite. Mala ukupna aktivnost omogućava praćenje širine pojasa habanja za vreme rezanja i na mikroskopu.

Na slici 5 šematski je prikazan način



Sl. 5

merenja radioaktivnosti aktivirane ledjne površine zuba. Merenje radioaktivnosti ledjne površine sečiva zuba vršeno je sa scintilacionim brojačem tipa SKT-5 .

8.2. Rezultati ispitivanja radioaktivnim postupkom

Programom ispitivanja sa radioaktivnim alatom predviđena je obrada čelika Č.1530 sa tri brzine rezanja, jednom dubinom rezanja i jednim korakom po obrtaju. Cilj ispitivanja je bio iznalaženje Tajlorove krive i krivih habanja merenjem otpornosti habanja i upoređenje dobijenih rezultata sa rezultatima iz prethodnih ispitivanja mikroskopskom metodom. Kao alat izabrano je valjkasto glodalo 63x27x32 N tvrdoće 64 Rc. Aktiviranje ledjne površine jednog zuba izvršeno je na sredini glodala, tako da su rezultati uporedivi sa rezultatima koji su dobijeni ranije iz krivih habanja, slika 2.

Postupak ispitivanja odvijao se sledećim redom:

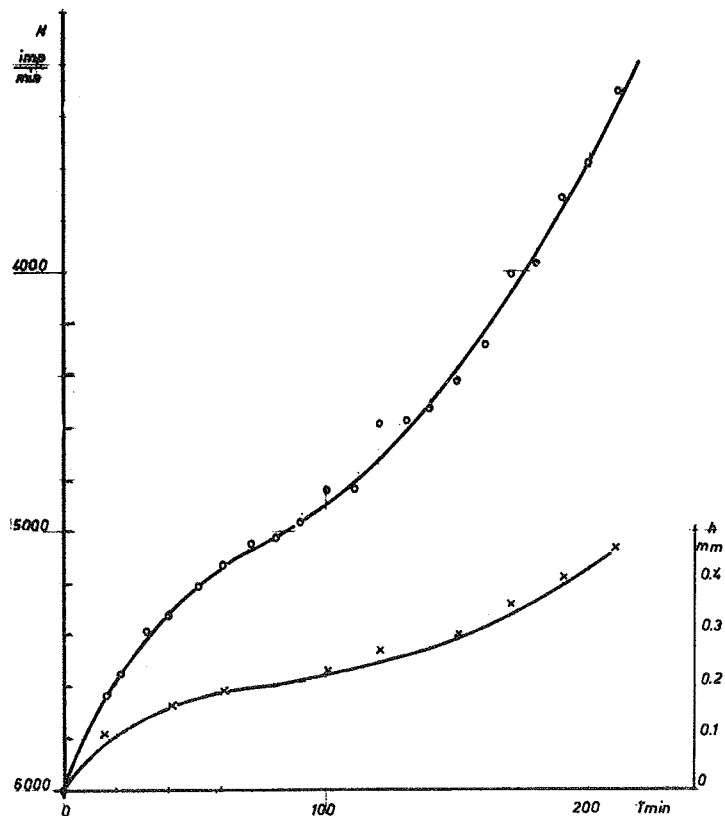
Rezanje je vršeno brzinom rezanja 35,7 m/min i pri koraku 0,56 mm/o sve do pojave širine pojasa habanja $h = 0,465\text{mm}$. Rezanje je prekidano svakih 5 minuta i vršeno merenje radioaktivnosti sečiva scintilacionim brojačem. Na svakih 20 - 30 minuta rezanja merena je širina pojasa habanja na svim zubima na mikroskopu. Merenje na mikroskopu omogućilo je konstruisanje krive habanja za ovaj slučaj obrade i iznalaženje funkcije $N \left[\frac{\text{imp}}{\text{min}} \right] = F(h) \left[\text{mm} \right]$. Na slikama 6 i 7 prikazane su krive habanja dobijene radioaktivnom i mikroskopskom metodom i funkcija $N = f(h)$.

Pretpostavljena linearna zavisnost aktivnosti ledjne površine i širine pojasa habanja potvrđjena je i ovim eksperimentom.

Sa glodalom koje je zastupljeno do $h = 0,465\text{ mm}$ izvršeno je kratkotrajno rezanje sa sve tri brzine rezanja. U tablici 2 prikazani su brzina rezanja, vreme rezanja, aktivnost ledjne površine sečiva zuba i otpornost na habanje izraženo u min/mm.

Konstanta C_1 izračunata je po obrascu

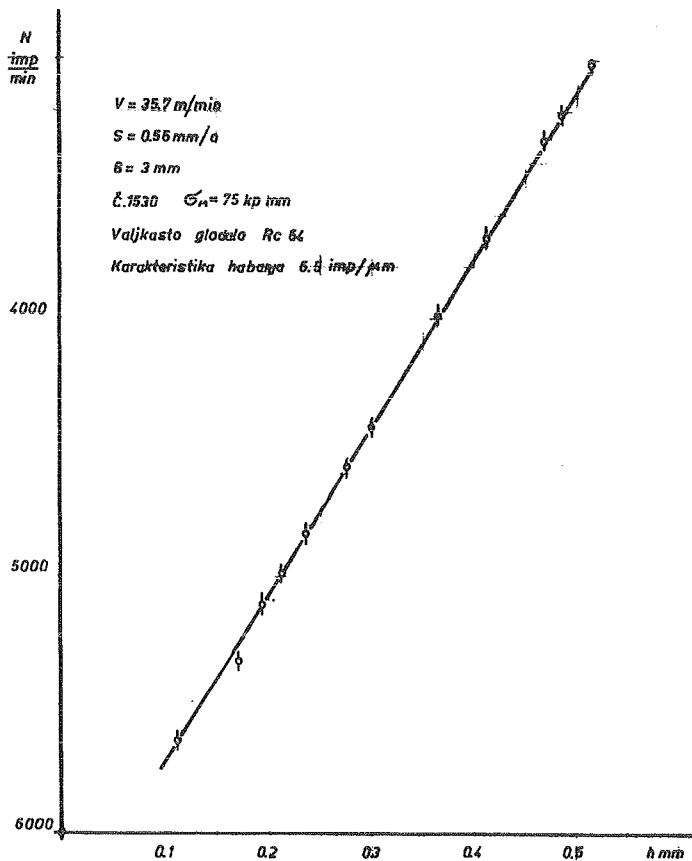
$$C_1 = \frac{1}{(z \cdot C_4)^z}$$



SL. 6

Korišćenjem dobivene vrednosti konstante C_1 , poznate vrednosti eksponenta z i ranije usvojenog kriterijuma $h = 0,3$ mm, izračunate su postojanosti T_1 , T_2 i T_3 koje odgovaraju brzinama rezanja v_1 , v_2 i v_3 . Na slici 4 ucrtane su tačke dobijene radioaktivnim postupkom. Analizirajući sliku 4 dolazi se do zaključka da je odstupanje tačaka koje su dobijene radioaktivnim postupkom od Tajlorove prave manje od odstupanja tačaka dobijenih mikroskopskom metodom. Ovakva slika odstupanja je i logična, jer je pri korišćenju radioaktivnog postupka rezanje sa svim brzinama vršeno na samo jednoj šipki, dok je pri korišćenju mikroskopske metode bilo upotrebljeno više šipki približno

iste vrednosti.



SL.7

TABLICA 2

Brzina rezanja V m/min	Vreme rezanja t min	Aktivnost N imp/min		ΔN imp/min	Δh mm	Otpornost na habanje na habanje min/mm	Konstanta C_1 $\times 10^{-3}$
		pre rezanja	posle rezanja				
35.7	5	3331	3249	82	0.0126	398	1.14
44.5	4	3249	3171	78	0.012	332	1.4
27.8	6.25	3171	3146	53	0.0082	760	0.56

8.3. Prednosti radioaktivnog postupka

Radioaktivni postupak omogućava u prvom redu skraćivanje vremena ispitivanja i smanjenje troškova. U tablici 3 prikazani su vreme trajanja i troškovi ispitivanja ostvareni primenom mikrometerske i radioaktivne metode pri dobijanju samo jedne Tajlorove krive.

TABLICA 3

Opitna operac. broj	Brzina rezanja V m/min	Mikroskopski postupak				Radioaktivni postupak			
		Vreme rezanja T min	Ukupno vreme ispitivanja T_u min	Troškovi ispitiv. U st. din.	Utrošak mater. χ_g	Vreme rezanja T min	Ukupno vreme ispitiv. T_u min	Troskovi ispitiv. U st. din.	Utrošak mater. χ_g
1	27.8	352	704	33500	12.2	10	20	1900	0.35
2	35.7	200	400	19000	8.6	220	440	20800	9.5
3	44.5	132	264	12500	7.2	10	20	1900	0.55
Ukupno		684	1368	65.000	28	240	480	24600	10.4

Troškovi iznalaženja jedne Tajlorove krive radioaktivnom metodom manji su za približno 2,7 puta od troškova koji se javljaju pri korišćenju mikroskopske metode. Međutim, kako se sa jednim radioaktivnim alatom mogu dobiti informacije za konstrukciju 15 - 20 Tajlorovih krivih, troškovi realizacije jednog šireg programa ispitivanja svode se na 10 - 15 puta manju vrednost. Pri realizaciji većih programa istraživanja ukupne uštede u materijalu, vremenu i troškovima su još veći.

Druga prednost radioaktivne metode sastoji se u mogućnosti izvodjenja velikog broja opitnih operacija na jednom radnom predmetu i sa jednim glodalom, čime se uklanjaju uticaji raznolikosti u mehaničkim osobinama obradivanog materijala i eksploatacijskim karakteristikama alata iste vrste.

Potpuno definisanje radioaktivnog postupka za ispitivanja u svim vrstama obrade glodanjem je još uvek u toku. Problemi koji čekaju rešenje vezani su, uglavnom, za postupak ravnomernog nanošenja radioaktivnog kobalta na ledjnu površinu sečiva, za održavanje konstantne geometrije merenja i za dekontaminaciju upotrebljenih glodala.

9. L i t e r a t u r a

- [1] Kolektiv autora, Sistematsko ispitivanje obradivosti pri obradi rezanjem jugoslovenskih konstrukcijskih materijala domaćim alatima, Elaborat br. 71/67, IAMA, Beograd, Institut za strojništvo, Ljubljana (1967)
- [2] B. Ivković, Veza između ekonomičnosti i produktivnosti u obradi metala rezanjem, Mašinstvo, 12 (1963)
- [3] M. F. Kazakov, Radioaktivnie izotopi v isledovanii iznosa rezušćego instrumenta, Mašgiz, Moskva (1960)
- [4] B. Ivković, Odredjivanje obradivosti konstrukcijskih materijala i eksploatacijskih karakteristika glodala merenjem inteziteta habanja pomoću radioaktivnih izotopa, Mašinstvo, 16 (1967) M 184.

B. Ivković

The Influence of Milling Cutter Hardness upon it's Working Properties

It is a well established fact that the hardness of milling cutters has some bearing upon tool-life, but the information which quantifies this influence is very scarce. The paper results from systematic testing of machinability of Yugoslav made materials with Yugoslav cutting tools. The tests carried out with high-speed steel milling cutters when milling steel Č.1530 and C.5421 showed that with a decrease in tool hardness by 2 to 4Rc the tool-life decreases by 20 - 40%, followed by an increase of production costs by 25 - 80%. The economical cutting speed appears also to be adversely affected by a decrease in tool hardness, resulting in the practical conclusion that a softer milling cutter is necessarily associated with the reduction of it's value and, as a cosequence, of selling price. In an appendix the first results from a programme concerning a new method for tool-life testing in milling by radioisotopes are shown. The clearance faces of a high-speed steel milling cutter have been covered by a thin film of irradiated cobalt, and the information on a decrease of radioactivity obtained so far seems to be rather conclusive.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

B. Popović ^{x)}

METODA ISPITIVANJA REZNIH MOGUĆNOSTI UREZNIKA ^{xx)}

1. U v o d

Urezivanje unutrašnjeg navoja ureznikom predstavlja veoma korišćen postupak obrade koji za slučaj manjih otvora postaje i nezamjenljiv. Kako se u modernoj industrijskoj proizvodnji primjenjuju sve kvalitetniji materijali, u pogledu čvrstoće i tvrdoće, urezivanje je znatno otežano pa projektovanje poboljšanih mašinskih ureznika postaje predmet od posebnog interesovanja.

Urezivanje navoja se vrši redovno u probušenim i razvrtanim otvorima pri čemu mora strogo biti obezbeđena koaksijalnost osa otvora i ureznika. Isto tako i režimi urezivanja, brzina urezivanja i priliv sredstava za hladjenje i podmazivanje - SHP, moraju biti precizno utvrđeni. Ovaj kompleks uslova je teško ostvariti u proizvodnji a i u takvom izuzetnom slučaju mogu izvesti ključci, u materijalu ureznika ili predmetu rada, dovesti do loma vrha jednog od mnogobrojnih zubaca a zatim i do pucanja ureznika.

Ureznik inače kao višesečni alat ima složen geometrijski oblik i komplikovan postupak izrade, pa se uz dati kompleks uslova obrade nailazi na čitav niz problema. U ovom napisu se zato, mada je prostor ograničen, razmatraju svi ovi problemi uočeni tokom višegodišnje uspješne saradnje Instituta i preduzeća "FRA" iz Čačka [7] .

U drugom delu se analiziraju geometrijski elementi ureznika i prikazuje najpogodniji tok izbora optimalnog geometrijskog ob-

^{x)}

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

^{xx)}

Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate u Beogradu koje prikazuje metodu korišćenu pri ispitivanju ureznika proizvodnje FRA - Čačak, kao i za deo projekta SISTEMATSKO ISPITIVANJE OBRADLJIVOSTI PRI OBRADI REZANJEM DOMAĆIH KONSTRUKCIJSKIH MATERIJALA DOMAĆIM ALATIMA.

lika ureznika. U trećem delu se iznosi način odredjivanja optimalnih režima urezivanja za ureznik sa optimalnim geometrijskim oblikom. U četvrtom delu se konačno prikazuje nov originalni postupak kontrole kvaliteta poboljšanog ureznika pomoću teorije korelacija primenom elektronskih računara.

2. Geometrijski elementi

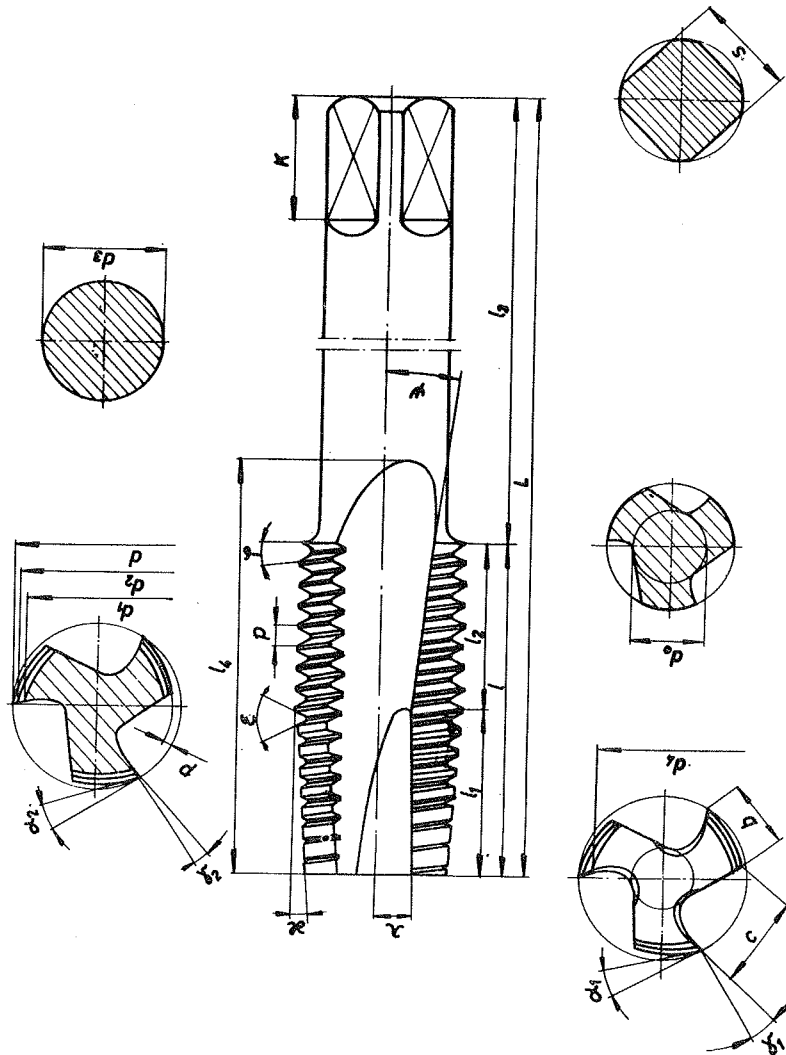
Kako još uvek ne postoje jugoslovenski standardi za propisivanje geometrijskog oblika mašinskih ureznika domaći proizvođači izrađuju ovaj alat uglavnom prema DIN-u. Za slučaj jednostrukog, desnog metričkog navoja sa krupnim korakom na sl.1 su prikazani geometrijski elementi mašinskog ureznika sa tri žleba za navoj M10. Pet poprečnih preseka na karakterističnim mestima omogućava ovde detaljan uvid u složenost geometrije ovog alata.

Radno telo ureznika (dužine l) se sastoji od ulaznog (l_1) i kalibrirajućeg (l_2) dela čiji je prelaz neobično važan za proces obrade. Mada se rezanje obavlja samo sa zupcima na ulaznom delu, zupci na prolaznom delu daju konačni oblik navojcima navoja jer je ostali kalibrirajući deo konično sužen.

Pomenuti standard ostavlja međjutim proizvođačima da sami izaberu materijal ureznika, neke geometrijske elemente i postupak izrade zavisno od specifičnih uslova eksploatacije. Služeći se uglavnom sa stranom literaturom oni neminovno moraju da prave sistematske greške. Jedanput zbog loše geometrije koja ne odgovara izabranom materijalu ureznika, drugi put zbog loših režima urezivanja koji nisu prilagodjeni datom materijalu predmeta rada itd. Svi ovi problemi se rešavaju uspešno jedino putem dužeg istraživačkog rada [1] zasnovanog na eksperimentima, slično radu Mgr. Ing. J. Stanića u Institutu na ispitivanju burgije.

Osnovni zadatak se sastoji u odredjivanju uslova koji ostvaruju najveću postojanost ureznika, tj. najdužeg perioda u kome će ureznik da radi efikasno bez oštrenja. Obradjeni navoj mora takodje po merama, obliku i kvalitetu obradjenih površina uvek da bude bezprekoran [3]. Ovaj zadatak je međjutim ograničen i vremenom i sredstvima, pa je neophodno da se pronadju izvesne granice služeći se aparatom teorije verovatnoće i teorijske statistike. U tom cilju će se razmotriti postupak planiranja eks-

perimenata posle koga sledi proces ispitivanja kao i obrada po-
dataka dobijenih pri ispitivanju, radi formulisanja rezultata.



Sl. 1 Geometrijski elementi mašinskog ureznika

2.1. Planiranje eksperimenata

U prethodnom delu je već istaknuto da za trivijalna istraživa-

nja treba eksperimentisati sa (i) materijalom ureznika, (ii) materijalom predmeta rada i (iii) geometrijskim elementima. Ostali uslovi obrade (brzina, SHP, termička obrada itd.) treba da ostanu nepromenjeni jer će o njima biti reči i u delu 4. Mogu se koristiti tri centralne metode za planiranje eksperimenata.

Metoda parova se može koristiti kod istraživanja samo jednog uticajnog faktora sa parovima podataka, npr. ispitivanje uticaja materijala ureznika od Č. 6880 i Č. 6980 na postojanost ureznika, dok su ostali faktori nepromenljivi. Ako se ustanovi razlika između postojanosti te dve vrste ureznika može se sada primenom analize varijanse da ispita njena signifikantnost, tj. potvrdi ili odbije kao slučajan događaj.

Metoda blokova se može koristiti za više parova, naprimer kod istraživanja uticaja osam veličina grudnih uglova na postojanost ureznika. Formiranjem blokova i varijeteta i koristeći opet analizu varijanse totalna disperzija se razdvaja na tri komponente pomoću kojih se stvara hipoteza o jednakosti varijabiliteta. Dobijene aleatorne promenljive imaju poznati Fišerov raspored, pa se mogu odrediti pragovi značajnosti za unapred dati koeficijent sigurnosti.

Metoda latinskih kvadrata omogućava planiranje eksperimenata sa heterogenim grupama faktora. Formira se tabela po varijetetima, a totalna disperzija se razdvaja na disperzije između redova, između kolona, između varijeteta i na rezidualnu disperziju. Primenom analize varijanse proverava se hipoteza o indentičnosti prve tri komponente varijanse ponosob sa rezidualnom varijansom. Ova metoda omogućava varijaciju svih uticajnih faktora tako da se ona najčešće koristi pogotovo zbog mogućnosti daljih kombinacija.

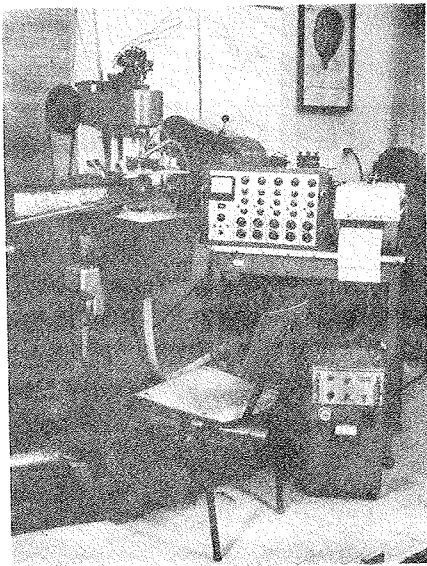
Uzimajući naprimer dve vrste materijala ureznika, dve vrste materijala predmeta rada i 15 uglova rezanja (α , δ , ϱ , λ i ψ) umesto $2 \cdot 2 \cdot 15 = 60$ eksperimenata, sa tri ponavljanja ukupno $60 \cdot 3 = 180$ eksperimenata, može se pogodnim eliminisanjem sekundarnih varijeteta da dobije ukupno 96 eksperimenata.

2.2. Obrada dobijenih podataka

Pripremljeni ureznici se obeležavaju na delu četvrtke sa broje-

vima od 1 do 3 za sva tri ponavljanja, a eksperimenti se označavaju sa petodelnom oznakom. Na primer oznaka M10 WU72 govori o urezniku za navoj M10 od standardnog brzoreznog čelika, koji obradjuje navoj u predmetima rada od ugljeničnog čelika u sedmoj eksperimentalnoj seriji i drugom ponavljanju.

Bira se dalje izvestan broj obrtaja mašine i uzima odgovarajući protok SHP [9] toliko dugo dok se ne pronadje granica izmedju pojave pojasa habanja i lepljenja (odnosno navarivanja ivera) na ledjnoj površini zupca ureznika. Zadržavajući ove uslove tokom daljih ispitivanja obradjuju se prvi navoji (i odlažu predmeti radi kasnijeg merenja) snimajući momente otpora na posebnim instrumentima. Na sl. 2 je prikazana fotografija postupka snimanja momenta otpora na pisaču pri ispitivanju ureznika za navoj M4. Posle svakih 200 komada obradjenih navoja meri se na urezniku pojas habanja za svaki zubac i za svaki red zubaca na



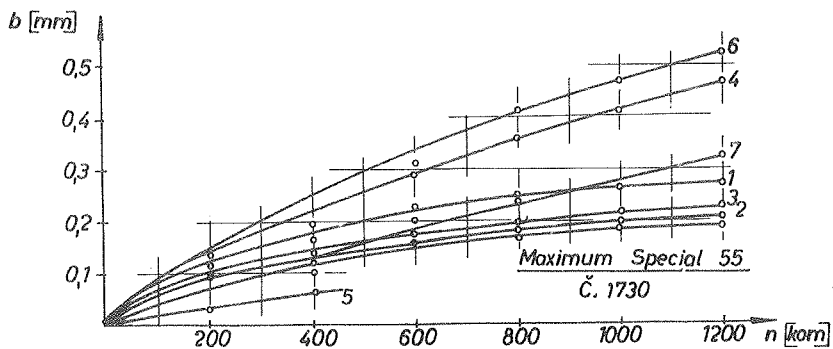
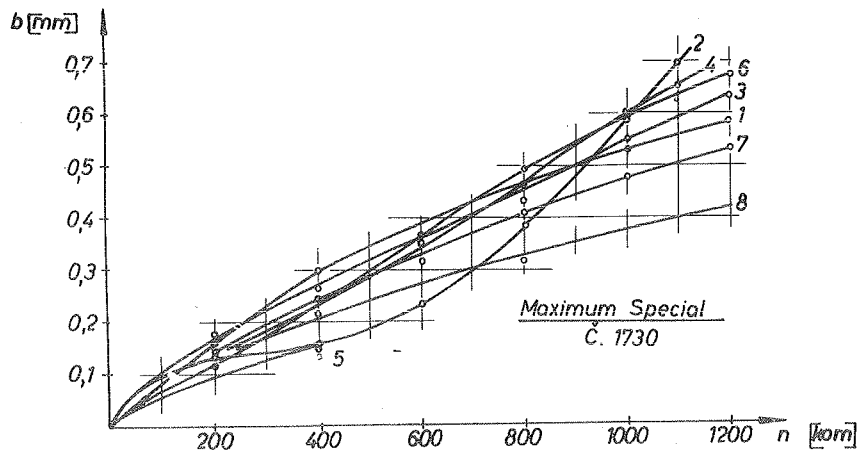
Slika 2

ulaznom delu. Ciklusi se ponavljaju sve dok veličina pojaseva habanja ne predje izvesnu meru kada se pristupa obradi dobijenih podataka.

Prva grupa podataka dobija se u obliku dijagrama pojaseva habanja kao što su naprimer dijagrami prikazani na sl. 3. Pri protoku SHP od 0,1 l/min dobija se kao najbolji ureznik iz osme odnosno druge eksperimentalne serije. Drugu grupu podataka daju dijagrami snimljenih momenata otpora tokom obrade posle svakih 200 navoja. Treću grupu podataka daju dijagrami odstupanja srednjih prečnika navoja izmerenih u odloženim predmetima rada. I konačno šesta grupa podataka se dobija merenjem hrapavosti površina navojaka u obradjenim navojima.

Svi ovi podaci treba da se grafički prikažu, a treba pronaći i

režim između pojedinih grupa podataka radi konačnog izbora u-
reznika sa optimalnim geometrijskim oblikom.



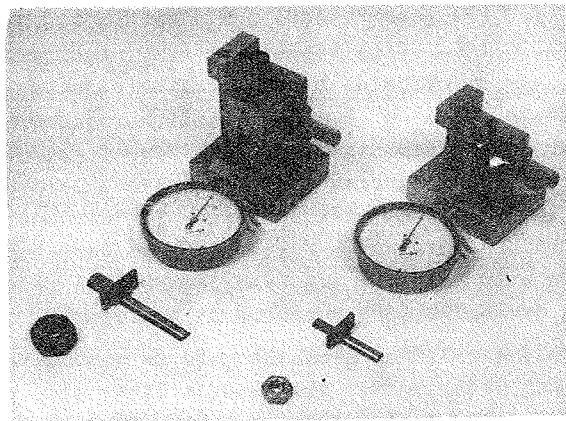
Sl. 3 Dijagrami pojaseva habanja zubaca mašinskih ureznika
za eksperimentalne serije ispitivanja M10Wu1...8 i
M10Cu1...8

3. Režimi urezivanja

Prethodno dobijen ureznik treba da operiše sa pogodnim režimima urezivanja, tj. sa optimalnim koji, dakle, obezbeđuju najveću postojanost ureznika. Dok se u prethodnim ispitivanjima moglo uvesti skraćenje u pogledu provođenja ispitivanja, ovde treba da se koriste realni proizvodni režimi, a jedino se obrada podataka može ubrzati.

U postupku ispitivanja se nalazi više ureznika kojima se po već poznatom postupku "odredjuje postojanost merenjem pojaseva habanja uz varijaciju brzina". Iz dobijenog dijagrama prelazi se zatim pomoću usvojenog kriterijuma rentabilnosti do optimalne veličine pojasa habanja. Konačno se konstruiše poznati Tejlorov logaritamski dijagram iz koga se neposredno može odrediti brzina urezivanja za primenjeni materijal ureznika.

Između mnogih kriterijuma rentabilnosti od posebnog je interesovanja tačnost mera obradjenog navoja. Naime, zbog komplikovanog oblika obradjene površine jedan od najvažnijih faktora je upravo tačnost mera, a ne broj oštrenja ureznika. U tom cilju je razradjena i izvedena originalna konstrukcija mernog pribora [10] za unutrašnji navoj prema sl. 4. Pored veličine srednjeg pre-



Slika 4

čnika navoja definisan je i "fiktivni srednji prečnik", koji se pomoću datog pribora može neposredno da meri i kontroliše na u-

gradjenom komparatoru sa tačnošću 0,001 mm. Pribor raspelaše sa dva kompleta pelukalibara (sa stranom "ide" i sa stranom "ne ide") koji se uvlače u obradjeni navoj. Na slici su prikazani pribori za navoj M16 i M10, ali se ne može ići ispod M6.

4. Kontrola kvaliteta

Izradom ureznika (sa optimalnim geometrijskim oblikom) i izradom preperuka (sa optimalnim režimima urezivanja) još uvek nije završen kompleksan zadatak ostvarenja ureznika sa poboljšanim reznim mogućnostima. Još uvek se može dogoditi da dva slična ureznika u sličnim uslovima obrade postignu dve sasvim različite veličine postojanosti. Valja dakle stabilizovati i usavršiti proizvodni proces ureznika do te mere da se uvek i u svakom momentu na tržištu mogu naći upravo ovi projektovani ureznici.

U prethodnim ispitivanjima je analiziran uvek samo po jedan uticajni faktor (naprimer ugao ili brzina urezivanja) dok su svi ostali [8] zamišljeni nepromenljivim. Ovime su unapred zadržane mnoge greške jer su svi procesi slučajnog karaktera sa izvesnim statističkim rasporedom.

Svi uticajni faktori na postojanost ureznika mogu se grupisati u tri grupe, tj. (i) geometrijski - $d_0, d_2, P, l_1, l_2, b, P, c, \alpha, \gamma, \varepsilon, \lambda, \psi$ i ψ , (ii) tehnološki - \underline{Ar}_1 radijalno bacanje ulaznog dela, \underline{Ar}_2 radijalno bacanje kalibrirajućeg dela, \underline{Aa} aksijalno bacanje dela, \underline{k} koničnost kalibrirajućeg dela i \underline{e} ekscentričnost jezgra ureznika, \underline{Rz}' hrapavost grudne površine \underline{Rz}'' hrapavost ledjne površine i \underline{Rz} hrapavost bokova zubaca ureznika i (iii) usled termičke obrade - \underline{T}_1 "nepopustljivost" i \underline{T}_2 "opuštenost", tj. ukupno 25 faktora. Svaki izradjeni ureznik ima varijaciju ovih faktora, pri čemu je naročito važan intenzitet uticaja svakog faktora ponaosob na postojanost ureznika.

Za uzorak dovoljne veličine ureznika može se smatrati da, uz predviđjeni prag značajnosti, predstavlja čitav skup proizvedene serije, tako da će i odredjena zavisnost faktora na postojanost ureznika, izračunata za uzorak pomoću višestruke korelacije važiti i za celu seriju ureznika. Ovaj podatak u obliku funkcije korelacione veze je neophodan za proizvodjača koji će odmah u sledećoj seriji znati gde i kako da ispravi nastale greš-

ke [4]. Primena ove nove metode kontrole kvaliteta pomoću višestruke korelacije prikazaće se na jednostavnom primeru, ali prethodno uz razmatranje primera jednostruke korelacije.

4.1. Jednostruka korelacija

Ako se pri ispitivanju posmatra uticaj samo jednog faktora (na primer prečnik jezgra d_0) na postojanost ureznika T (može se reći da se tretira jednostruka korelacija veza. Skraćeni postupak po teoriji korelacija je prilično jednostavan.

Posmatraju se [5] dva obeležja X i Y u obliku dvodimenzionalnog prekiđnog rasporeda. Podaci obeležja X se grupišu u n razmaka veličine d_1 a obeležja Y u m , veličine d_2 . Koristeći gornji deo radne tabele sa ukupno $n \cdot m$ polja izračunavaju se nova obeležja

$$U = \frac{X - A_1}{d_1} ; \quad Z = \frac{Y - A_2}{d_2} , \quad (1)$$

pomoću privremenih aritmetičkih sredina, dok su aritmetičke sredine od X i Y (preko marginalnih rasporeda)

$$\bar{x} = A_1 - d_1 \bar{u} = A_1 - d_1 \frac{\sum_{i=1}^n fu_i U_i}{N} ; \quad \bar{y} = A_2 - d_2 \bar{z} = A_2 - d_2 \frac{\sum_{i=1}^m fz_i Z_i}{N} , \quad (2)$$

pri čemu se veličina uzorka uzima od 50 do 120

$$N = \sum_{i=1}^n fu_i = \sum_{i=1}^m fz_i . \quad (3)$$

U tom cilju se u radnoj tabeli izračunavaju izrazi

$$\sum_{i=1}^n fu_i U_i ; \quad \sum_{i=1}^n fu_i U_i^2 ; \quad \sum_{i=1}^m fz_i Z_i \quad \text{ i } \quad \sum_{i=1}^m fz_i Z_i^2 . \quad (4)$$

Takodje se preko marginalnih rasporeda direktno izračunavaju i varijanse,

$$G_x^2 = \frac{d_1^2}{N} \sum_{i=1}^n fu_i U_i^2 - (d_1 \bar{u})^2 ; \quad G_y^2 = \frac{d_2^2}{N} \sum_{i=1}^m fz_i Z_i^2 - (d_2 \bar{z})^2 . \quad (5)$$

Kovarijansa se izračunava preko donjeg dela radne tabele u kojoj treba prethodno izračunati izraz

$$\sum_{i=1}^n u_i \sum_{j=1}^m fz_j Z_{ij} = R \quad (6)$$

pomoću koga se dobija

$$\sigma_{uz} = \frac{R}{N} - \bar{u} \bar{z} \quad (7)$$

Kako je dalje pomoću očekivanih vrednosti

$$\begin{aligned} \sigma_{uz} &= E(UZ) - \bar{u} \bar{z} = E\left(\frac{X - A_1}{d_1} \cdot \frac{Y - A_2}{d_2}\right) - \frac{\bar{x} - A_1}{d_1} \cdot \frac{\bar{y} - A_2}{d_2} \\ d_1 d_2 \sigma_{uz} &= E(XY - A_1 Y - A_2 X + A_1 A_2) - \bar{x} \bar{y} + A_1 \bar{y} + A_2 \bar{x} - A_1 A_2 \\ d_1 d_2 \sigma_{uz} &= E(XY) - \bar{x} \bar{y} \end{aligned}$$

i konačno

$$\sigma_{xy} = d_1 d_2 \sigma_{uz} \quad (8)$$

Koeficijent jednostruke korelacije je

$$r = \frac{\sigma_{xy}}{\sigma_x \sigma_y} \quad (9)$$

a njegova standardna devijacija je

$$\sigma_r = \frac{1 - r^2}{\sqrt{N}} \quad (10)$$

pri čemu se pomoću poznatog kvantilnog parametra

$$x = \frac{r}{\sigma_r} \quad (11)$$

može iz tabele [2] direktno odrediti funkcija rasporeda $\Phi(x)$.

Ako se u prvoj aproksimaciji pretpostavi da su regresione krive, koje pokazuju zavisnost izmedju obeležja Y od X odnosno X od Y, polinomi prvog stepena (linearne funkcije) onda se dobijaju jednačine ovih srednje kvadratnih regresionih prava

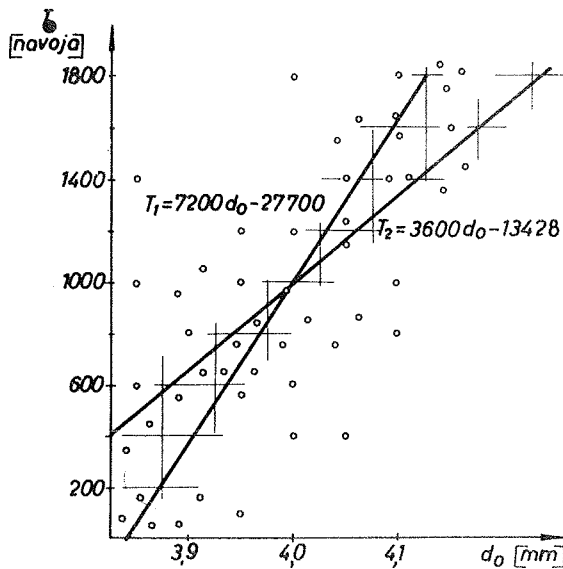
$$y - \bar{y} = \frac{\sigma_{xy}}{\sigma_x^2} (x - \bar{x}) ; \quad x - \bar{x} = \frac{\sigma_{xy}}{\sigma_y^2} (y - \bar{y}) \quad (12)$$

Konačna ocena korelacionih veza izmedju obeležja Y i X odnosno X i Y se vrši izračunavanjem rezidijumskih varijansi

$$s_x^2 = \sigma_x^2 (1 - r^2) ; \quad s_y^2 = \sigma_y^2 (1 - r^2) \quad (13)$$

U primeru na sl. 5 je prikazano rešenje korelacione veze uticaja prečnika jezgra d_0 na postojanost ureznika pri urezivanju navoja M10. Pomoću radne tabele (gore) izračunat je koeficijent

X (d_0)	$U = \frac{d_0 - 4,0}{0,025}$	Y (T)										f_U	$f_U U$	$f_U U^2$
		0	300	500	700	900	1100	1300	1500	1700	1900			
		300	500	700	900	1100	1300	1500	1700	1900				
$Z = \frac{T - 1000}{2000}$														
		-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4		V	∑	N
3,825	-3	3	2	1		1		1				8	-24	72
3,875														
3,875	-2	2		2	1	2						7	-14	28
3,925														
3,925	-1	1		3	2	1	1					8	-8	8
3,975														
3,975	0		1	1	2		1				1	6	0	0
4,025														
4,025	1		1		2		2	1	2			8	8	8
4,075														
4,075	2				1	1		2	2	1		7	14	28
4,125														
4,125	3							2	1	3		6	18	54
4,175														
4,175	4													
f_{Σ}	∑	6	4	7	8	5	4	6	5	5	5	50	-6	198
$f_{\Sigma} Z$	∑	-24	-12	-14	-8	0	4	12	15	20	-7			
$f_{\Sigma} Z^2$	∑	96	36	28	8	0	4	24	45	80	321			
$f_{\Sigma 1} Z$		-12	-6	-2				2				-18	54	
$f_{\Sigma 2} Z$		-8		-4	-1							-13	26	
$f_{\Sigma 3} Z$		-4		-6	-2		1					-11	11	
$f_{\Sigma 4} Z$			-3	-2	-2		1				4	-2	0	
$f_{\Sigma 5} Z$			-3		-2		2	2	6			5	5	
$f_{\Sigma 6} Z$					-1			4	6	4		13	26	
$f_{\Sigma 7} Z$								4	3	12		19	57	
														179



Sl. 5 Radna tabela i dijagram regresionih prava kod jednostruke korelacije.

korelacije uzorka $r = 0,78$ koji je verovatan 93% za celu proizvedenu seriju ureznika. U dijagramu (dole) obe prave se seku u tački ($d_0 = 3,994$ mm, $T = 972$ navoja), i dok prava T_2 predstavlja traženu zavisnost uticaja varijacije prečnika jezgra d_0 na postojanost ureznika T , prava T_1 sa $S_1^2 = 0,00388$ pokazuje znatno jaču korelaciju obeležja d_0 od T , nego što je korelacija T od d_0 .

4.2. Višestruka korelacija

U delu 4. je već istaknuto da na postojanost ureznika utiče ukupno 25 uticajnih faktora. Prethodnim postupkom se mogu dakle naći svih 25 aproksimirajućih polinoma, naprimer (12) sa verovatnoćama korelacija, preko (11). Dobijen je jedan 26 - dimenzionalni skup pri čemu je interesantan uticaj svakog pojedinog i svih zajedno faktora na postojanost ureznika, pa treba dakle tretirati višestruku korelaciju.

Obeležje zavisne promenljive neka je X_1 , a obeležja nezavisno promenljivih neka su $X_2, X_3, X_4, \dots, X_{26}$. Tada je linearna regresija, usvojena u prvoj aproksimaciji, za višestruku korelaciju

$$X_1 = b_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 + \dots + b_{26} X_{26} \quad (14)$$

izračunata na osnovu sledeće matrice koeficijenata jednostruke i delimične korelacije

$$\begin{array}{cccccccc} r_{2,1} & & r_{2,3} & r_{2,4} & \dots & \dots & \dots & r_{2,26} \\ r_{3,1} & r_{3,2} & & r_{3,4} & \dots & \dots & \dots & r_{3,26} \\ r_{4,1} & r_{4,2} & r_{4,3} & \dots & \dots & \dots & \dots & r_{4,26} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ r_{26,1} & r_{26,2} & r_{26,3} & r_{26,4} & \dots & \dots & \dots & \dots \end{array} \quad (15)$$

odnosno iz sistema jednačina

$$\begin{array}{l} r_{2,1} = \dots + r_{2,3} a_3 + r_{2,4} a_4 + \dots + r_{2,26} a_{26} \\ r_{3,1} = r_{3,2} a_2 + \dots + r_{3,4} a_4 + \dots + r_{3,26} a_{26} \\ r_{4,1} = r_{4,2} a_2 + r_{4,3} a_3 + \dots + r_{4,26} a_{26} \\ \vdots \\ r_{26,1} = r_{26,2} a_2 + r_{26,3} a_3 + r_{26,4} a_4 + \dots \end{array} \quad (16)$$

a preko jednačine

$$c = a_2 c_2 + a_3 c_3 + a_4 c_4 + \dots + a_{26} c_{26} \quad (17)$$

sa smenom

$$b_i = a_i \frac{\sigma_i}{\sigma_1} \quad \text{gde je } i = 1, 2, 3, \dots, 25. \quad (18)$$

Koristeći dakle izračunate podatke za jednostruku korelaciju, kao što je prikazano u delu 4.1., izračunavaju se podaci za međusobne delimične korelacione veze, da bi se konačno formirala višestruka korelaciona funkcija.

U primeru se prikazuje osnova izračunavanja višestruke korelacije uticaja nekih geometrijskih elemenata na postojanost ureznika. Ispitivajući mašinski ureznik za navoj M10, sa veličinom uzorka od 50 komada ureznika, posmatrana je postojanost ureznika uz uticaj varijacije pet faktora. Prema specifikacijama tolerancije utvrđjena su odstupanja mera ureznika i to (i) ugla ulaznog dela ureznika α , (ii) srednjeg prečnika navoja ureznika d_2 , (iii) dužine ulaznog dela ureznika l_1 , (iv) dužine kalibrirajućeg dela ureznika l_2 i (v) ledjnog ugla zupca ulaznog dela ureznika α .

Izračunavanjem podataka o jednostrukim korelacionim vezama između geometrijskih elemenata i postojanosti ureznika i podataka o delimičnim korelacionim vezama između samih geometrijskih elemenata prelazi se zatim na izračunavanje višestruke korelacione veze između svih geometrijskih elemenata zajedno i postojanosti ureznika.

Tabeliranjem koeficijenata jednostruke i delimične korelacije u tabelu (15) i rešavanjem sistema jednačina (16)

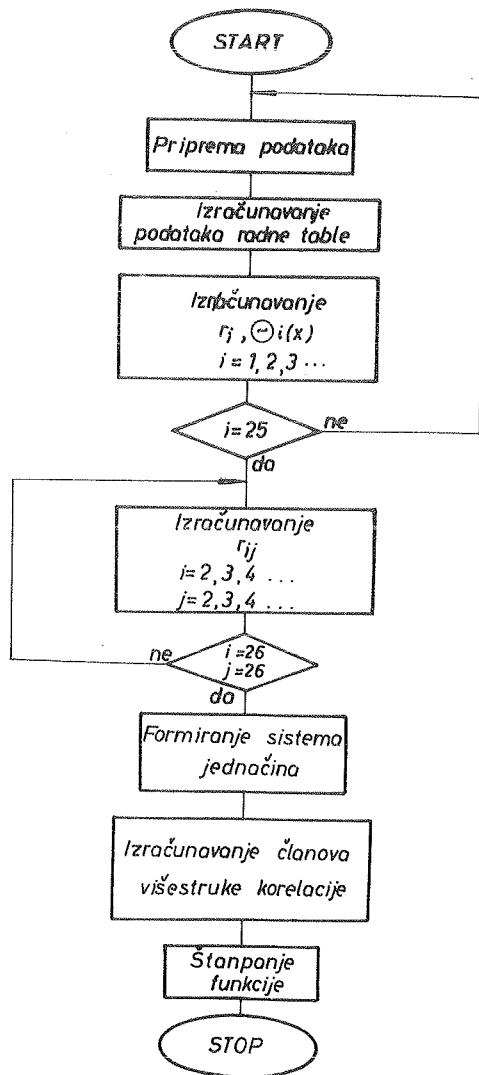
$$\begin{aligned} -0,439 &= a_2 + 0,193 a_3 - 0,103 a_4 + 0,045 a_5 + 0,032 a_6 \\ 0,398 &= 0,193 a_2 + a_3 + 0,352 a_4 + 0,150 a_5 + 0,140 a_6 \\ 0,409 &= -0,103 a_2 + 0,352 a_3 + a_4 - 0,020 a_5 + 0,113 a_6 \\ -0,289 &= 0,045 a_2 + 0,150 a_3 - 0,020 a_4 + a_5 + 0,168 a_6 \\ 0,072 &= 0,032 a_2 + 0,140 a_3 + 0,113 a_4 + 0,168 a_5 + a_6 \end{aligned}$$

dobija se funkcija višestruke korelacije

$$T = 39,8 - 80,2 \alpha + 73,1 d_2 + 101,4 l_1 - 142,8 \alpha + 0,0524 l_2$$

sa intenzivnim uticajem ugla α , zatim dužine l_1 , pa onda ug-

la α i konačno prečnika navoja ureznika d_2 .
 Čitav postupak se može znatno ubrzati primenom elektronskog računara [6] tako da se svega posle nekoliko sekundi može da do-
 bije odštampana funkcija (14). Na sl. 6 je prikazana shema pro-



Sl. 6 Shema proračuna višestruke korelacije primenom elektronskog računara.

računa višestruke korelacije primenom elektronskog računara u veoma pojednostavljenom obliku po kojoj je izradjen program. Od računara je pogodniji za izračunavanje digitalni elektronski računar koji pored štampanja funkcije može i izračunati vrednosti T za posmatrane varijacije uticajnih faktora.

5. Z a k l j u č a k

Ureznik je veoma složen i komplikovan alat kako po geometriji tako i po potrebnim i neophodnim uslovima za obradu. Mada se problem optimizacije u konstrukciji ureznika treba detaljno razraditi, problem kvaliteta ostaje još uvek odlučujući. Dok se izbor optimalnog geometrijskog oblika može da vrši u laboratorijskim uslovima, kontrola kvaliteta kao i ispitivanje eksploatacijskih mogućnosti mora da se vrši u realnim proizvodnim uslovima. Jedino ovako izvedeno ispitivanje ostaje prihvatljivo i merodavno radi preporuke za proizvodne uslove obrade.

Pored toga veliki broj uticajnih faktora zahteva primenu teorijske statistike, pa treba tretirati višestruku korelaciju kojom se može determinisati funkcionalna veza između pojedinih uticajnih faktora, kao i njihovo zajedničko delovanje na postojanost ureznika. Postupak je obiman i složen, pa treba primeniti elektronski računar koji znatno ubrzava čitav postupak.

L i t e r a t u r a

- [1] P. Stanković, Uticaj geometrijskog oblika urezača na njegovo opterećenje, Zbornik Mašinskog fakulteta (1953) 89
- [2] A. Hald, Statistical Tables and Formulas, John Wiley, New York (1962)
- [3] B. Popović, Prilog problematici tačnosti pri obradi rezanjem, Saopštenje IAMA, 3 (1966) 337
- [4] V. I. Sis'kov, Statističeskoe izmerenje kačestva produkcii, Statistika, Moskva (1966)
- [5] B. Ivanović, Teorijska statistika, Jugoslovenski institut za ekonomska istraživanja, Beograd (1966) 173
- [6] B. Popović, Elektronske računске mašine i njihova primena u mašinstvu, Mašinstvo, 16 (1967) M 17

- [7] B. Popović, K. Stojanović, Jedan nov domaći alat za obradu unutrašnjih navoja, Saopštenje IAMA, 4 (1967) 485
- [8] V. Šolaja, Ispitivanje obradivosti domaćih materijala domaćim alatima, Saopštenje IAMA, 5 (1967) 519
- [9] B. Popović i dr., Uporedno ispitivanje karakteristika domaćih i stranih ureznika, Elaborat 60/67, Institut za alatne mašine i alate (1967)
- [10] B. Popović, Pribor velike tačnosti za kontrolu unutrašnjih navoja, Saopštenja IAMA, 6 (1967) 765.

B. Popović

Eine Methode zur Prüfung der Schneidmöglichkeiten der Gewindebohrer

Mit Rücksicht auf die Bemühung der modernen industriellen Produktion die innere Gewinde in Qualitätswerkstoffen anzufertigen, die Verbesserung der Schneideigenschaften der Gewindebohrer ist gleichzeitig immer mehr verlangt. In diesem Aufsatz ist eine komplexe Prüfmethode dargelegt mit der Anweisung zu: (i) Auswahl der besten geometrischen Gestalt des Gewindebohrers, (ii) Bestimmung des besten Verfahrens zur Innengewindeherstellung, (iii) Kontrolle der Qualität die Wirkung und Beteiligungsintensität aller Einflussfaktoren auf die Arbeit des Gewindebohrers gibt, benützend die Theorie der Korrelation und die elektronische Rechenmaschine.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

S. Sekulić^{x/}

POJAVA KONCENTRISANOG HABANJA U ŠIROKOM

DIJAPAZONU BRZINA REZANJA^{xx/}

Usled medjusobnog dodira i relativne brzine, između strugotine i grudne površine i radnog predmeta i ledjne površine alata, dolazi do habanja alata. Kao posledica habanja, prvenstveno ledjne površine, javljaju se na radnom predmetu: 1^o promene dimenzija radnog predmeta /pri obradi na strugu povećanje prečnika/, 2^o promena kvaliteta obradjene površine i 3^o promena fizičkih karakteristika obradjene površine.

Kao kriterijum postojanosti zasnovan na habanju alata ranije je korišćena srednja širina pojasa habanja na ledjnoj površini, međutim, ovaj kriterijum se morao odbaciti, jer se pri njegovom korišćenju u praksi pri oštrenju alata obavezno moraju odstraniti svi tragovi habanja. Tako se kao parametar morala usvojiti maksimalna vrednost pojasa habanja na ledjnoj površini alata. Kako se habanje javlja na glavnoj i pomoćnoj ledjnoj površini postavlja se pitanje na kojoj od površina prvenstveno treba pratiti pojave habanja. Najveća vrednost pojasa habanja, bez obzira gde se javlja, na glavnoj ili pomoćnoj ledjnoj površini, merodavna je pri odredjivanju broja oštrenja alata. Pri završnoj obradi, kao karakteristična veličina, mora se usvojiti najveća vrednost širine pojasa habanja na pomoćnoj ledjnoj površini, jer ona direktno utiče na kvalitet obradjene površine.

^{x/} Sava S. Sekulić, dipl.ing. docent Mašinskog fakulteta, Novi Sad, ul. Stevana Musića bb.

^{xx/} Saopštenje iz Instituta mašinskog fakulteta, Novi Sad.

U starijim izvorima pojave habanja pokušale su da se objasne teorijama, koje su se zasnivale na uticaju obično samo jednog "primarnog" faktora. Mi se ovde nećemo upuštati na nabrojanje svih ovih teorija, koje svakako podležu kritici.

U novijoj literaturi ukazuje se na kompleksnost prirode koncentrisanog habanja. Pojava habanja na glavnoj ledjnoj površini javlja se na mestu prelaza sečiva u osnovni materijal radnog predmeta. Kao što je poznato, pojava većeg broja žlebova na pomoćnoj ledjnoj površini posledica je čitavog niza uticaja: 1^oplastičnog tečenja materijala, 2^onaslage, koja se javlja pri obradi, 3^ozaostalih napona, koji se javljaju u materijalu radnog predmeta i izazivaju pukotine, 4^oprelaženje delića materijala alata na radni predmet, 5^oneravnomernosti raspodele opterećenja duž sečiva, 6^oneravnomernost raspodele toplote na radnom predmetu i alatu, 7^ostanju dinamičkog sistema: mašina - - pribor - radni predmet - alat, 8^ohemijski uticaji i 9^oelektrične pojave.

Pri proučavanju koncentrisanog habanja pojave žlebova na glavnoj i pomoćnoj ledjnoj površini objašnjavane su redosledom koji nije praćen u zavisnosti od veličine brzine rezanja. Međutim, poznato je da veličina habanja uopšte zavisi od brzine relativnog kretanja između predmeta koji se dodiruju.

Prema Veberu /Weber/ uslovno usvojena veličina koja karakteriše pohabanost predstavljena je paraboličnom zavisnošću

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

gde je $K = f/v$, a $\beta = \text{konst.}$, u zavisnosti od materijala predmeta koji se međusobno dodiruju i T vreme kontakta.

Za obradu na strugu, u zavisnosti od elemenata režima obrade, brzine rezanja v , dubine rezanja δ i pomaka s , kao i vremena rezanja T , širina pojasa habanja može se predstaviti jednačinom

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

gde su C, x, y, r , konstante zavisne od materijala radnog predmeta i alata, a $P = \psi/v$.

Da bi se istakla važnost brzinskog faktora, u nastavku su predstavljene eksperimentalni podaci jednovremenim praćenjem veličine maksimalne širine pojasa habanja na glavnoj i pomoćnoj ledjnoj površini u funkciji vremena rezanja, u širokom dijapazonu brzine rezanja, pri ostalim istim uslovima.

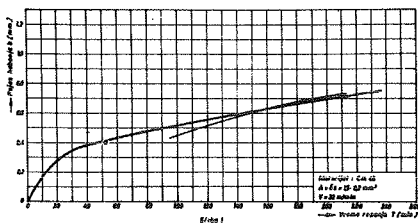
Ispitivanja su izvođjena na univerzalnom strugu "Krasnij proletarij", model 1620, sa kontinualnom promenom broja obrta.

Kao alat korišćen je standardni strugarski nož : strugarski nož za uzdužnu obradu, pravi, sa pločicom od brzoreznog čelika GOST -10043-62, P-20x12-45°. Materijal pločice je brzorezni čelik P18 /R18/. Geometrijski elementi sečiva noža: grudni ugao $\gamma = 5^\circ$, ledjni ugao $\alpha = 8^\circ$, napadni ugao $\gamma_c = 45^\circ$, pomoćni napadni ugao $\gamma_c = 10^\circ$, ugao nagiba sečiva $\lambda = 0^\circ$ i poluprečnik zaobljenja vrha noža $r = 1,5$ mm.

Materijal radnog predmeta C 45 /St.45/ sledećeg hemijskog sastava: /0,44...0,47/% C, /0,55...0,70/% Mn, /0,22...0,31/% Si, 0,25% Cr, 0,25% Ni, P i S u tragovima, tvrdoće /175...190/ HB, jačine materijala na kidanje $\sigma_m = 60$ kg/mm².

Usvojen je jedan jedini presek strugotine $A = \delta s = 1,5 \cdot 0,2$ mm², a brzine rezanja su bile: 30, 40, 50, 60 i 70 m/min. Za

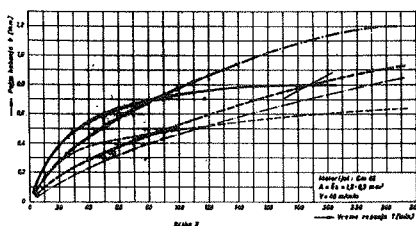
svaku od brzina rezanja /izuzev $v = 30$ m/min./ serije opita su ponovljene tri puta i na osnovu tako dobivenih podataka konstruisani su dijagrami pojas habanja - vreme rezanja $b = f/T$, pri raznim gore navedenim brzinama rezanja v . Na dijagramima, Slika 1...5, predstavljene su vrednosti dobivene eksperimentalno,



pri čemu su za svaku ponovljenu seriju opita i svaku od brzina rezanja, usvojene različite vrste linija /neprekidna, isprekidana i osna/, pri čemu se deblja linija iste vrste

odnosi na pojas habanja na glavnoj, a tanja na pomoćnoj ledjnoj površini.

Posmatranjem dijagrama na Slici 1, koji odgovara brzini rezanja $v = 30$ m/min., uočava se da je u periodu produženog rezanja pojas habanja na glavnoj i pomoćnoj čedjnoj površini isti. Pri povećanju brzine rezanja na 40 m/min. uočljiva je pojava većih

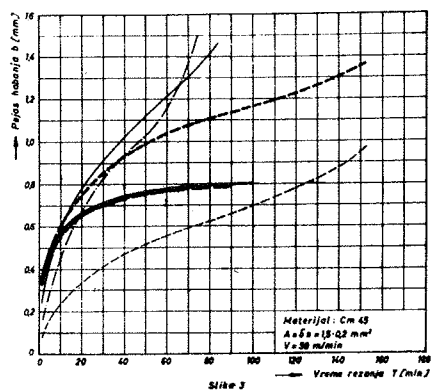


vrednosti širine pojasa habanja na glavnoj nego na pomoćnoj ledjnoj površini /Slika 2/. Daljim povećanjem brzine rezanja, tj. pri brzini $v = 50$ m/min.

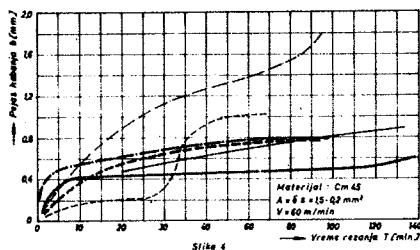
veća vrednost pojasa haba-

nja uočava se na pomoćnoj ledjnoj površini u odnosu na glavnu, da bi sa daljim povećanjem brzine rezanja na 60 m/min. ovaj odnos bio još jače izražen /Slika 3 i 4/. Sledeće povećanje brzine rezanja na 70 m/min. /Slika 5/, pokazuje da u početnom

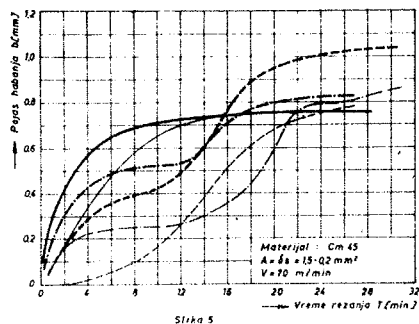
periodu rezanja "preoštrim" alatom dolazi do veće izraženosti



Slika 3



Slika 4



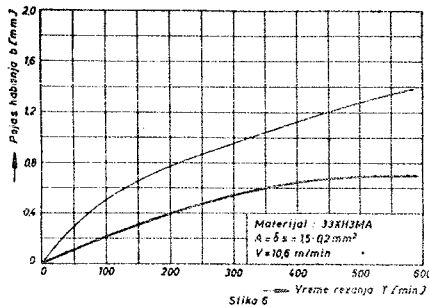
Slika 5

habanje na glavnoj nego na pomoćnoj leđnoj površini, da bi se u toku produženog rezanja ta razlika smanjila pa čak pred zatupljenjem i izjednačila. Prevojne tačke na krivim $b = f/T$ za $v = \text{konst.}$ /Slika 4 i 5/ mogu se objasniti činjenicom da alat pri većim brzinama zahteva savršenije oštrenje, da se pri najvećim brzinama, kojima odgovara mala postojanost, one mogu teško izbeći i pri najbrižljivijem oštrenju.

Paralelno posmatranje pojasa habanja na glavnoj i pomoćnoj leđnoj površini pri relativno maloj brzini rezanja $v = 10,6 \text{ m/min.}$ vršeno je pri obradi teško obradljivog čelika 33XH3MA i

istom preseku strugotine $A = 1,5 \cdot 0,2 \text{ mm}^2$, kao i kod konstru-

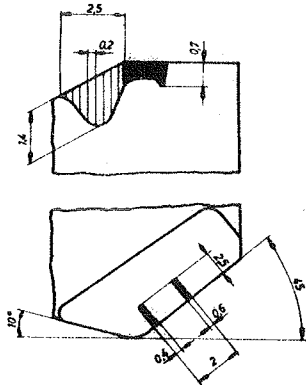
kcionog čelika C 45. Ovaj materijal pokazao je izvanredne osobine u toku ispitivanja. Dobivene vrednosti za pojas habanja



Slika 6

naročito pri malim brzinama, su bile vrlo jasno uočljive i može se reći da rasturanja nije bilo. Dobivene krive na dijagramu /Slika 6/ pokazuje da je pojas habanja na pomoćnoj ledjnoj površini približno dva puta ve-

ći nego na glavnoj ledjnoj površini. Na slici 7 predstavljena je skica vrha noža u dve projekcije nakon 600 min. rezanja.



Slika 7

Pomoćna ledjna površina je izbrazdana žlebovima na rastojanju ravnom pomaku. Ravnomerno rasporedjeni žlebovi posledica su elastičnog pritiska između radnog predmeta i alata. Pri relativno maloj brzini rezanja nastaje veliki vremenski interval u kojem su dodirne površine radnog predmeta i ledjne površine alata u kontaktu pod opterećenjem, pri čemu se viši "prenošenje" neravnina u pravcu pomoćnog kretanja, sa radnog predmeta na ledjnu površinu alata.

Na osnovu detaljne analize svih dijagrama nastalih jedovremenim posmatranjem ekstremnih vrednosti pojasa habanja na glavnoj i pomoćnoj ledjnoj površini alata pri uzdužnoj obradi na

strugu, mogu se izvesti sledeći zaključci: 1^o brzina rezanja ima primarni uticaj na veličinu i položaj /mesto/ najvećih širina pojasa habanja^a i 2^o vremenski interval elastičnog opterećenja između pomoćne ledjne površine alata i radnog predmeta, zavislan od brzine rezanja, jedan je od vrlo važnih činilaca na pojavu žlebova na pomoćnoj ledjnoj površini.

L I T E R A T U R A

- 1 Šolaja V., Prilog studiji koncentrisanog habanja alata pri obradi čelika na strugu, Mašinstvo, 6 /1958/, 83, Beograd.
- 2 Аваков А. А., Физические основы теории стойкости режущих инструментов, Машгиз /1960/, Москва.
- 3 Sekulić S., Pohabanost alata kao funkcija elemenata režima obrade, Strojniški vestnik, 3 /1967/, 204, Ljubljana.

Секулич С.С.

ЯВЛЕНИЕ КОНЦЕНТРИРОВАННОГО ИЗНОСА В ШИРОКОМ ДИАПАЗОНЕ СКОРОСТЕЙ РЕЗАНИЯ

В статье изложено влияние скорости резания на износ главной и вспомогательной поверхностей в широком диапазоне скоростей резания / $v = 30, 40, 50, 60$ и 70 м/мин./ . Исследование проводилось при продольном точении констрикционной стали С 45, при сечении стружки $1,5 \cdot 0,2$ мм², резцом Р-20х12-45° /ГОСТ-10043-62/, с пластиной из быстрорежущей стали Р18. Экспериментальные данные представлены в диаграммах /Рисунки 1... 5/, одновременным осмотром износа на главной и вспомогательной поверхностях.

При относительно небольшой скорости резания / $v = 10,6$ м/мин./ и при остльных одинаковых условиях, была спроведена исследования труднообрабатываемой стали 33ХНЗМА /Рисунка 6/. На Рисунке 7 представлен эскиз резца после 600 мин. резания. Этот материал оказался очень интересным в течении исследования. На вспомогательной задней поверхности расположены канавки на равномерных расстояниях возникнувшие по причине эластических давлений между давящимися поверхностями - инструментом и изделием. При сравнительно небольших скоростях является большой интервал времени в котором касающиеся поверхности изделия и задней поверхности /задней/ находящиеся под нагрузкой. При этом происходит "перенос" шерховатости, возникшей в направлении подачи, с обработанной поверхности изделия на вспомогательную заднюю поверхность резца.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

B. Justin, P. Leskovar, I. Gantar, F. Røthel, Z. Seljak x/

PRISPEVEK K RAZISKAVAM O OBDELOVALNOSTI JEKLA.

ALUMINIJA IN NODULARNE LITINE xx/

Skupina raziskovalcev, ki dela pri Inštitutu za strojništvo pod okriljem Fakultete za strojništvo v Ljubljani pod vodstvom prof. dr. ing. habil. Janeza Peklenika se predvsem peča z raziskovanjem obdelovalnosti kovinskih materialov pri obdelavi z orodji iz hitroreznih jekel in karbidnih trdin. Raziskave tečejo že nekaj let, doseženi rezultati pa so bili že objavljeni na posvetovanjih tehnološkega strojništva v Beogradu 1.1965, Zagrebu 1.1966 in Ljubljani 1.1967. Pričujoči sestavek podaja nekaj najnovejših rezultatov teh raziskav, ki se nadaljujejo.

Raziskave take vrste so v veliki meri navezane na eksperimentiranje. Zaradi tega je treba imeti precej raznotero in drago eksperimentalno opremo. Del te opreme - predvsem elektronski - je mogoče kupiti. Ker so te nabave ponajveč vezane na uvoz s konvertibilnega področja in so stroški za naprave zelo visoki, lahko le počasi izpopolnjujemo mnogo neogibno potrebne opreme. Zaradi nabavnih težav nasploh in visokih cen posebej, smo se odločili izdelati kar največji del manjkajoče opreme sami. Vrhunec teh prizadevanj smo dosegli z eksperimentalno stružnico lastne konstrukcije in izdelave, ki ji je tudi posvečen odlomek tega sestavka.

Jekla za cementiranje

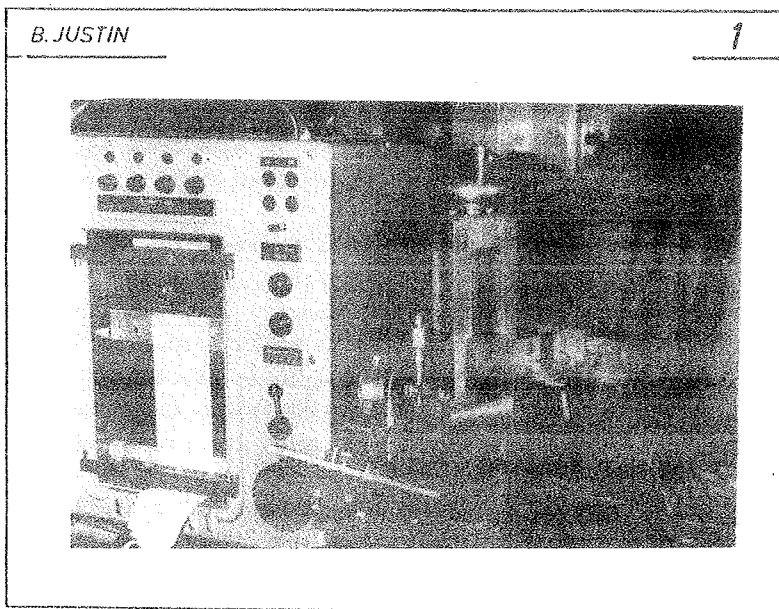
Pri raziskavah malo legiranega jekla za cementiranje (Č4321) smo predvsem ugotavljali vpliv geometrije na obstojnost

x/ Asistent Borut Justin, dipl.ing., docent Polde Leskovar, dipl.ing., asistenti Ivan Gantar, dipl.ing., Franc Røthel, dipl.ing., Zoran Seljak, dipl.ing., sodelavci Inštituta za strojništvo v Ljubljani

xx/ Poročilo Inštituta za strojništvo pri Fakulteti za strojništvo, Univerza v Ljubljani.

orodja s konico iz karbidne trdine. Za uspešno uporabo orodja je razen pravilne izbire rezalnega materiala pomembna tudi izbira primerne geometrije orodja. Namen naših raziskav je bil uvesti najprimernejšo geometrijo orodja in sicer cepilnega in prostega kota glede na obrabo.

Obrabo na prosti ploskvi smo merili z orodjarskim mikroskopom. Na cepilni ploskvi smo merili ta pojav z natančnim komparatorjem (orthotestom). Za risanje obrabnega profila cepilne ploskve pa smo uporabljali tipalno napravo z ojačevalnikom in pisalom (slika 1).

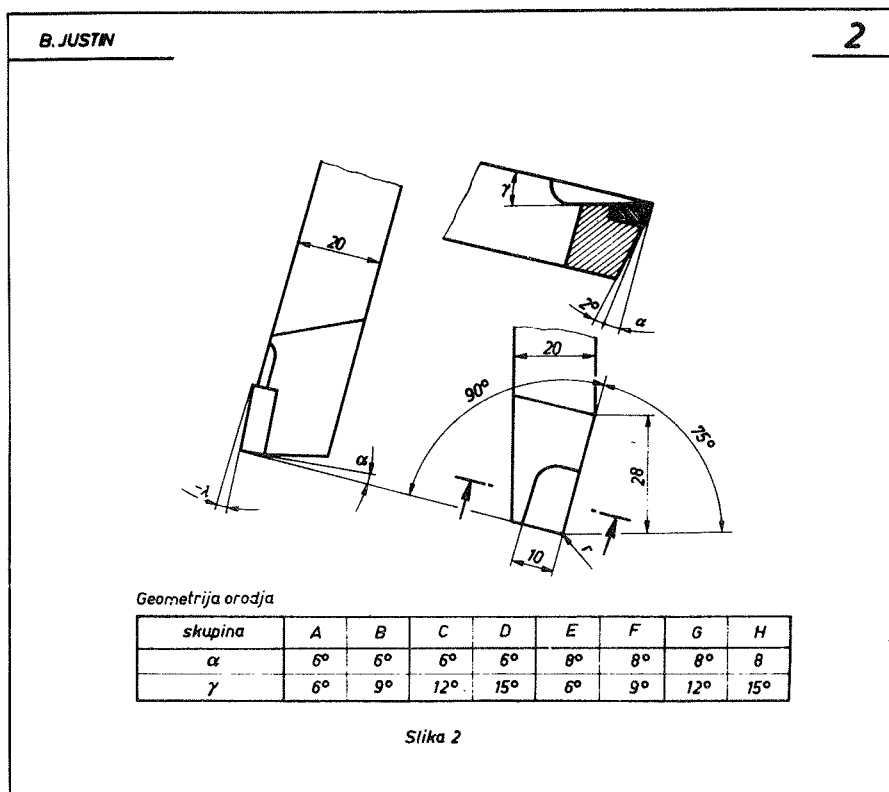


slika 1

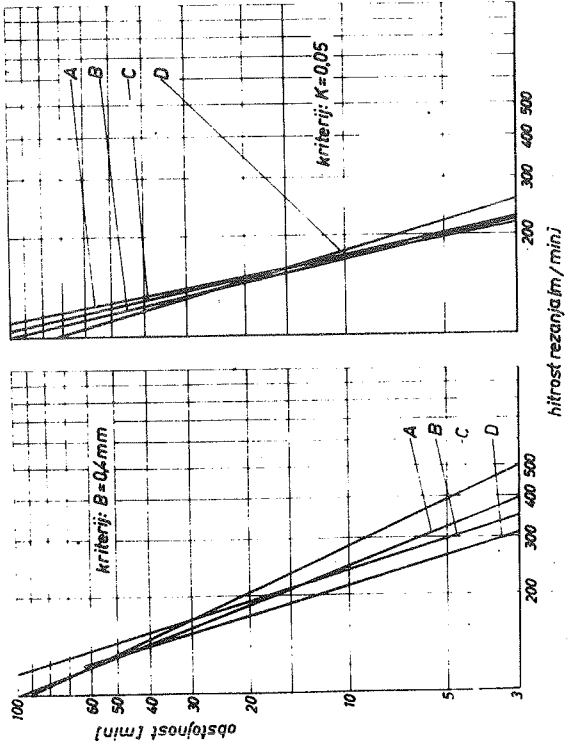
Merjenje in vrednotenje obrabe še ni povsem razvito. Širina obrabnega pasu je precej neenakomerna in je zato težko oceniti pravo vrednost. Pravilnejše bi bilo, da bi obrabni rob lahko posneli s proste in stranske proste ploskve. Obrabno cono bi razdelili na razrede, pogostnost pojavljanja posa-

meznih razredov pa bi podajala velikost obrabe.

Zelo pomembno za uspešno izvajanje poskusov je, da so noži pripravljani v enakih pogojih. Cela serija nožev je bila lotana hkrati in v enakih pogojih. Lotanje je bilo uporabno. Prav tako smo vsa orodja ostrili v enakih pogojih. Najprej z brusom iz SiC potem še z diamantnim brusom (slika 2).



Za rezultate poskusov, ki smo jih opravili, smo izračunali regresijske premice odvisnosti v in t v dvojno logaritmičnem diagramu. Na slikah 3 in 4 so prikazane izračunane vrednosti. Na sliki 3 vidimo, da predstavlja najugodnejše pogoje za obstojnost orodje s cepilnim kotom $\lambda = 9^\circ$. Najmanjša obstojnost



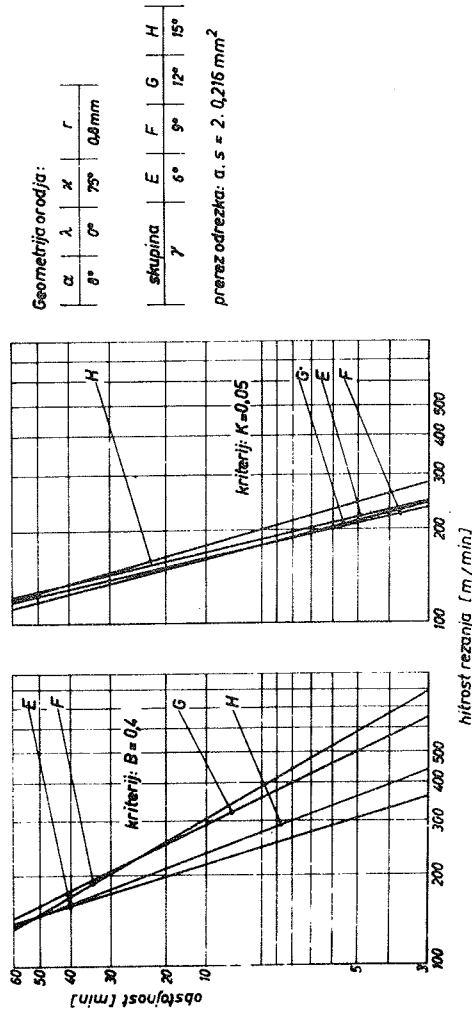
Geometrija orodja :

α	λ	κ	r
6°	0°	75°	0.8 mm

skupina	A	B	C	D
γ	6°	9°	12°	15°

prerez odrezka: a. s. = 2.0215 mm²
 material orodja: P 30

Slika 3. Obstojeznost karbidnih trdin P 30 pri obdelavi normaliziranega jekla C.4321 z različnimi cepalnimi koti?



Slika 4. Obstoynost karbidnih brzin P 30 pri obdelavi normaliziranega jekla Č.4321 z različnimi cepinimi kati γ

je bila opazna pri orodju, ki ima kot $\beta = 15^\circ$. Orodje z velikim cepilnim kotom se laže odkrhne in je zato manj zanesljivo. Razlike pri obrabi na cepilni ploskvi niso take izrazite, kakor pri obrabi proste ploskve. Na desni strani slike je videti, da so regresijske premice zelo skupaj. S slike 4 so razvidne nekoliko večje razlike obstojnosti. Najugodnejše rezultate dobivamo pri skupinah F in G, to je $\beta = 9^\circ$ in 12° . Tudi v tem primeru razlika obrabe na cepilni ploskvi ni tako izrazita kakor na prosti ploskvi. S statistično analizo je bilo ugotovljeno, da geometrija orodja ne vpliva bistveno na obstojnost orodja pri obdelavi žilavega jekla za cementiranje. Pokazalo se je, da je odtekanje odrezkov pri večjem cepilnem kotu nekoliko ugodnejše, vendar se povečuje nevarnost za krhanje orodja. Iz celotnih merilnih rezultatov lahko ugotovimo, da je najprimernejši prosti kot α med 6° in 8° ter cepilni kot β okoli 9° . Zelo pomembno je zaokroženje noževe konice, ki naj bo v mejah od 0,5 do 1,5 mm. Zaokrožitev konice vpliva na obstojnost orodja in znatno tudi na kvaliteto površine obdelovanca.

Aluminijeve zlitine

Med preskusi pri Inštitutu za strojništvo v Ljubljani raziskujemo tudi aluminijeve zlitine za gnetenje. Te vrste zlitine so bile po poprejšnjem plastičnem preoblikovanju obdelane tudi toplotno. Njihove natezne trdnosti znašajo od 26 do 50 kp/mm^2 . Preskuse smo usmerili v dve smeri: v struženje in v frezanje. V naslednjem navajamo rezultate obdelovalnosti pri struženju.

Aluminijeve zlitine za gnetenje preoblikujemo z iztiskavanjem. Ogromne sile, ki so potrebne za plastično preoblikovanje z iztiskavanjem, omejujejo prerez obdelovanca. Tako smo pri preskušanju obdelovalnosti z odrezavanjem pri takih zlitinah vezani na posebne stroje, ki omogočajo velike vrtilne hitrosti, oziroma velike hitrosti rezanja tudi pri majhnih premerih preskušancev,

V ta namen smo se pri Inštitutu lotili rekonstrukcije posebne

stružnice in jo preuredili za velike vrtilne hitrosti. Z njo smo dosegli že pri relativno majhnem premeru obdelovanca $d = 43$ mm hitrost rezanja $v = 1100$ m/min oziroma 8200 vrt/min. Rázen tega ima stružnica možnost za brezstopenjsko regulacijo vrtilne hitrosti in 6 različnih podajanj v območju od 0,028 do 0,355 mm/vrt.

Za struženje smo uporabljali dve zlitini D4 in D58 domačih proizvajalcev. Pri preskušanju smo v glavnem spremljali dve lastnosti: kvaliteto površine in obliko odrezkov v odvisnosti od geometrije orodja, podajanja in hitrosti rezanja. Preden smo prešli na preskuse same, smo opravili vrsto uvodnih preskusov, da bi tako ugotovili najugodnejša območja preskušanja in druge konstantne parametre, ki jih med preskušanjem nismo spreminjali.

a/ Za določitev območja cepilnih kotov smo preskušali pri uvodnih preskusih $\beta = 5^\circ$ in $\beta = 35^\circ$. Boljše rezultate smo dobili pri cepilnem kotu $\beta = 5^\circ$, kar potrjuje naše prejšnje raziskave v tej smeri, se pa ne ujema z nekatero tujo literaturo. Zaradi tega smo se odločili za območje $\beta = 5^\circ$ do 20° .

b/ Pri izbiri kota nagiba λ smo izbirali med -5° , 0° in $+5^\circ$. Najugodnejše rezultate glede na obliko odrezkov je dal sicer kot $\lambda = -5^\circ$, vendar površina ni bila najboljša. Zaradi tega smo se odločili za kot $\lambda = 0^\circ$.

c/ Tudi pri nastavnem kotu α smo izbirali med $\alpha = 60^\circ$, 75° in 90° . Pri teh preskusih se je pokazal nastavni kot 60° kot najboljši. Pri večjem kotu, npr. 75° smo dobili sicer boljše kvaliteto površine, vendar je bila oblika odrezkov neugodnejša.

Tako smo uporabljali za struženje naslednje parametre:

hitrost rezanja: $v = 100, 200, 500, 800$ in 1100 m/min.

podajanje: $s = 0,028, 0,05, 0,08, 0,135$ mm/vrt.

globina: $a = 1$ mm

cepilni kot: $\beta = 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$

ostali koti: $\lambda = 0^\circ$; $\epsilon = 90^\circ$; $\alpha = 60^\circ$; $\alpha = 8^\circ$

Pri preskušanju smo spremljali predvsem dve lastnosti:

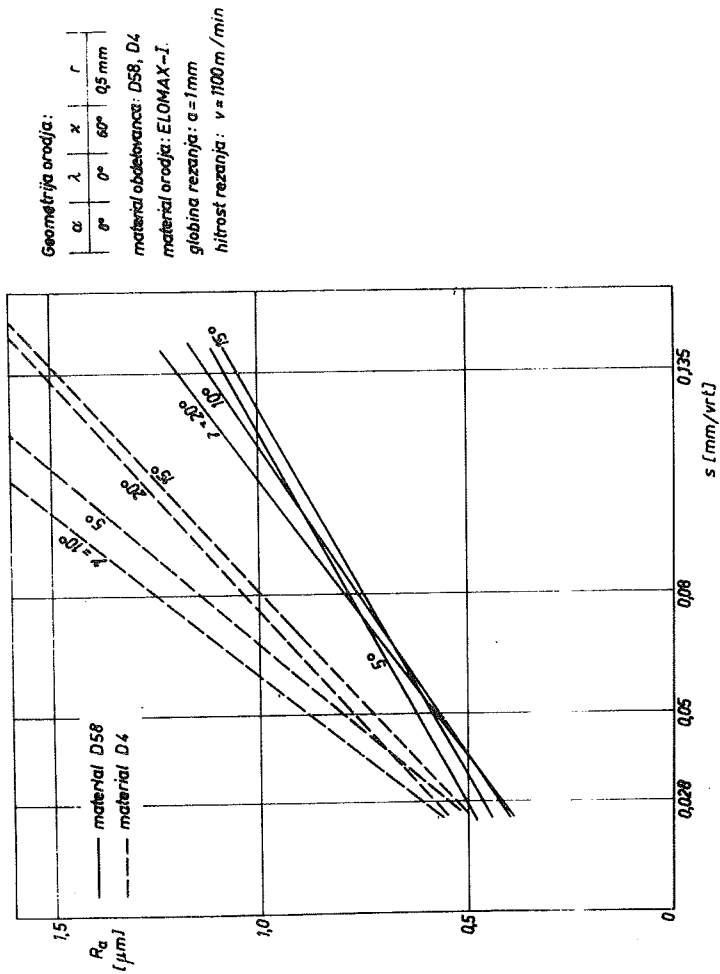
kvaliteto površine in obliko odrezkov v odvisnosti od hitrosti rezanja, podajanja in geometrije orodja - predvsem cepilnega kota β . Za orodje smo vzeli hitrorezno jeklo domače izdelave z oznako ELOMAX. Zaradi omejenega prostora bomo tukaj navedli samo nekaj rezultatov preskušanja s struženjem.

Slika 5 prikazuje kvaliteto površine - hrapavost R_a v odvisnosti od podajanja s za različne cepilne kote β pri hitrosti rezanja 1100 m/min. S slike je zelo razločno vidno, da je v enakih pogojih hrapavost precej manjša pri zlitini D58. Pri obeh zlitinah pa je precej podoben vpliv cepilnega kota β . Najugodnejši rezultati so v obeh primerih pri cepilnem kotu $\beta = 15^\circ$. To potrjuje tudi pravilnost, ki so jo nakazali že uvodni preskusi, to je, da naj se za rezanje te vrste zlitin uporabljajo manjši cepilni koti.

Slika 6 posreduje rezultate preskušanja kvalitete površine v odvisnosti od podajanja in različnih hitrosti rezanja pri konstantni geometriji orodja. Tudi v tem primeru lahko med seboj primerjamo obe zlitini. Tudi tu je vidna sicer različna obdelovalnost med obema zlitinama, vendar ne tako izrazita, kakršno je kazala slika 5. Dokazuje pa, da je vpliv hitrosti na kvaliteto izrazitejši od geometrije orodja oziroma cepilnega kota. Iz obeh slik lahko sklepamo, da ima prav gotovo največji vpliv na hrapavost podajanje s , kar močno potrjuje tudi analiza variance oziroma F test.

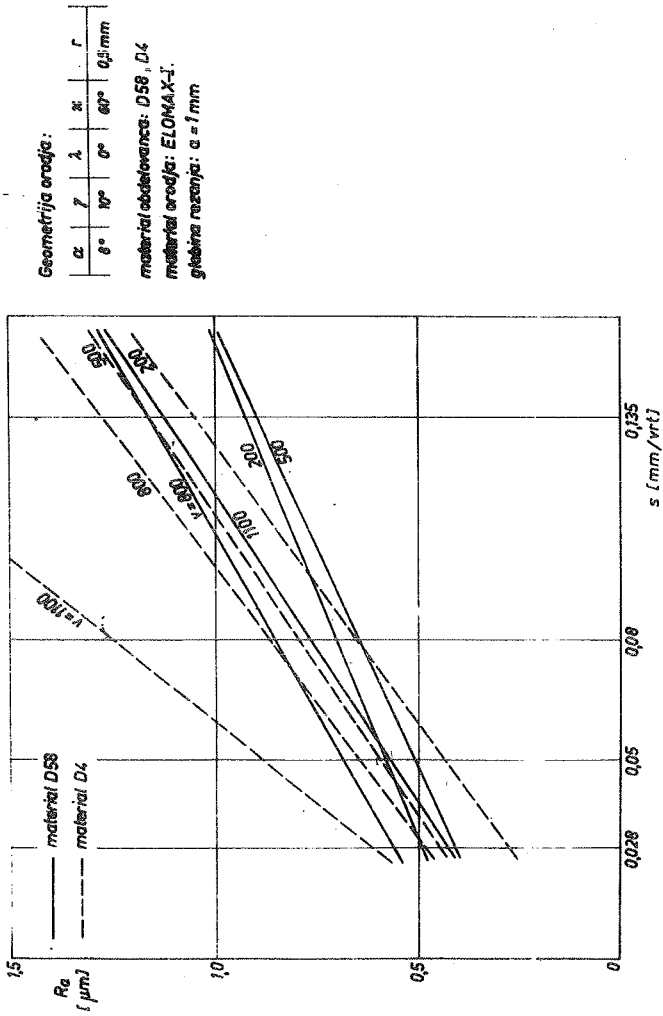
Posebno skupino aluminijevih zlitin za gnetenje sestavljajo zlitine za avtomate. Pri teh je zlasti važen in značilen kriterij obdelovalnosti z odrezavanjem oblika odrezkov. Ta kriterij je tudi razmeroma preprost in cenen. Zlitina za avtomate mora namreč imeti kratek odrezek, ki ima kot masa določen minimalen volumen. Preveč drobnih, prašnatih odrezkov ponavadi prav tako ne želimo, saj povzročajo pri odplakovanju težave, ker lahko zamašijo filtre in črpalke za olje ali rezalno tekočino. Prav tako, ali celo še bolj, so nevarni dolgi, tekoči, kontinuirni odrezki, saj lahko bistveno vplivajo na obdelavo, oziroma ogrožajo celo potek delovnih operacij na avtomatu.

B. JUSTIN



Slika 5. Kvaliteta površine v odvisnosti od podajanja in cepilnega kota

B. JUSTIN



Slika 6. Kvaliteta površine v odvisnosti od podganja in hitrosti rezanja

		Cepilni kot γ	5°	10°	15°	20°
Hitrost rezanja [m/min]	100					
	200					
	500					
	800					
	1100					
Material obdelovanca: DURAL 58		Material orodja: ELOMAX-1		Geometrija orodja: $\alpha = 8^\circ$ $\kappa = 60^\circ$ $\lambda = 0^\circ$ $\epsilon = 90^\circ$ $r = 0,5\text{mm}$		Globina rezanja: $a = 1\text{mm}$
Oblika odrezkov v odvisnosti od hitrosti rezanja in cepilnega kota γ						

slika 7

		Podajanje (mm/vrt)	0,020	0,05	0,08	0,135
Hitrost rezanja (m/min)	100					
	200					
	500					
	800					
	1100					
Material obdelo- Material orodja: Geometrija orodja: Globina rezanja: vanca: ELOMAX-1 $\alpha = 8^\circ$ $a = 1\text{mm}$ DURAL 58 $\kappa = 60^\circ$ $\lambda = 0^\circ$ $\epsilon = 90^\circ$ $r = 0,5\text{mm}$						
Oblika odrezkov v odvisnosti od hitrosti rezanja in podajanja						

slika 8

Pri naših preskusih smo spremljali obliko odrezkov v odvisnosti od geometrije orodja, hitrosti rezanja in podajanja, torej od pogojev, ki so za vsako oblikovanje z odrezavanjem histvenega pomena. S slike 7 je razločno viden vpliv cepilnega kota in hitrosti rezanja pri konstantnem podajanju. Tudi s te slike lahko razberemo, da je najugodnejša geometrija pri cepilnem kotu $\mu = 15^\circ$. Slika tudi vidno potrjuje, da so oblike odrezkov pri velikih hitrostih precej neugodne, pri najvišji hitrosti rezanja $v = 1100$ m/min. pa celo neprimerne. Slika 8 posreduje odvisnosti hitrosti rezanja in podajanja pri konstantni geometriji orodja. Iz tega pregleda je dobro vidna ugodna oblika pri nekaterih hitrostih: to so hitrosti med 200 in 500 m/min.

Nodularna litina

Raziskovali smo obdelovalnost livne skorje nodularne litine s trdoto okoli 300 HB. Za obdelavo smo izbrali nože iz karbidnih trdin s kvaliteta M10, M20, K10, K20 in hitrostmi rezanja 30, 45 in 60 m/min. Ploščice iz karbidnih trdin smo po električnem uporabnem postopku lotali na držaje in jih nato strojno brusili najprej z brusom SiC, potem pa z diamantnim brusom. Geometrija orodja je bila sledeča:

$$\alpha = 12^\circ$$

$$\mu = 0^\circ$$

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

$$\alpha = 75^\circ$$

$$\epsilon = 90^\circ$$

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

Ker smo z vsakega obdelovanca posneli samo površino, je bilo število vzorcev veliko, razpon trdot pa, ki smo jih merili se je sukal med 250 in 380 HB. Velika večina merilnih rezultatov pa se je le gibala okoli 300 HB.

Kriterij obrabe orodij je bil 0,4 mm širok obrabni pas na prosti ploskvi noža:

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

Zaradi neravne površine je globina reza variirala od 1 do 4

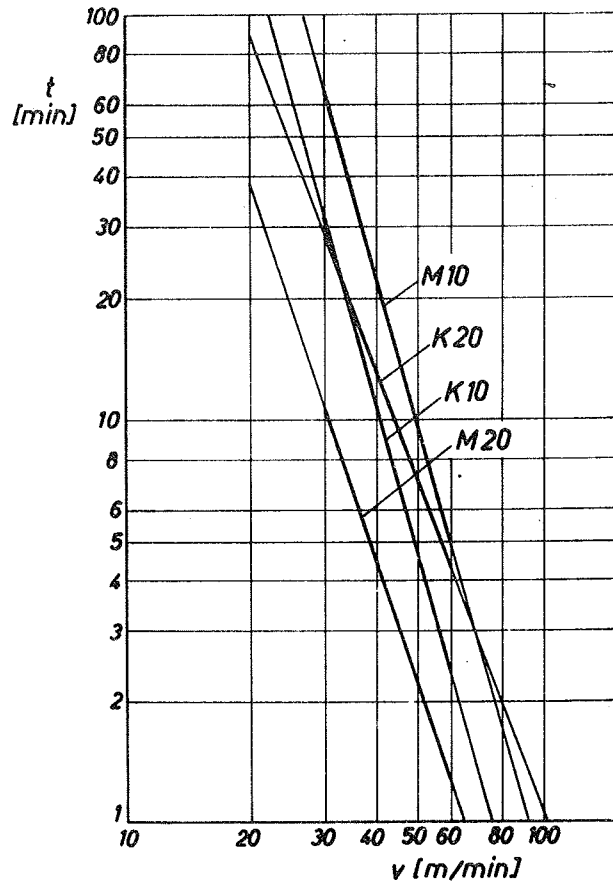
mm. Ta nestacionarnost je bila kriva krhanja nožev. Krhanje se je pojavljalo mnogo pogosteje kakor pri preskusih obdelovalnosti jedra materiala. Skrhane nože smo izločali iz vrednotenja, tako, da niso vplivali na rezultate preskusov. Najbolj je bila izpostavljena krhanju karbidna trdina K10. Kvalitete K20, M10 in M20 so se manj krhale.

Rezultati preskusov, vrednoteni po statistični metodi najmanjših kvadratov so prikazani v obliki regresijske premice v sliki 9. Najprimernejša karbidna trdina za obdelavo skorje je M10. Tega ni težko razložiti. Skupina M sestavlja prehod med velikima skupinama karbidnih trdin K in P in je v uporabi za rezanje trdih kovinskih in nekovinskih materialov.

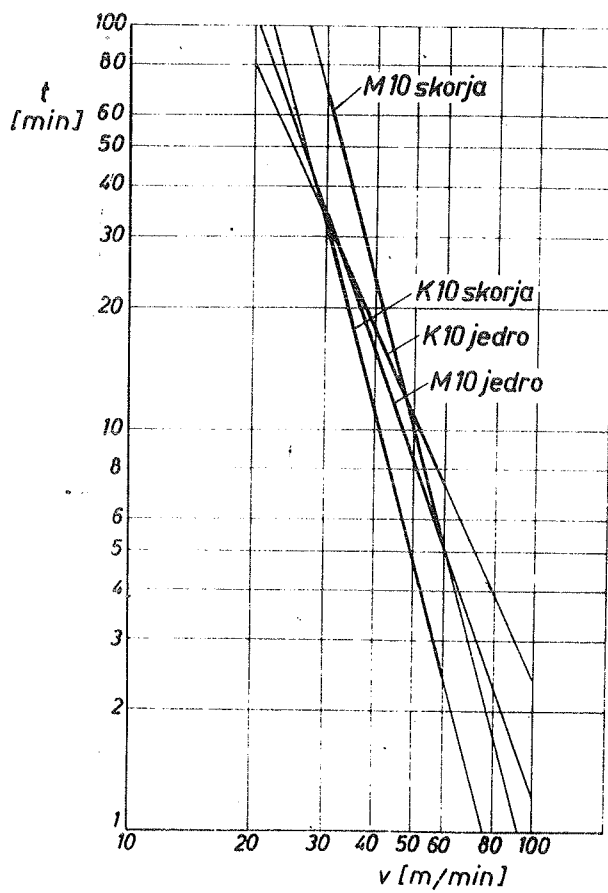
Zaradi večje abrazivnosti skorje nodularne litine, ki vsebuje pesek in razne kemične spojine železa s peskom (silikate) ter zaradi stalno spreminjajoče se globine rezanja so pogoji struženja skorje zelo nestacionarni. Posledica tega mora biti veliko nihanje sil s karakteristiko, ki je včasih bolj podobna prekinjenemu kakor pa stacionarnemu delu. Karbidna trdina M10 je dovolj žilava, da lahko prenaša te spreminjajoče se sile in udarce pri rezanju, hkrati pa je njena odpornost proti abraziiji dovolj velika, da dosega dobro obstojnost. Dosežena hitrost v_{60} je

$$v_{60} = 31 \text{ m/min.}$$

Karbidna trdina K10 je ponavadi premalo žilava za odrezavanje skorje. Zato se zelo pogostoma krha. Neposredno na rezultate naših raziskav to ne vpliva, ker smo skrhane nože izločali iz poskusov. V praksi pa pomeni krhanje dvojen dodaten strošek. Nikoli namreč ni mogoče preceniti kdaj se bo orodje zlomilo, tako, da ni mogoče planirati menjave orodij pred zlomom. Poleg tega skrhanega noža ne moremo ponavadi brusiti ponovno, temveč ga lahko imamo za dokončno uničenega. Ne glede na to, da krhanje na sliki 9 ni upoštevano, prihaja karbidna trdina K10 šele na tretje mesto, ker je dala trdina K20 na večjem delu preskusnega intervala hitrosti boljše rezultate. K10 kaže rahlo premoč samo pri majhnih hitrostih obdelave in ima zato malo višjo v_{60} :



Stilka 9



Slika 10

$$v_{60} = 25,5 \text{ m/min.}$$

Karbidna trdina K20 se je v splošnem pri struženju skorje bolj izkazala kakor K10. To je posledica istih pojavov, s katerimi smo pojasnili dobro obstojnost trdine M10. K20 je namreč bolj žilava kakor K10, kar je pri skorji bolj odločujoče kakor pri jedru. Pri K20 tudi nismo opazili krhanja. Trdina K20 ima v_{60} :

$$v_{60} = 22,5 \text{ m/min.}$$

Orodja M20 se niso prida izkazala niti pri obdelavi skorje. Očitno že žilavost M10 zadošča za naš obdelovani material. M20 je še bolj žilava, zato pa tudi mehkejša od M10 in zaradi tega hitro raste obraba, ki nastaja zaradi abrazijske na prosti ploskvi. v_{60} je bila komaj

$$v_{60} = 17,5 \text{ m/min.}$$

Zelo zanimive podatke posreduje slika 10. Na njej so rezultati preskusov na orodjih K10 in M10 pri obdelavi skorje in jedra. Preskusi na skorji in preskusi z orodji K10 na jedru so opravljeni na enakem materialu, preskusi M10 na jedru pa na drugi šarži nodularne litine, ki je imela sicer zelo podobne mehanske in metalografske lastnosti.

M10 daje na skorji precej boljše rezultate, posebno pri majhnih hitrostih, pri K10 pa se dogaja ravno nasprotno: boljši rezultati so na jedru, zlasti pri velikih hitrostih.

Podobno sliko kakor pri K10 dobimo tudi pri K20, če bi primerjali rezultate skorje in jedra, samo razlika ni tako očitna.

Te primerjave potrjujejo ugotovitev že prej opravljenih preskusov, da pri obdelavi jedra odločno prednjači karbidna trdina K10, hkrati pa doženemo, da se pri obdelavi skorje močno pojavi v ospredju karbidna trdina M10, ki daje precej boljše obstojnosti od celotne skupine K.

Eksperimentalna stružnica

Program raziskav v Inštitutu je takšen, da s klasično opremo ni mogoče izhajati. Kdaj pa kdaj so potrebni samo dodatni pripomočki k že razpoložljivim, v drugih primerih pa je po-

trebna popolnoma specialna oprema.

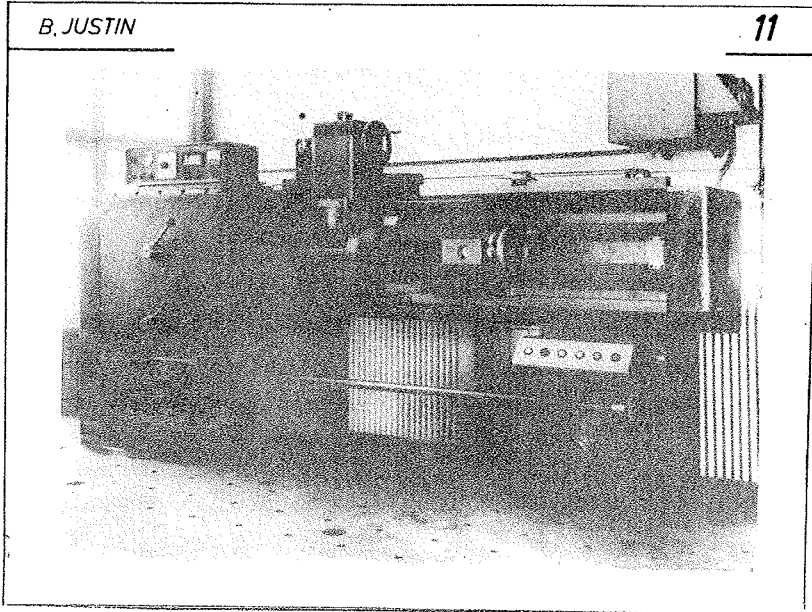
Kakor pove že sam naziv "eksperimentalna stružnica", gre za stroj s posebnimi lastnostmi, ki se bistveno razlikuje od navadnih strojev. To potrjujejo tudi lastnosti, kakršne morajo imeti tovrstni stroji, na primer:

- 1) Togost stroja mora biti čim večja, da se izločijo zunanji vplivi.
- 2) Stroj mora imeti dovolj velik presežek moči, ker sicer rezultati preskusov niso realni.
- 3) Območje vrtilnih hitrosti mora biti zelo široko, kar je potrebno za študij odrezkov in fine obdelave kakor tudi za spremljanje obnašanja orodja pri velikih hitrostih.
- 4) Vrtilne hitrosti se morajo zvezno spreminjati.
- 5) Omogočena mora biti velika izbira grobih in finih podajanj.
- 6) Dana mora biti možnost za nastavljanje aksialne sile na konjičku.

S slike 11 je razvidno, da se oblika stružnice precej razlikuje od oblike navadnih stružnic.

Naše izkušnje in tudi izkušnje v drugih raziskovalnih centrih so pokazale, da so za študij mehanike odrezavanja in grobe obdelave potrebne zelo majhne hitrosti rezanja in sicer celo manj kot 10 m/min, medtem, ko so za doseglo fino obdelanih površin pri obdelavi s keramičnimi ploščicami potrebne hitrosti do 1000 m/min. Iz tega izhaja, da mora imeti stroj najmanjše razpoložljivo območje hitrosti v razmerju 1:100. Če najvretenjaka to omogoča, mora biti pogon glavnega vretena kombiniran, ker celotnega območja ni mogoče pokriti samo z jermenskim ali samo z zobniškim prenosom. S kombinacijo jermenskega in zobniškega prenosa je uspelo rešiti problem pogona pri velikih in majhnih vrtilnih hitrostih.

Posebno pozornost smo posvetili togosti stroja. Le ta je v vsakem primeru manjša od najmanjš* togosti posameznega elementa v sistemu. Vprašanje togosti je pomembno tako pri grobi kakor pri fini obdelavi. S slike je razvidno, da je naša izvedba stroja robustna in zato tudi dovolj toga, da povsem izpolnjuje dejanske zahteve.



slika 11

Veliko pozornosti smo namenili konjičku, katerega pomen pri strožnicah pogostoma podcenjujemo. Pri tem stroju velja konjičku prav toliko skrbi kakor vretenjaku. Konjiček je zelo tog, vrteča se konica pa je vležajena podobno kakor delovno vreteno. Vpenjalna sila je nastavljiva v odvisnosti od velikosti obdelovanca in prereza odrezka, zaradi česar ima konjiček vgrajen dinamometer. Pri tem smo upoštevali tudi okoliščino, da se obdelovanec med preskusom segreva in podaljša. Posledica raztezka v vzdolžni smeri je dodatna aksialna sila, ki je lahko vzrok za resno okvaro aksialnih ležajev pri togo vpetem obdelovancu.

Odločilnega pomena za kvaliteto obdelovalnega stroja je vležajenje delovnega vretena. Dosedanje izkušnje so pokazale, da je ta rešitev uspela, saj se ležaji med preskusom ne grejejo niti nimajo zraka.

Mazanje ležajev v vretenjaku je problem zase. Prevelika ko-

ličina olja škoduje ležajem prav tako kakor premajhna. Podajalno gibanje suporta dosegamo prek vodilnega vretena in dveh elektromagnetnih sklopk za normalni in hitri pomik suporta.

Da bi bili rezultati preskusov pravilni, je treba med preskusom meriti vrtilno hitrost delovnega vretena - obdelovanca. To nalogo opravlja poseben tahometer, dovolj precizno pa je že nastavljanje z gumbom potenciometra.

Brušenje

V zadnjem letu smo opravili zelo veliko preskusov brušenja zobnikov na stroju Maag HSS 10. Pri preskusu smo spremljali vstopne veličine zobnika - mero čez zobe in odstopke krožnega teka za razne vrste brusov, razne module zobnikov in različno število zob. V odvisnosti od vstopnih veličin smo merili količino odvetega materiala na zobniku in obrabo brusa.

Za obrabo brusa je bila razvita posebna metoda merjenja z volumnom brusa pred brušenjem in po njem. O tej metodi smo razpravljali v projektu "Sistematično preskušanje obdelovalnosti pri obdelavi z odrezavanjem domačih konstrukcijskih materialov z domačimi orodji".

Pri meritvah in vrednotenju rezultatov smo iskali korelacijsko funkcijsko odvisnost med porabljenim brusom in odvzetim materialom za različne skupine vstopnih veličin iz okvira normativov pri naših proizvajalcih. Izkazalo se je, da je obraba brusa zelo močno odvisna tudi od polmera brusa. Zanimivo je, da velja ta ugotovitev za vse vrste in proizvajalce brusov, bodi domače, bodi tudi inozemske, kar smo jih preskušali. Zato smo morali jemati to v poštev kot poseben vpliv.

Izvrjednjeni rezultati ne dajejo zadovoljive splošne slike o zastavljenih ciljih. Zato bo treba za vsako vrsto delovnih pogojev in brusov posebej napraviti preskus in rezultate optimizacije ugotavljati sproti za proizvajalce zobnikov po njihovih potrebah.

Ravno ti naši preskusi so ponovno potrdili potrebo po vstopni kontroli brusov. Niti proizvajalci niti potrošniki niso sposobni ugotavljati dovolj natančno fizikalne karakteristike za bruse. Obsežne raziskave prof. dr. ing. J. Peklenika na tehniški visoki šoli v Aachnu so pokazale, da je trdota brusilnih orodij ena njihovih najpomembnejših lastnosti, ki je v neposredni korelaciji z rezalnimi lastnostmi brusa in njegovo obstojno dobo. Na omenjeni visoki šoli je bila izdelana naprava, ki meri trdoto s pomočjo statističnega računskega stroja. Metoda je opisana v že omenjeni literaturi. Pri Inštitutu za strojništvo je bila izdelana naprava za merjenje trdote, ki dela enostavneje s pomočjo pneumatičnega dolžinskega merilnega sistema. Lani so bile vrhu tega obdelane še razne konstrukcijske izboljšave, tako, da je sedaj naprava v eksperimentalnem preskušanju in obratovanju. V kratkem bo na voljo naši in inozemski industriji.

Zusammenfassung

Eine Forschungsgruppe des Institutes für Maschinenbau an der Fakultät für Maschinenbau, Universität Ljubljana, befasst sich schon einige Jahre mit den Zerspannungsversuchen an Stahl, Aluminium und sphärolitischen Gusseisen bei der Bearbeitung mit Werkzeugen aus Schnellstahl und Hartmetall. Es werden einige Resultate dieser Versuche aus folgenden Gebieten vorgeführt:

- 1) Geometrie der Drehmeißel mit Hartmetallschneide bei der Zerspannung von Einsatzstahl. Hier wurde der Spanwinkel untersucht.
- 2) Rauigkeitsforschung (R_a) bei Bearbeitung von zwei Aluminiumlegierungen mit Schnellstahl bei hohen Schnittgeschwindigkeiten (bis 1100 m/min,).
- 3) Bearbeitungsforschung der Gusshaut eines mittelharten sphärolitischen Gusseisens beim Schneiden mit verschiedenen Hartmetallqualitäten.
- 4) Konstruktionsmerkmale bei Entwicklung und Inbetriebnahme einer Versuchsdrehbank eigener Konstruktion und Produktion

mit stufenloser Geschwindigkeitsregelung bis 4000 U/min, und
20 KW Nennkraft.

5) Einige Betrachtungen über Schleifscheibenverschleiss beim
Produktionsschleifen von Zahnrädern.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

B. Mitić^{x/}

JEDAN PREDLOG ZA ODREĐIVANJE KOEFICIJENTA IZOLACIJE OPASNOSTI PRI OBRADI MATERIJALA

U uslovima dinamičnih privrednih kretanja, industrijska proizvodnja posredstvom stalnih dostignuća u nauci i tehnici, neprekidno ostvaruje pozitivne efekte na polju, proizvodnosti, kvaliteta proizvoda, i ekonomičnosti. Pri ovome, interes za progresivni razvoj industrijske proizvodnje ne iscrpljuje se samo na ovim pokazateljima, već se naprotiv, za procenu savršenstva nove opreme i tehnologije sve više uključuju i zahtevi za adekvatno poboljšavanje uslova rada.

Tretman obrade materijala, sa stanovišta bezbednih i konformnih uslova rada, predpostavlja analizu brojnih pitanja, kao što su:

-kakav je opseg prisutnih opasnosti i škodljivosti pri obradi materijala;

-kakva je sigurnost pri radu;

-na kom nivou je bezbednost radnika;

-i konačno, koji su to faktori od kojih zavisi poboljšavanje uslova rada.

Radnik u procesu mašinske obrade, ima određenu ulogu, u radu jedne mašine, ili grupe mašina, te zbog toga čini deo jedne organske celine, koja se naziva "funkcionalna jedinica čovek-mašina", ili "funkcionalni sistem čovek-mašina".

Faktor opasnosti i škodljivosti je uvek prisutan u proizvodnom procesu, odnosno u jednom sistemu "čovek-mašina", te samim tim utiče na uslove rada, kao i na ukupne pozitivne efekte pri obradi.

Da bi se o jednom sistemu "čovek-mašina" formirala određena predstava o nivou bezbednosti radnika, osnovno je, da se utvrde određeni pokazatelji, koji bi celishodno uključili kako tehničke, tako i ljudske aspekte faktora opasnosti i škodljivosti pri obradi materijala.

^{x/} Božidar D. Mitić, dipl. ing. predavač Tehničkog fakulteta, Niš

U ovom radu se ne pretenduje da se konačno odgovori na sva pitanja iz ove problematike, već se nastoji, da se formuliše jedna ideja za određivanje pokazatelja, koji bi odražavali stanje opasnosti i škodljivosti pri obradi materijala u jednom sistemu "čovjek-mašina".

POKAZATELJI USLOVA RADA PRI OBRADI MATERIJALA

Pristup za tretiranje ove problematike može da bude različit, zavisno od toga da li je naglašen aspekt, opasnosti, škodljivosti, sigurnosti ili bezbednosti.

Prema tome, za formulisanje pokazatelja uslova rada u pogonima mašinske obrade, pre svega su evidentne teškoće u terminologiji. Medjutim, najveće teškoće su sa područja, kako da se ~~sa~~ posredstvom jednog pokazatelja uključe u zajedničko razmatranje, tehničke i ljudske komponente sistema "čovjek-mašina".

Stepen sigurnosti sistema. Prof. A. N. Rajevski uvodi pokazatelj u vidu stepena sigurnosti sistema "čovjek-mašina", kao proizvod stepena pojedinih elemenata sistema

$$\eta = \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot \eta_3 \cdot \dots \cdot \eta_n$$

Pri ovakvoj formulaciji odmah se nameću praktična pitanja: prvo, da li se raspolaze sa podacima stepena sigurnosti pojedinih elemenata sistema, a drugo, da li složeni sistem "čovjek-mašina", sa većim brojem komponenata, ima i manji stepen sigurnosti, u odnosu na sistem sa manjim brojem komponenata.

Ukoliko se i prevaziđe prvo pitanje, za drugo svakako ovakva formulacija ne zadovoljava. Poznato je napr., da automatska proizvodna linija, koje se sastoji od više mašina, transportnih uređaja, kao i drugih komponenata, u odnosu na jednu alatnu mašinu sa ručnim upravljanjem, omogućuje sigurnije i bezbednije uslove rada.

Zbog toga, isti autor za složenije sisteme predlaže i drugi obrazac stepena sigurnosti

$$\eta = \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot \eta_3 \cdot \eta_n + \eta_1 (1 - \eta_2 \cdot \eta_3 \cdot \eta_n) + \dots + \eta_n (1 - \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot \dots \cdot \eta_{n-1})$$

Složenost ovog izraza, medjutim, ne pruža i praktičan put za brzo određivanje, ukoliko se ne raspolaze stepenima sigurnosti pojedinih elemenata sistema.

Prema tome, na slične probleme se nailazi ukoliko se uslovi rada pri obradi materijala, posmatraju preko stepena opasnosti, ili pak stepena bezbednosti sistema.

Koeficijent izolacije opasnosti kao pokazatelj uslova rada pri obradi materijala.

Na osnovu iznetih konstatacija, pokazatelj koji pretenduje da odražava odredjen nivo uslova rada pri obradi materijala, pre svega treba da je tako definisan da obuhvati sve uticajne faktore, ali i da se oslanja na evidentne podatke koji su nosioci uslova rada u jednom funkcionalnom sistemu "čovjek-mašina". Zbog toga se predlaže, drugi pristup problemu i kao pokazatelj posmatra koeficijent izolacije opasnosti iz procesa obrade materijala.

Koeficijent izolacije opasnosti upravo je tako konceptiran da obuhvati sve činiocē pri obradi na alatnim mašinama, koji ili povećavaju opseg opasnosti i škodljivosti, ili pak utiču da se iste, izoluju i eliminišu iz posmatrani sistem.

Koeficijent izolacije u opštem slučaju je funkcija više faktora

$$K = f(K_1, K_2, K_3 \dots K_n)$$

Ovi faktori mogu, po svom poreklu, da odražavaju uticaj tehničkih komponenata sistema (mašine, alata, pribora), na ukupnu vrednost koeficijenta izolacije, ili pak da iskazuju učešće ljudskih (subjektivnih) elemenata, koji proističu iz sistema "čovjek-mašina".

S druge strane, uticajni faktori po svom karakteru dejstva, mogu da se podele na dve grupe: prva, koja uključuje faktore čiji se uticaj odražava stalno u pravcu povećanja vrednosti koeficijenta izolacije, i druga grupa, koja obuhvata naprotiv faktore čije prisustvo smanjuje vrednost koeficijenta izolacije.

Na taj način izdvajaju se četiri kategorije uticajnih faktora:

- pozitivni tehnički faktori (K_t^+)
- negativni tehnički faktori (K_t^-)
- pozitivni ljudski faktori (K_s^+)
- negativni ljudski faktori (K_s^-)

Odredjene analize pojedinih faktora treba da pokažu pravo mesto i stvarni njihov uticaj na koeficijent izolacije.

POZITIVNI TEHNIČKI FAKTORI podrazumevaju sve one činioce u sistemu "čovek-mašina", koji svojim prisustvom povećavaju sigurnost pri radu, te samim tim smanjuju ili potpuno otklanjaju određene opasnosti koje su prisutne u radnom ciklusu obrade. Osnovni predstavnici ove kategorije tehničkih faktora su:

- faktor mehanizacije procesa obrade (K_1)
- faktor automatizacije procesa obrade (K_2)
- faktor zaštite od opasnosti pri obradi (K_3)
- faktor zaštite od škodljivosti pri obradi (K_4)

NEGATIVNI TEHNIČKI FAKTORI, za razliku od predhodnih naprotiv, uključuju one tehničke elemente sistema, koji su ne samo nosioci povećane opasnosti pri obradi, već su ponekad direktni uzročnici za pojavu tehničkih smetnji u procesu obrade, što dovodi do oštećenja i lom pojedinih elemenata, a u krajnjoj liniji i do havarije sistema. Ovakav tretman bi imali sledeći tehnički faktori:

- faktor dotrajalosti, amortizacije opreme
- faktor održavanja i pripremanja opreme
- faktor tehničkih smetnji, koje su rezultat grešaka u izradi i montaži opreme
- faktor materijala, koji predpostavlja da je ugrađen neodgovarajući materijal, lošijeg kvaliteta, što može da bude uzročnik loma i havarije pojedinih elemenata sistema.

POZITIVNI LJUDSKI FAKTORI u sistemu "čovek-mašina", sa svoje strane uključuju sve one subjektivne činioce, koji po svom karakteru, dejstvuju u pravcu smanjivanja ili eliminisanja opasnosti iz procesa obrade. Primeri ljudskih osobina, koje igraju ulogu pozitivnih faktora u ciklusu obrade su:

- faktor snalažljivosti čoveka u neočekivanim i opasnim okolnostima
- faktor sposobnosti čoveka, da utiče na pozitivnu promenu stanja pojedinih elemenata sistema, kao što je, pravovremena kontrola opreme, blagovremeno podmazivanje, hladjenje i slične radnje koje su od značaja za sigurnost sistema.

NEGATIVNI LJUDSKI FAKTORI su takodje neminovni prateći činioци procesa obrade, ali je njihovo prisustvo uvek nepoželjno s obzirom da dejstvuju u pravcu povećanja opasnosti.

Iz ove kategorije karakteristični bi bili sledeći faktori:

-faktor zamora radnika u procesu obrade

-faktor monotonije radnog ciklusa

-faktor neotpornosti radnika prema smetnjama, čije je poreklo naprimer, od intenzivne buke, potresa i vibracija, ili usled nepodobnog temperaturnog režima.

Ovakva kategorizacija uticajnih faktora, koji na izvestan način i formiraju uslove rada pri obradi materijala, pruža više mogućnosti da se definiše i sam koeficijent izolacije opasnosti.

Odredjivanje koeficijenta izolacije opasnosti

Pre nego što se od opšte funkcionalne zavisnosti, da je

$$K = f(K_t^+, K_t^-, K_s^+, K_s^-)$$

predje, na konkretnu zavisnost izmedju koeficijenta opasnosti i uticajnih faktora, a sasmim tim utvrdi i metodologija za njegovo brojno odredjivanje, neobhodno je da se ukaže na odredjene teškoće. Prvi problem svakako je, prevodjenje "ljudskih faktora" na teren merljivih veličin. Drugi, ništa manje lakši problem je, kako da se unapred "predvide" brojne vrednosti za neke "negativne tehničke faktore".

U principu su jedni, lakše a drugi faktori teže medjusobno merljivi. Svakako je jednostavnije sagledati odnose izmedju nekih pozitivnih tehničkih faktora, s obzirom da su na izvestan način "vidljivi", kao napr. elementi mehanizacije ili automatizacije su lako uporedljivi. Naprotiv, to ne može da se konstatuje i za negativne tehničke faktore, jer su u izvestnom smislu "skriveni" za objektivno uporedjivanje, kao napr., eventualne tehničke greške koje se javljaju kao rezultat netačne montaže ili lošeg održavanja opreme, teško je unapred sagledati ili medjusobno uporedjivati.

U tretmanu ljudskih faktora takodje se dolazi do sličnih konstatacija. Cvde se naprotiv lakše mogu da sagledaju i relativno uporedjuju negativni faktori (zamor, monotonija itd.), u odnosu na pozitivne, koji izražavaju više individualne a manje opšte osobine radnika, kao što je napr., snalažljivost u opasnim situacijama, sposobnost da se promeni tok promena u procesu rada itd.

Ukoliko se usvoji jednostavna zavisnost izmedju koeficijenta izolacije i uticajnih faktora u obliku

$$K = K_t^+ K_t^- + K_s^+ K_s^-$$

i kao prvo približavanje prepostavi da je $K_t^- = 1$ i $K_s^+ = 1$, dobija se uprošćena zavisnost

$$K = K_t^+ + K_s^-$$

Poslednji predloženi izraz koeficijenta izolacije, u principu omogućuje, da drugi član koji obuhvata negativne ljudske faktore ima pozitivan ili negativan znak, što zavisi od usvojenog sistema i metodologije pri poentiranju vrednosti ovog faktora. Ako se prihvati sistem negativnih poena za kategorizaciju ljudskih faktora onda obrazac glasi

$$K = \frac{K_t^+ - K_s^-}{100}$$

Pre nego sto se predlozi metodologija poentiranja pojedinih faktora, kako bi se odredila vrednost koeficijenta izolacije opasnosti u jednom sistemu "čovek-mašina" pri obradi materijala, mogu da se u principu prepostave četiri karakteristična slučaja:

- a) područje konformnih uslova rada, gde je $K > 1$, te je bezbednost, neškodljivost u sistemu gotovo podpuna;
- b) područje normalnih uslova rada, gde je $0 < K < 1$
- c) granično područje kada je $K = 0$, što se može da tretira kao slučaj kada u sistemu postoje samo minimalni tehnički uslovi za izolaciju opasnosti i škodljivosti pri obradi materijala;
- d) područje negativnih vrednosti koeficijenta $K < 0$, što ukazuje da u sistemu ne postoje ni minimalni tehnički uslovi za izolaciju opasnosti, tako da bezbednost radnika isključivo zavisi od ljudskih faktora.

Osnovna koncepcija pri poentiranju uticajnih faktora

Pozitivni tehnički faktori se posmatraju kao zbir vrednosti

$$K_t^+ = K_1 + K_2 + K_3 + K_4$$

gde je za svaki faktor predložena osnovna metodologija za kategorizaciju vrednosti, zavisno od elemenata koji su zastupljeni.

Tab. 1

Red. br.	Elementi mehanizacije koji su prisutni u procesu obrade rezanjem	Faktor mehanizacije	
		$K_1 = k^2$	
		k	K_1
1	Mehanizovan dovod materijala za obradu	3	9
2	1 + Mehanizovan transport gotovih komada	4	16
3	1 + 2 + Mehanizovano stezanje predmeta obrade	5	25
4	1 + 2 + 3 + Mehanizovano odvodjenje strugotine iz zone obrade	6	36

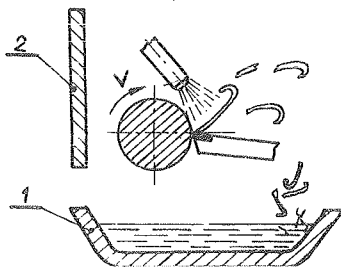
Tab.2

Red. br.	Elementarne operacije (ili grupe) koje mogu biti automatizovane u procesu obrade rezanjem	Faktor automatizacije	
		$K_2 = k^2$	
		k	K_2
1	Postavljanje alata		
2	Preključivanje broja obrta		
3	Preključivanje koraka		
4	I grupa operacija-Regulisanje mašine	5	25
5	Zahvatanje materijala		
6	Ubacivanje u pribor za stezanje		
7	II grupa operacija-Prisprema mater.	6	36
8	Oslobadanje iz steznog pribora		
9	Skidanje gotovog komada		
10	III grupa oper.-Transport gotovih kom.	7	49
11	Uključivanje glavnog kretanja		
12	Prilaz alata		
13	Uključivanje pomoćnog kretanja		
14	Radni hod-proces rezanja	8	64
15	Preključivanje pomoćnog kretanja		
16	Povratni hod		
17	IV grupa operacija-Proces obrade	9	81
18	Isključivanje glavnog kretanja		
	Kontrola dimenzija za vreme obrade		
	Automatska korekcija alata		
	V grupa operacija-Aktivna kontrola	10	100

Tab.3

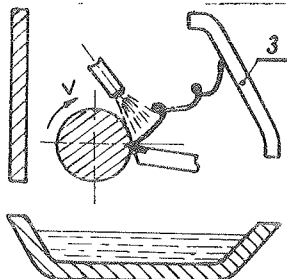
Šematski prikaz sistema zaštitnog ogradjivanja kod mašina za obradu rezanjem

Kategorizacija faktora zaštite od opasnosti u zavisnosti od grupe sistema zaštitnog ogradjivanja



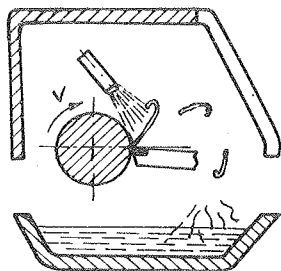
I grupa sistema ogradjivanja zone obrade, posredstvom elementa 1 i 2 onemogućuje potpuno rasturanje strugotine u zoni obluživanja mašine. Cvi elementi zaštite ne štite radnika od: strugotine, prašine i škodljivih isparenja. (sl.1)

$$K_3 = k^2 = 16$$



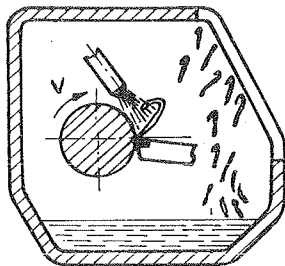
II grupa sistema ogradjivanja obezbedjuje delimičnu ogradjenost zone rezanja, posredstvom elementa 3 sa prednje strane mašine. Ovakav sistem zaštite štiti radnika od razletanja strugotine i rasprskavanja rashladno-mazalne tečnosti (vidi i sl.2)

$$K_3 = k^2 = 25$$



III grupa sistema zaštitnog ogradjivanja, omogućuje potpunu ogradjenost zone rezanja i šire zone obrade. Obezbedjuje potpunu zaštitu od razletanja strugotine i rashladne tečnosti, zatim štiti od metalne prašine i svih vrsta štetnih isparenja, a u izvesnim slučajevima smanjuje i intenzitet buke. (v.sl.3)

$$K_3 = k^2 = 36$$



IV grupa sistema zaštitnog ogradjivanja, omogućuje hermetično ogradjivanje zone obrade. Ovaj sistem stvara potpunu tehničku izolaciju zone obrade od proizvodne sredine i predpostavlja mašine sa poluautomatskim ili automatskim radnim ciklusom. (vidi i sl.4)

$$K_3 = k^2 = 49$$

Tab. 4

Zaštitni sistemi koji umanjuju ili potpuno odstranjuju škodljivosti iz procesa obrade rezanjem	Faktor zaštite od škodljivosti pri obradi $F_4 = k^2$
I grupa:obuhvata zaštitne sisteme za isisavanje metalne prašine iz zone rezanja	25
II grupa:obuhvata sisteme za isisavanje svih škodljivih sastojaka koji proističu iz procesa rezanja (prašina, isparenja i sl.)	36
III grupa:obuhvata sisteme za prigušivanje buke,vibracija i potresa koji proističu iz procesa obrade	49

Kod svih faktora, kategorizacija je data tabelarno i uglavnom se posmatraju uslovi obrade kođ mašina za rezanje, što ne isključuje mogućnost da se na sličan način izvrši kategorizacija i kod mašina za obradu deformacijem. Za međusobnu kategorizaciju uticajnih faktora usvojena je promena po zakonu parabole

$$K_i = k^2$$

gde je $k=1,2,3,\dots,n$, a izbor se vrši shodno uticaju posmatranog elementa na ukupnu vrednost koeficijenta izolacije.

Faktor mehanizacije (K_1) dat je u tab.1, u zavisnosti od nekih karakterističnih operacija pri obradi koje se mogu da mehaniziraju (stezanje, čišćenje strugotine i sl.), te se na taj način vrši izolacija od mogućih povreda na radu u okviru ovih operacija.

Faktor automatizacije (K_2), dat je u tab.2 i razmatran je sa stano- višta da u praksi kod većine mašina za obradu rezanjem, mogu da se automatizuju oko dvadesetak elementarnih operacija. Ove elementarne operacije grupisane su u pet kategorija, što približno odgovara stepenu automatizacije kod pojedinih mašina (automata, polu- automata, mašina sa ručnim upravljanjem).

Faktor zaštite od opasnosti pri obradi (K_3), u osnovi tretira opasnosti koje proističu od razletanja metalne strugotine. I pored to-

ga što je proces stvaranja strugotine različit, zavisno od vrste obrade, ipak sve mašine za rezanje, a poglavito one čije je glavno kretanje obrtno, odlikuju se opasnostima koje su slične u zoni rezanja. Kao osnov za kategorizaciju usvojena je klasifikacija sistema ogradjivanja zone obrade, koju su predložili J.A. Krjukov i J.S. Lapin. (tab.3)

Faktor zaštite od škodljivosti pri obradi (F_4), uprave predpostavlja sve one zaštitne mere i sisteme, koji imaju cilj da eliminišu škodljivosti iz procesa obrade i na taj način spreče pojavu profesionalnih oboljenja, naprimer organa za disanje, sluh itd. Kategorizacija ovih sistema data je u tab.4.

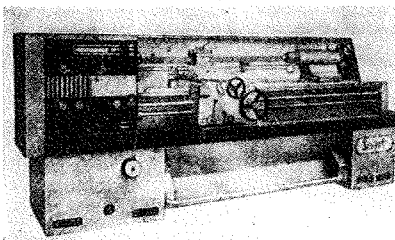
Analiziranje negativnih ljudskih faktora (K_S^-), u sklopu predloženog obrasca za odredjivanje koeficijenta izolacije opasnosti je medjutim dosta otežano. Pre svega, da bi se sagledale reperkusije napr. zamora, monotonije, slabe otpornosti radnika na pojavu smetnji od buke, vibracija itd., neophodna su kompleksna istraživanja i uska povezanost sa naučnim disciplinama, kao što je psihologija i fiziologija rada, organizacija rada itd.

S obzirom da se sa rezultatima za ovakve svrhe danas ne raspolaže, kao polazna prepostavka se usvaja činjenica, da negativni ljudski faktori dolaze do većeg izražaja, ukoliko je u procesu obrade, poverena veća uloga radnika u oblasti rukovanja i upravljanja sistemom. Kategorizacija faktora K_S^- data je u tab.5 u zavisnosti od sistema upravljanja procesom obrade.

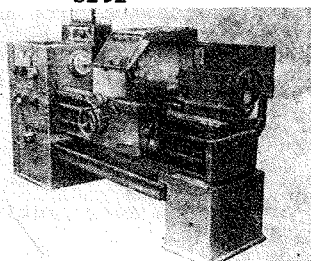
Tab.5

Način upravljanja ili rukovanja u sistemu "čovjek-mašina"	Faktor $K_S^- = k^2$
1. Upravljanje posredstvom kibernetičke mašine procesa obrade	1
2. Upravljanje procesa obrade kod automatskih linija	4
3. Upravljanje automata	9
4. Upravljanje poluautomata	16
5. Programsko upravljanje univ. mašina	25
6. Dinstanciono upravljanje kod univ. maš.	36
7. Upravljanje univerzalnih mašina	49

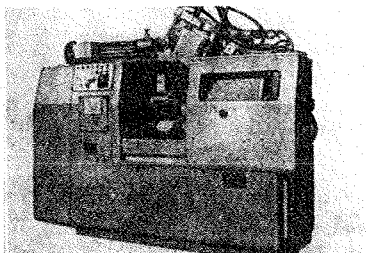
Praktični primeri odredjivanja koeficijenta izolacije



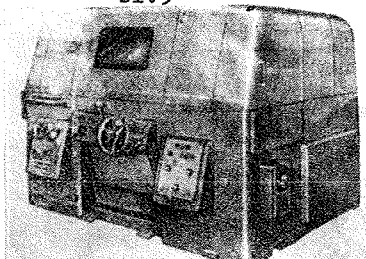
sl.1



sl.2



sl.3



sl.4

Na osnovu opšte formulacije i predložene metodologije za kategorizaciju uticajnih faktora, razmatraju se nekoliko primera. Na sl.1 i 2 data su dva univerzalna struga, sličnih karakteristika a različitih sistema zaštite, u prvom slučaju je

$$K=0,31$$

za $K_1=K_4=0; K_2=64, K_3=16$ i $K_8=49$ u drugom slučaju, za $K_3=25$, s obzirom da je primenjena II grupa zaštite od razletanja strugotine koeficijent iznosi:

$$K=0,40$$

Na sl.3 u pitanju je polusautomatski kopirni strug, sa uređajem za pneumatsko brzo stezanje i zaštitnim ogradjivanjem iz III grupe, tako da je:

$$K=1,26$$

gde je: $K_1=25-16, K_2=81, K_3=36$
 $K_4=0$ i $K_8=16$

I na sl.4 posmatra se specijalna automatska brusilica za zavojnice, gde je vrednost koeficijenta:

$$K=2,02$$

što odgovara komfornim uslovima rada jer je: $K_1=36-16=20, K_3=49$
 $K_2=81+36=117,$
 $K_4=25$ i $K_8=9$

I na kraju, kao karakterističan primer za razmatranje, može da se navede stona bušilica sa ručnim pomoćnim kretanjem, gde pri obradi ne postoje ni minimalni tehnički uslovi za izolaciju opasnosti, sobzirom da je $K_1=K_2=K_3=K_4=0$, tako da je koeficijent izolacije sa negativnim znakom $K=-0,49$, što ukazuje da je bezbednost pri radu isključivo funkcija ljudskih faktora, odnosno da zavisi od spretnosti samo radnika.

Završne konstatacije

Pri projektovanju nove tehnologije i izboru odgovarajuće opreme, pored poznatih tehničkih pokazatelja za upoređivanje podobnosti iste (kao što su preizvodnost, kvalitet i ekonomičnost) za investitora od ne manjeg značaja je i jedan ovakav pokazatelj, koji upoređuje i ukazuje i na nivo uslova rada u pogonima mašinske obrade.

Za potpuno i celishodno upoređivanje tehnologije i opreme na bazi koeficijenata izolacije opasnosti pri obradi, svakako su nužna daljna svestrana istraživanja i izučavanja ovog probleme.

Pri svemu ovome, pre svega neobhodna je uska saradnja izmedju projekatnata tehnologije, konstruktora mašina i odgovarajućih stručnjaka iz oblasti organizacije, zaštite, psihologije i fiziologije rada.

Literatura:

1. Rajevskij A.N., Antonov A.V., "Čelovek i mašina" Mašinstroitel No 2 1966
2. Krjukov J.A., Lapin J.S., "Hudožestvenoe konstruirovanie ograždenij metalorežusćih stankov", Mašinstroitel No 11 1966
3. Mašinstroitel 1966 i 1967 rubrika: "Tehnika bezopasnosti"
4. Akulin D.F. i dr., "Osnovi tehniki bezopasnosti v mašinstroenii", Mašinstroenie-Moskva 1966
5. Nikitin G.M., "Osnovi tehniki bezopasnosti" Metalurgija, Moskva 1965
6. Zlobinskij B.M., "osnovi tehniki bezopasnosti" Sudostroenie, Leningrad 1966

IV SAVETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968.

B. Musafia *)

SAVREMENA TEORETSKA I EKSPERIMENTALNA DOSTIGNUĆA U PODRUČJU APLICIRANE TEORIJE PLASTIČNOSTI**)

Uvod

Naponsko stanje tela opterećenog vanjskim silama je određeno tenzorom napona [1] čijih devet članova sadrže šest komponentnih napona. Poznavajući veličine svih komponentnih napona kao funkcije koordinata tačaka tela moguće je, iz graničnih uslova odrediti i aktivne sile - uzročnike deformacije tela.

Kod prostornog naponskog stanja se raspolaže sa sistemom od trinaest jednačina koje sadrže trinaest nepoznatih veličina [2], i to su:

- tri parcijalne diferencijalne jednačine ravnoteže sa šest nepoznatih komponentnih napona
- tri parcijalne diferencijalne jednačine uslova neprekidnosti deformacije sa šest nepoznatih komponentata deformacija
- šest jednačina veze napona i deformacija sa nepoznanicom u vidu modula plastičnosti, i
- uslovna jednačina plastičnog tečenja.

Iako je ovaj sistem u principu sa matematske tačke gledišta rešiv /broj nepoznatih odgovara broju jednačina/ praktično rešenje je moguće dobiti samo u nekim veoma prostim slučajevima, ili sa veoma grubim pretpostavkama /na pr. zanemarivanjem uticaja kontaktnog trenja/.

*) Dr Binko Musafia, dipl.ing., vanredni profesor Mašinskog fakulteta u Sarajevu, saradnik Zavoda za alatne mašine, alat i mernu tehniku, Sarajevo ul. Omladinsko šetalište b.b.

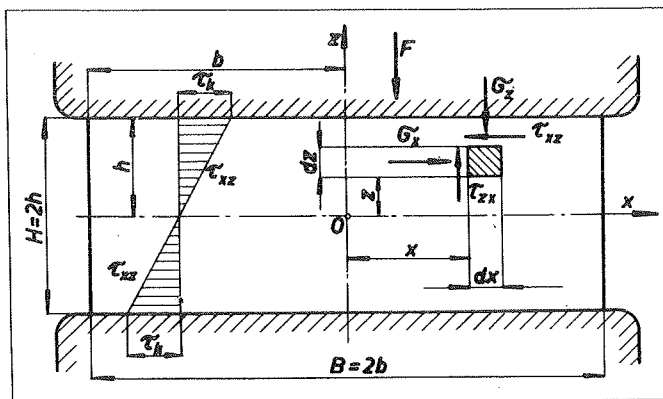
***) Saopštenje iz Zavoda za alatne mašine, alat i mernu tehniku u Sarajevu.

U ovom referatu će se analizirati neke savremene teoretske i eksperimentalne metode, koje sa jedne strane respektujući postavke matematske teorije plastičnosti, a sa druge strane uvođeći hipoteze zasnovane na fizikalnosti procesa, uproštavaju problem dajući mu kroz to aplikativni smisao.

1. Metoda proračuna deformacionih sila po približnim jednačinama ravnoteže i uslovima plastičnog tečenja

Suština ove metode se svodi na postavljanje približnih diferencijalnih jednačina ravnoteže, čije rešenje sa jednačinom plastičnog tečenja daje normalne i tangencijalne napone na kontaktnim površinama alata i radnog komada, i kroz to potrebnu silu za izvršenje deformacije. Na toj osnovi su znatne doprinose u oblasti valjanja, presovanja, vučenja, izvlačenja i ostalih procesa plastične obrade dali A. Geleji [3], S.I. Gubkin [4], G. Sachs [5], A.I. Celikov [6], E. Siebel [7] i niz drugih autora.

U posljednje vreme E.P. Unkov [8] je sačinio detaljniju teoretsku analizu o mogućnostima uvođenja uproštenih pretpostavki, kao i met



od korišćenja približnih i ograničenih diferencijalnih jednačina ravnoteže i plastičnosti, razradivši pri tom i greške koje nastaju ovim uproštavanjem. Uz preciziranje

Sl. 1. Osnovni parametri procesa sabijanja.

M.V. Storoževa [9] ova metoda se prema [8] može sažeti u nekoliko tačaka.

1. Problem se uvek svodi na ravninsko /naponsko ili deforma-

ciono/ ili osno-simetrično stanje. Telo složene konfiguracije se razlaže na niz parcijalnih zapremina za koje važe ove pretpostavke. Na pr. pri sabijanju paralelopipeda /silom F/ čija je dužina znatno veća u odnosu na dimenzije poprečnog preseka / $l \gg B, H$ / element napregnutog tela /sl. 1/ se nalazi u uslovima ravninskog deformacionog stanja, i sistem se svodi na dve parcijalne diferencijalne jednačine ravnoteže

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \bar{G}_x}{\partial x} + \frac{\partial \bar{\tau}_{xz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \bar{\tau}_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{G}_z}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

2. Raspored normalnih napona i njihova veličina se određuje samo za kontaktnu površinu /radnog komada i alata/.
3. Diferencijalne jednačine ravnoteže se uproštavaju na taj način što se normalni naponi smatraju kao funkcija samo jedne koordinate i to za $z = h = const$. Označavajući tangencijalni napon na kontaktnoj površini sa $\bar{\tau}_k$ i dopuštajući linearnu zavisnost $\bar{\tau}_{xz}$ od koordinate z sledi da je

$$\bar{\tau}_{xz} = \bar{\tau}_k \frac{z}{h} \quad i \quad \frac{\partial \bar{\tau}_{xz}}{\partial z} = \frac{\bar{\tau}_k}{h}$$

Sistem ravnotežnih jednačina /1/ se svodi na jednu diferencijalnu jednačinu /sa totalnim diferencijalima/

$$\frac{d\bar{G}_x}{dx} + \frac{\bar{\tau}_k}{h} = 0 \quad (2)$$

4. Uslov plastičnog tečenja za ravninsko deformaciono stanje

$$(\bar{G}_x - \bar{G}_z)^2 + 4\bar{\tau}_{xz}^2 = k_r^2 = 4k_s^2 \quad (3)$$

se može predočiti i u obliku

$$\frac{\bar{G}_x - \bar{G}_z}{k_r} = \sqrt{1 - \frac{\bar{\tau}_{xz}^2}{k_s^2}} \quad (3.a)$$

Ako se sa k označi specifični deformacioni otpor za zadane uslove stepena brzine i temperature deformacije [1], tada je

$$k_r = \beta k = \frac{2}{\sqrt{3}} k \quad i \quad k_s = \frac{k}{\sqrt{3}} = \frac{k_r}{2}$$

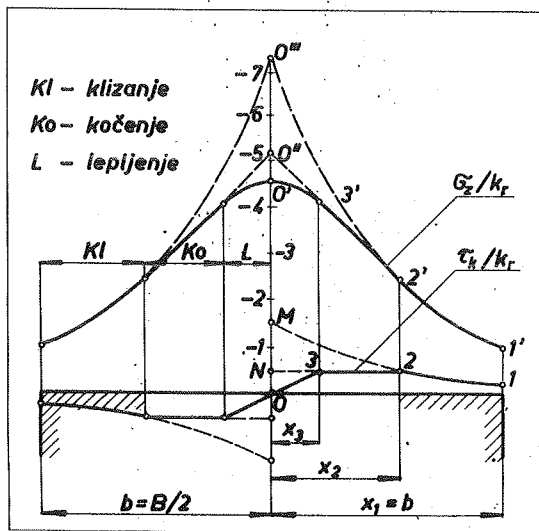
Na osnovu [8] kod procesa za koje važi relacija $0 \leq \tau_{xz} \leq 0,7 k_s$ naponi G_x i G_z postaju glavni pa se koristi približna jednačina plastičnog tečenja

$$G_x - G_z = k_r = 2 k_s \quad (3.b)$$

a za procese sa $0,7 k_s \leq \tau_{xz} \leq k_s$ približni uslov plastičnog tečenja glasi

$$G_x - G_z = 0 \quad i \quad dG_x = dG_z \quad (3.c)$$

Na osnovu /3.c/ diferencijalna jednačina /2/ se svodi na oblik



$$\frac{dG_z}{dx} + \frac{\tau_k}{h} = 0 \quad (4)$$

Integriranjem ove diferencijalne jednačine se u zavisnosti od veličine τ_k dobivaju tri zone /sl. 2/.

U zoni klizanja /Kl/ je tangencijalni napon /kriva 1-2/ proporcionalan normalnom naponu i koeficijentu kontaktnog trenja

$$\tau_k = \mu G_z \quad (5)$$

Sl. 2. Naponi i karakteristične zone pri sabijanju.

Integriranjem jednačine /4/ dobiva se

normalni napon /kriva 1'-2'/ kao eksponencijalna funkcija koordinata

$$G_z = -k_r \exp \frac{\mu(b-x)}{h} \quad (6)$$

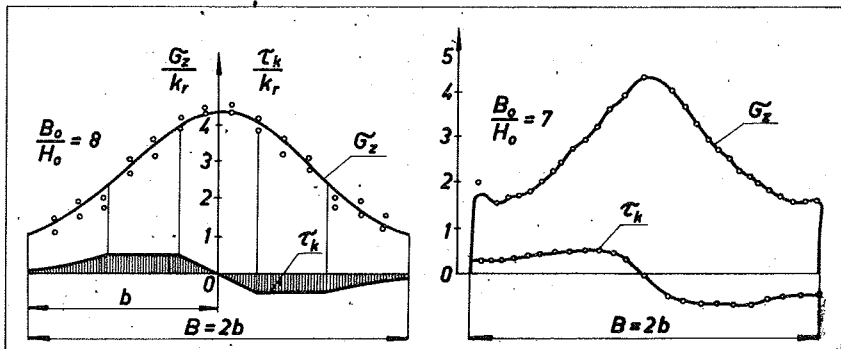
S obzirom da tangencijalni napon /2-3/ ne može premašiti vrednost

$$\tau_k = -0,5k_r = -k_s \quad (5.a)$$

nastaje zona sprečavanja klizanja materijala /kočenje K_0 /, u kojoj normalni napon /2'-3'/ raste kao linearna funkcija koordinata

$$\sigma_z = -\frac{0,5k_r}{\mu} - k_r \frac{x_2 - x}{2h} \quad (6.a)$$

Kontaktni napon u osi simetrije menja predznak, tako da nastaje zona lepljenja /I/ materijala uz alat. Zakonitost promene ovog napona u zoni $0 \leq x \leq x_3 = 2h$ je linearna



A. Metoda davača

B. Polarizaciono-optička metoda

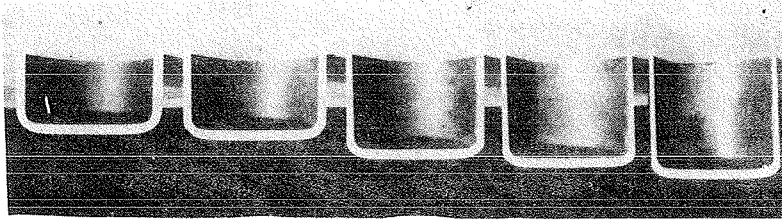
sl. 3. Rezultati eksperimenata sa uzorcima od olova [8]

$$\tau_k = -k_r \frac{x}{h} \quad (5.b)$$

a integracijom diferencijalne jednačine /4/ se funkcija σ_z dobiva u paraboličnoj zavisnosti od koordinata /3'-0'/

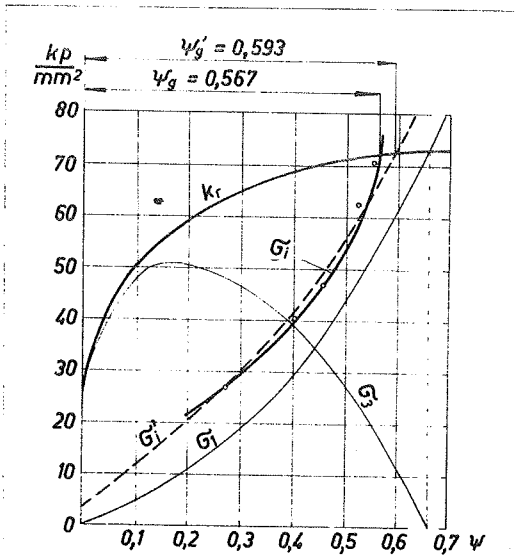
$$\sigma_z = \left(-\frac{0,5k_r}{\mu} - k_r \frac{x_2 - 2h}{2h} \right) - 2k_r \frac{4h^2 - x^2}{h^2} \quad (6.b)$$

Eksperimenti izvedeni sa uzorcima od olova [8] potpuno potvrđuju ove teoretske postavke kako sa gledišta rasporeda tako i veličine napona. Prva vrsta opita je izvršena pomoću davača ugrađenih u alat, mosta i oscilografa. Na osnovu dobivenog



Sl. 4. Fotografije probnih uzoraka nakon dubokog izvlačenja. dijagrama normalnih napona /sl.3.A/ je grafičkim diferenciranjem konstruisan dijagram tangencijalnih napona. Druga serija eksperimenata je izvedena polarizaciono-optičkom metodom /sl. 3.B/.

Rezultati ovih opita su utoliko značajniji što su dve metode eksperimenata zasnovane na potpuno različitim fizikalnim osnovama potvrdile bliskost teoretskih i stvarnih vrednosti normalnih i tangencijalnih napona na kontaktnim površinama.



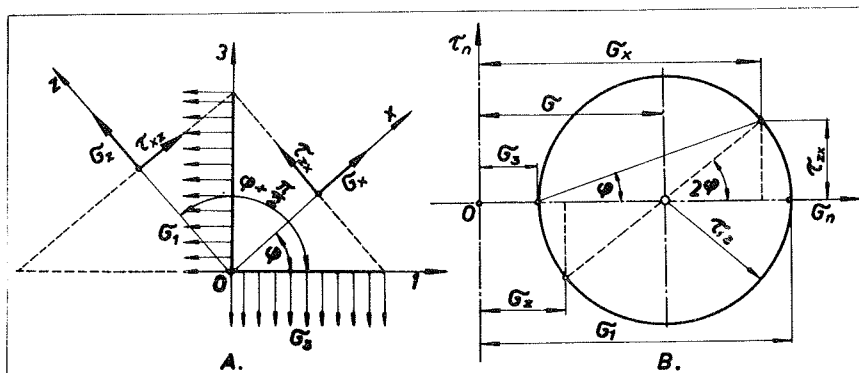
Sl.5. Naponske funkcije procesa dubokog izvlačenja za Č.11 21 [12]

Primenom metode približnih jednačina ravnoteže i plastičnog tečenja analiziran je i proces dubokog izvlačenja sa redukcijom debljine zida [10]. Probni uzorci /sl.4/ od čelika Č.11 21 su pre eksperimenata fosfatirani, radne površine izvlačača i prstena za izvlačenje su bile polirane, tako da su se uz dobro podmazivanje ostvarili povoljni kontaktni uslovi.

Na osnovu [10] određeni su glavni naponi G_1 u pravcu ose izvlačenja i G_3 kao pritisak alata. Kriva k_r je prema [1] konstruisana za materijal od kojega su izradjeni i probni uzorci /sl.5/. Teoretska vrednost napona izvlačenja G_1' je veća od G_1 radi trenja u cilindričnom delu prstena za izvlačenje [11]. Kriva stvarnih vrednosti napona izvlačenja G_1 je dobivena eksperimentalno za razne stepene deformacije ψ [12]. Proračunski stepen deformacije ψ_y' se nalazi u blizini graničnog stepena deformacije ψ_y kod kojega je došlo do prekida uzorka.

2. Karakteristike i linije klizanja kao metoda određivanja napona

Ravninski problem može biti zadan komponentnim G_x, G_z, τ_{xz} /, ili glavnim G_1, G_3 / naponima. Formule transformacije [3] su relativno proste



Sl. 6. Glavni i komponentni naponi ravninskog stanja:

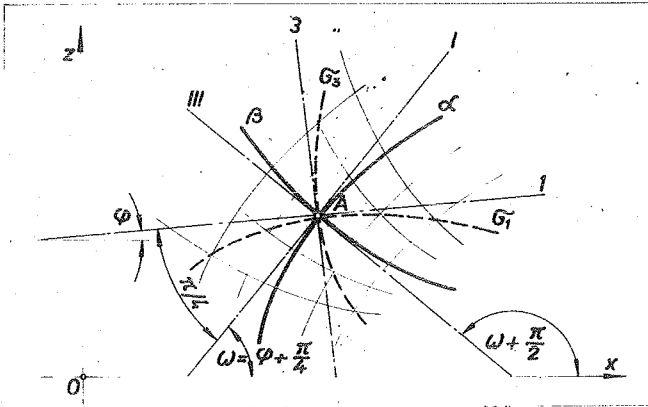
$$\left. \begin{aligned} G_1 &= G + \tau_{13} \cos 2\varphi = G + k_s \sin 2\omega \\ G_3 &= G - \tau_{13} \cos 2\varphi = G - k_s \sin 2\omega \\ \tau_{xz} &= \tau_{13} \sin 2\varphi = -k_s \cos 2\omega \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Ugao između koordinatne x i glavne ose 1 je φ /sl.6.A/, dok

je $\omega = \varphi + \pi/4$. Iz sl.6.B se može uočiti da je srednji normalni napon σ i najveći tangencijalni napon τ_{13}

$$\sigma = 0,5(\sigma_1 + \sigma_3) = 0,5(\sigma_x + \sigma_z) \quad \text{ i } \quad \tau_{13} = 0,5(\sigma_1 - \sigma_3)$$

Trajektorije glavnih tangencijalnih napona, ili linije klizanja / α / β na sl.7/ se seku pod pravim uglom. Tangente ovih kriva /I i III/ imaju pravac glavnih tangencijalnih napona i



seku x osu pod uglovima ω i $\omega + \pi/4$. Pomoću mreže linija klizanja mogu se konstruisati i trajektorije glavnih normalnih napona / G_1 , G_3 /, koje seku linije klizanja pod uglom $\pi/4$

Sl.7. Trajektorije glavnih tangencijalnih i normalnih napona.

Desne strane

jednačina /7/ važe za stanje plastičnog tečenja pa se diferencijalne jednačine ravnoteže /1/ mogu izraziti sistemom

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} + 2k_s (\cos 2\omega \frac{\partial \omega}{\partial x} + \sin 2\omega \frac{\partial \omega}{\partial z}) = 0$$

(8)

$$\frac{\partial \sigma}{\partial z} - 2k_s (\cos 2\omega \frac{\partial \omega}{\partial z} - \sin 2\omega \frac{\partial \omega}{\partial x}) = 0$$

prelazeći sa pravolinijskog x, z na krivolinijski koordinatni sistem α, β jednačine /8/ se transformišu na [13]

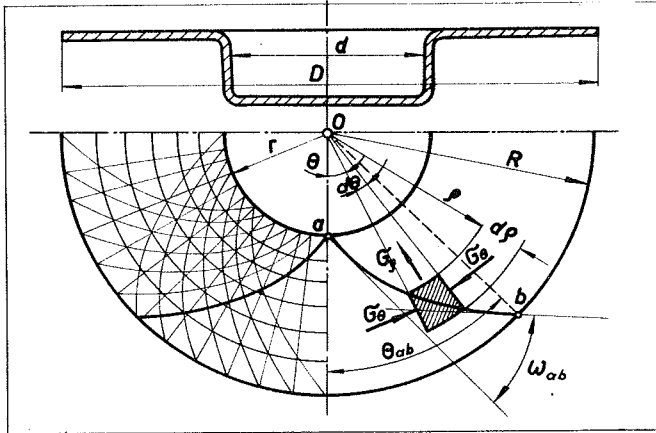
$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \alpha} (\sigma + 2k_s \omega) &= 0 \\ \frac{\partial}{\partial \beta} (\sigma - 2k_s \omega) &= 0 \end{aligned} \right\}$$

(8.a)

Ako se prva od ovih jednačina integrira po α a druga po β dobivaju se Hencky-jevi integrali, ili integralne jednačine plastičnosti.

$$\left. \begin{aligned} G + 2k_s \omega &= C_1 = \text{const} (\alpha) \\ G - 2k_s \omega &= C_2 = \text{const} (\beta) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Uočavajući na liniji klizanja dve tačke /a i b na sl. 8/ jed-



načine /9/ mogu zapisati i u kompaktnijem obliku

$$G_a - G_b = \pm 2k_s \omega_{ab} \quad (10)$$

Iz toga sledi veoma važna konstatacija [9] da je promena srednjeg normalnog napona uzduž je-

Sl.8. Linije klizanja u vencu izvučenog komada.

dne linije klizanja proporcionalna uglu zakretanja linije klizanja ω_{ab} , a koeficijent proporcionalnosti je napon plastičnog tečenja $2k_s$

Trajektorije glavnih normalnih napona [14] u vencu izvučenog komada su poluprečnici / G_p - radijalni naponi/ i koncentrični krugovi / G_θ - cirkularni naponi/. Linije klizanja seku ove trajektorije pod uglom $\pi/4$

Iz sl.8. se vidi da je

$$d\theta = \frac{dp}{p} \quad i \quad \int_0^{\theta_{ab}} d\theta = \int_r^R \frac{dp}{p}$$

Linije klizanja su logaritamске spirale sa polarnom jednačinom

$$\theta_{ob} = \omega_{ob} = \ln \frac{R}{r} = \ln \frac{D}{d} \quad i \quad \rho = r \exp \theta \quad (11)$$

S obzirom na obrazac /10/ i uslov plastičnog tečenja /3.b/ sledi da je za ovaj proces

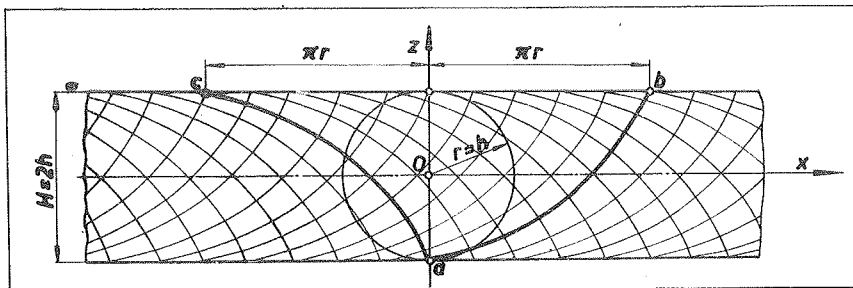
$$G_b = -k_s \quad i \quad G_a = 2k_s \ln \frac{D}{d} - k_s$$

a na osnovu jednačina /7/

$$\left. \begin{aligned} G_p &= 2k_s \ln \frac{D}{d} \quad i \quad \tau_{p\theta} = 0 \\ G_\theta &= -2k_s \left(1 - \ln \frac{D}{d} \right) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Ako se prva iz sistema diferencijalnih jednačina /8/ diferencira po z , a druga po x , pa se druga oduzme od prve, iz sistema će se eliminisati G

$$\begin{aligned} & - \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + 2 \operatorname{ctg} \omega \frac{\partial^2 \omega}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial z^2} - \\ & - 4 \frac{\partial \omega}{\partial x} \frac{\partial \omega}{\partial z} + 2 \operatorname{ctg} 2\omega \left[\left(\frac{\partial \omega}{\partial z} \right)^2 - \left(\frac{\partial \omega}{\partial x} \right)^2 \right] = 0 \end{aligned} \quad (13)$$



Sl.9. Cikloide-linije klizanja pri presovanju niskih delova.

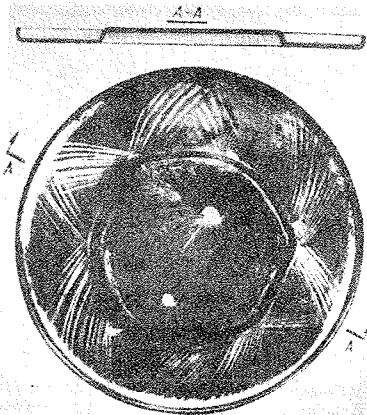
Može se dokazati [14] da su diferencijalne jednačine karakteristika jednačine /13/ ujedno i njeno rešenje

$$\frac{dz}{dx} = \operatorname{tg} \omega \quad i \quad \frac{dz}{dx} = -\operatorname{ctg} \omega \quad (14)$$

Znači da se karakteristike diferencijalnih jednačina plastičnosti poklapaju sa linijama klizanja. Pomoću /14/ se linije klizanja mogu izraziti u parametarskom obliku $x=x(\omega)$, $z=z(\omega)$. Poznato rešenje koje je dao L. Prandtl [14] se odnosi na problem presovanja delova velike širine u odnosu na njegovu visinu /sl.9/. Jednačine linija klizanja u parametarskom obliku glase

$$\left. \begin{aligned} x &= \pm h(2\omega + \sin 2\omega) + C_1 \\ x &= \pm h(2\omega - \sin 2\omega) + C_2 \\ z &= \pm h \cos 2\omega \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Linije klizanja su u ovom slučaju cikloide sa poluprečnikom izvodnog kruga $r = h$.



Sl.10. Fotografije familija linija klizanja na odpresku od lima [14]

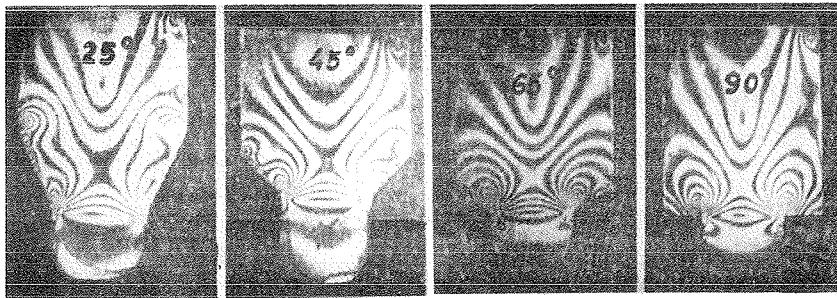
U posebnim uslovima procesa moguće je linije klizanja dobiti i direktnim snimanjem. Na sl. 10 je prikazana fotografija familije linija klizanja u prethodno poliranom limenom odpresku. Vidi se da su linije klizanja veoma bliske logaritamskim spiralama.

Eksperimentalni metod fotoplastičnosti bazira na svojstvima nekih prozračnih izotropnih materijala da pod dejstvom opterećenja pokazuju optičku anizotropnost uslovljenu nastalim deformacijama. Ako na model izradjen od optički aktivnog materijala

Pored navedenih ilustracija treba konstatovati da su analitička rešenja moguća u relativno malom broju slučajeva. Kod složenijih problema se pretežno primenjuje numerička integracija jednačina karakteristika.

L.A. Šofman [15] je razradio posebnu metodu približne grafičke konstrukcije polja linije klizanja, po kojoj se krive linije klizanja aproksimiraju mrežom izlomljenih pravaca.

/celuloid, bakelit, fosterit/, a koji se nalazi u uslovima ravninskog naponskog stanja, pada snop polarizovanog svetla normalno na ravan modela, tada se u svakoj tački modela talas svetla razlaže na dva talasa čije se polarizacione ose pokla-



Sl.11. Fotografije izohroma u optički aktivnom modelu za proces istosmernog istiskivanja [4]

paju sa pravcima glavnih normalnih napona u posmatranoj tački. Napuštajući model ove komponente imaju faznu razliku Δ koja je [16] proporcionalna razlici glavnih napona $G_1 - G_3$ i debljini modela h , a obrnuto proporcionalna talasnoj dužini λ .

$$\Delta = \frac{2\pi h}{\lambda} C(G_1 - G_3)$$

Naponsko-optički koeficijent C se određuje eksperimentalno. Ako se dalje snop svetlosti koji je prošao kroz model propusti kroz analizator, čija je polarizaciona ravan normalna na ravni polarizacije snopa svetlosti, tada će talasi kojima odgovara fazna razlika proporcionalna mnogokratniku neparnog broja π biti najvećeg svetlosnog intenziteta, a ako odgovarajuća fazna razlika bude mnogokratnih 2π , snop svetla će biti ugašen. Na ekranu će se pojaviti svetle i tamne linije - izohrome uzduž kojih razlika glavnih normalnih napona i sledstveno tome glavni tangencijalni naponi imaju konstantnu vrednost. Na sl. 11 su prikazane fotografije izohroma u modelu od amorfne smole koji je podvrgnut procesu presovanja metodom istosmernog istiskivanja. Najravnometriji raspored napona je postignut za ugao konusa kontejera za istiskivanje pod 45° .

Pri prolazu kroz analizator, na ekranu će se kao tamna mesta

projektovati one tačke modela, u kojima je jedan od pravaca glavnih napona paralelan sa ravni polarizacije svetla. Geometrijska mesta tih tačaka obrazuju izokline [8].

Na izoklinama glavni naponi zadržavaju konstantan pravac. Okretanjem polarizacione ravni može se dobiti potpuni sistem izoklina. Sistem izochroma i izoklina omogućava istraživanje naponskog stanja tela. Na osnovu dobivenih izoklina može se konstruisati mreža pravaca glavnih normalnih napona. Ako se na ovu mrežu povuku krive linije koje pravce glavnih normalnih napona seku pod uglom od 45° dobiva se mreža linija klizanja odnosno karakteristika. Poznavajući red izochroma može se odrediti razlika glavnih normalnih napona, odnosno veličina maksimalnog tangencijalnog napona, pa korišćenjem uslova ravnoteže i graničnih uslova naponsko-deformacione stanje postaje određeno u svakoj tački tela.

3. Princip minimuma potpune energije deformacije

Ako telo podvrgnuto deformaciji ima zapreminu V , a na površini A deluju vanjske sile zadane projekcijama ukupnog napona P_x, P_y, P_z , usled kojih dolazi do pomeranja u pravcima koordinatnih osa u_x, u_y, u_z tada je rad vanjskih sila

$$W_V = \iint_A (P_x u_x + P_y u_y + P_z u_z) dA \quad (16)$$

Koristeći uslove na konturi tela /Cauchy-jeve jednačine/ i obrascu Gauss - Ostrogradski /za pretvaranje površinskog u prostorni integral/ može se dokazati [17] da je rad vanjskih sila jednak radu deformacije oblika /radu unutrašnjih sila/

$$W_D = k_s \iiint_V \gamma_i dV = W_V \quad (17)$$

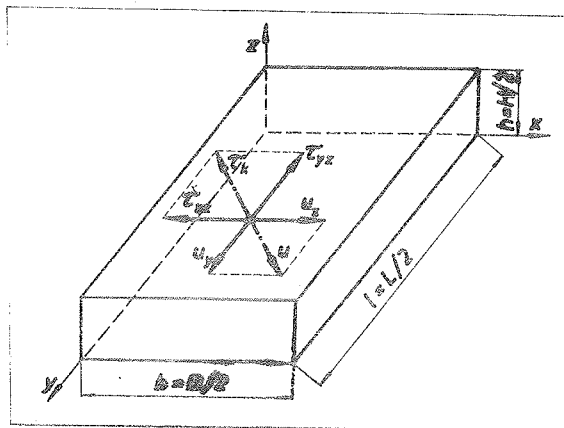
pri čemu je intenzivnost tangencijalnih napona određena obrascem [18]

$$\eta = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2 + \frac{3}{2} (\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)} \quad (18)$$

Po Lagrange-ovom principu ravnoteže [17] stvaran oblik tela u ravnoteži razlikuje se od svih mogućih oblika po tome što potpuna energija deformacije ima minimalnu vrednost. Uzimajući u obzir da je rad unutarnjih sila W_D pozitivan, a vanjskih W_V negativan, ovaj princip se može matematski izraziti jednačinom

$$\delta \left[k_s \iiint_V \gamma_i dV - \iint_A (p_x u_x + p_y u_y + p_z u_z) dA \right] = 0 \quad (19)$$

Da bi Lagrange-ov uslov bio ispunjen varijacija potpune energije deformacije /izraz u uglatoj zagradi/ mora biti jednaka nuli.



Sl.12. Kontaktini naponi i pomeranja u lokalnom koordinatnom sistemu.

Analizirajući problem slobodnog kovanja paralelopipeda /sl.12/ u lokalnom koordinatnom sistemu /gde je $p_x = \tau_{xz}$, $p_y = \tau_{yz}$, $p_z = G_z$ / rad vanjskih sila se može predočiti kao suma radova normalnih i tangencijalnih sila

$$W_V = W_N + W_T \quad (20)$$

Rad normalnih sila

$$W_N = \iint_A G_z u_z dA \quad (21)$$

Rad tangencijalnih sila je negativan /vektor napona kontaktnog trenja τ_k suprotan je smeru ukupnog pomeranja u na kontaktnoj površini/. I. J. Tarnovskij kao vodeći autor na izučavanju i aplikaciji ove metode [19] računa sa prosečnim vrednostima tangencijalnih napona na kontaktnoj površini

$$\tau_k = \alpha k_s = \left[\zeta \mu + \frac{1}{8} \frac{B}{H} (1 - \zeta \mu) \sqrt{\zeta \mu} \right] k_s$$

tako da je rad tangencijalnih sila

$$W_T = \iint_A \tau_k \sqrt{u_x^2 + u_y^2} dA = -\alpha k_s \iint_A \sqrt{u_x^2 + u_y^2} dA \quad (22)$$

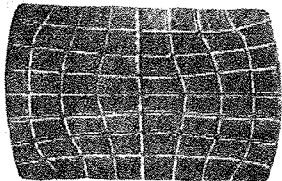
Ako se pravac ose z poklapa sa pravcem kretanja alata, tada se na kontaktnoj površini mogu varirati samo komponente u_x i u_y , dok je varijacija $\delta u_z = 0$ /jer je u_z određeno položajem alata/. Radi toga je i varijacija rada normalnih sila jednaka nuli

$$\delta W_N = \iint_A G_z \delta u_z dA = 0$$

pa se zamenom /22/ u /19/ dolazi do konačnog obrasca varijacije

$$\delta \left[\iiint_V \gamma_i dV + \alpha \iint_A \sqrt{u_x^2 + u_y^2} dA \right] = 0 \quad (23)$$

Iz obrasca /23/ se može zaključiti da je suma varijacija radova unutrašnjih i vanjskih otpora jednaka nuli



$$\delta W = \delta W_D + \delta W_T = 0 \quad (23.a)$$

Koordinatna mreža ugravirana u komadu pre sabijanja, će se nakon sabijanja deformisati /sl. 13/ tako da bude ispunjen uslov /23.a/, odnosno potpuna energija deformacije mora imati minimalnu vrednost

Sl.13. Fotografija koordinatne mreže nakon sabijanja [19]

$$W_D + W_T = W_{min} .$$

Kod varijacionog računa potrebno je iz familije krivih linija $y=y(x)$ koje prolaze kroz tačke A i B, i zadovoljavaju granične uslove $y(a)=A$, $y(b)=B$ odrediti onu po kojoj funkcional

$$J = \mathcal{J}[y(x)] = \int_a^b F(x, y, y') dx \quad (24)$$

ima ekstrem. Takva funkcija $y=y(x)$ se naziva ekstremala i ona predstavlja rešenje Euler - Lagrange-ove diferencijalne jednačine [20]

$$\frac{\partial F}{\partial y} - \frac{d}{dx} \frac{\partial F}{\partial y'} = 0 \quad (25)$$

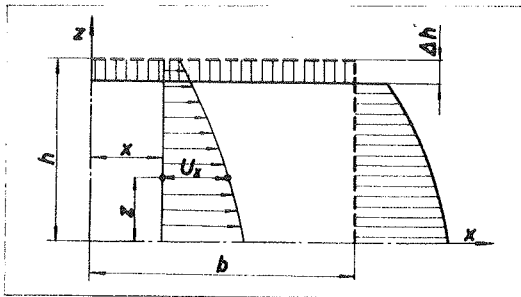
Ova diferencijalna jednačina se može rešiti samo u nekim posebnim slučajevima. Kod rešavanja procesa plastične obrade se primenjuje približni metod linearizacije svodjenjem problema na sistem algebarskih jednačina [21]. Po metodi W. Ritz-a funkcija $y=y(x)$ se zadaje približno, u obliku reda

$$y_n = \sum_{i=1}^n a_i \varphi_i(x) = a_1 \varphi_1(x) + \dots + a_i \varphi_i(x) + \dots + a_n \varphi_n(x) \quad (26)$$

gde su a_i varijacioni parametri, a $\varphi_i(x)$ prikladne funkcije koje na najbolji način približavaju funkciju y_n stvarnoj. Nakon postavljanja funkcije y_n i njenih izvoda u funkcional /24/ parametri a_i se izračunavaju iz uslova ekstrema

$$\frac{\partial \mathcal{J}(y_n)}{\partial a_1} = 0, \quad \frac{\partial \mathcal{J}(y_n)}{\partial a_2} = 0 \dots \frac{\partial \mathcal{J}(y_n)}{\partial a_n} = 0 \quad (27)$$

Jednačine /27/ tvore sistem algebarskih jednačina iz kojih se određuju varijacioni parametri.



Sl.14. Šema za izbor prikladne funkcije u_x

Pri sabijanju paralelopipeda /sl.12/ u uslovima ravninskog deformacionog stanja $L \gg B, H$ je

$$\epsilon_x = -\epsilon_z \text{ i } \epsilon_y = \gamma_{xy} = \gamma_{zy} = 0$$

i intenzivnost γ /18/

$$\gamma_i = \sqrt{4\epsilon_x^2 + \gamma_{zx}^2}$$

Prikladna funkcija koja opisuje horizontalna pomeranja u_x /sl. 14/ najrealnije se približava stvarnosti /sl.13/ ako se zada u parabolinoj zavisnosti od koordinata [18]

$$u_x = a_1 x + a_2 x \left(1 - 3 \frac{z^2}{h^2}\right) \left(1 - \frac{1}{3} \frac{x^2}{b^2}\right) \quad (29)$$

Deformacije u pravcu x ose

$$\epsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x} = a_1 + a_2 \left(1 - 3 \frac{z^2}{h^2}\right) \left(1 - \frac{x^2}{b^2}\right) \quad (30)$$

$$\gamma_{zx} = \gamma_{xz} = 2a_2 \frac{xz}{b^2} \left(1 - \frac{z^2}{b^2}\right) - 6a_2 \frac{xz}{h^2} \left(1 - \frac{1}{3} \frac{x^2}{b^2}\right) \quad (31)$$

Prvi varijacioni parametar a_1 u ovim jednačina se može eliminisati iz uslova konstantnosti zapremine /sl. 14/

$$a_1 = \epsilon = \frac{\Delta h}{h} \quad (32)$$

dok se drugi parametar a_2 izračunava primjenom metode linearizacije po W. Ritz-u /27/

$$\frac{\partial W_D}{\partial a_2} + \frac{\partial W_T}{\partial a_2} = 0 \quad (33)$$

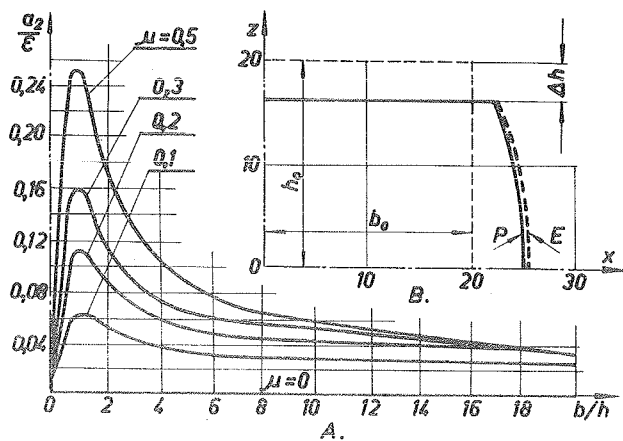
Prvi član obrasca /33/ predstavlja izvod rada unutrašnjih sila po nepoznatom parametru. Na osnovu obrasca /17/ za ovaj slučaj to iznosi

$$\frac{\partial W_D}{\partial a_2} = k_s \frac{\partial}{\partial a_2} \iiint_V \gamma_i dV = k_s \int_0^b \int_0^h \frac{\partial \gamma_i}{\partial a_2} dx dz$$

Zamenom vrednosti /30/ i /31/ u /28/ nakon diferenciranja i integriranja dobiva se [18]

$$\frac{\partial W_D}{\partial a_2} = 2 k_s \frac{a_2}{\epsilon} bh \left(0,213 + 0,648 \frac{b^2}{h^2} + 0,026 \frac{h^2}{b^2}\right) \quad (34)$$

$$\frac{\partial W_T}{\partial a_2} = \alpha k_s (-0,833 b^2) \quad (35)$$



Zamenom vrednosti /34/ i /35/u/33/ dobija se varijacioni parametar kao funkcija dimenzija komada i koeficijenta trenja

$$\frac{a_2}{E} = f\left(\frac{b}{h}, \mu\right)$$

Iz grafičkog prikaza ove funkcije /sl. 15.A/ se vidi da neravnomer-

Sl.15. A. Grafički prikaz funkcije a_2/E

Sl.15. B. Kontura ispupčenja sabijenog komada /P-proračun, E-eksperiment/ [19]

nost deformacije a_2 opada sa smanjenjem koeficijenta kontaktnog trenja μ što je i logično, jer za idealne uslove $\mu = 0$ je prema sl.15.A i $a_2 = 0$, te ne dolazi do bočnih ispupčenja pri sabijanju /sl.13/. Isto tako sa povećanjem odnosa b/h neravnomernost deformacije opada, jer se pri većim odnosima b/h proširuje zona klizanja Kl /sl.2/, a pri manjim zona lepljenja. Na osnovu izvršenih eksperimenata [19] probnog komada od olova /sl.15.B/ širine $B_0 = 2b_0 = 40\text{mm}$ i visine $H_0 = 2h_0 = 40\text{mm}$ u uslovima bez podmazivanja i sa grubim površinama alata / $\mu = 0,5$ /, može se ustanoviti da se kontura bočnog ispupčenja dobivena merenjem /E/ veoma približava proračunskoj vrednosti /P/.

Iz obrazaca /20/ i /21/ sledi da je rad aktivnih vanjskih sila

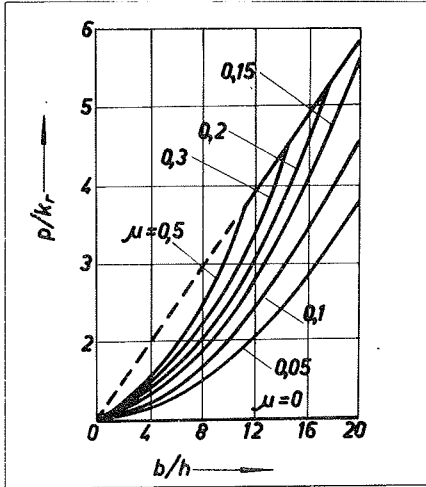
$$W_N = W_V - W_T = \iint_A \tilde{G}_z u_z dA = u_z \iint_A G_z dA = u_z F$$

Veličina pomeranja u_z je zadana hodom alata, pa je aktivna sila potrebna za izvršenje deformacije

$$F = \frac{1}{u_z} (W_V - W_T) = \frac{K_s}{u_z} \left[\iiint_V \delta_i dV + \alpha \iint_A \sqrt{u_x^2 + u_y^2} dA \right]$$

Integrirajući gornji izraz dobiva se radni pritisak slobodnog kovanja [19]

$$\frac{p}{k_r} = 1 + 0,5 \left(\frac{\alpha_2}{E} \right)^2 \left(0,213 + 0,648 \frac{b^2}{h^2} + 0,026 \frac{h^2}{b^2} \right) +$$



Sl.16. Radni pritisak slobodnog kovanja [19]

Iz grafičkog prikaza radnog pritiska /sl.16/ se uočava da su to familije krivih linija /za razne μ /. Svaka kriva pri određenom odnosu b/h prelazi u pravu liniju i to za vrednosti $\zeta_k = k_s$, pa je dotičnim odnosom b/h određena granica zone klijanja i kočenja.

4. Primena metode otpornosti materijala pri plastičnom deformisanju

Ovaj originalni metod G.A. Smirnov - Aljajeva [22] se koristi sa ciljem iznalaženja sila, deformacija i adekvatnih tehnoloških oblika kod raznih procesa prerade plastičnom deformacijom. Materijalne tačke koje se do deformacije nalaze na površini male sfere poluprečnika r_0 nakon plastične deformacije se razmeštaju na površinu malog elipsoida /transformacija sfere u elipsoid/ [23]. Ako su dužine glavnih osa elipsoida $l \gg b \gg h$, tada su tri glavne logaritamske deformacije određene izrazima

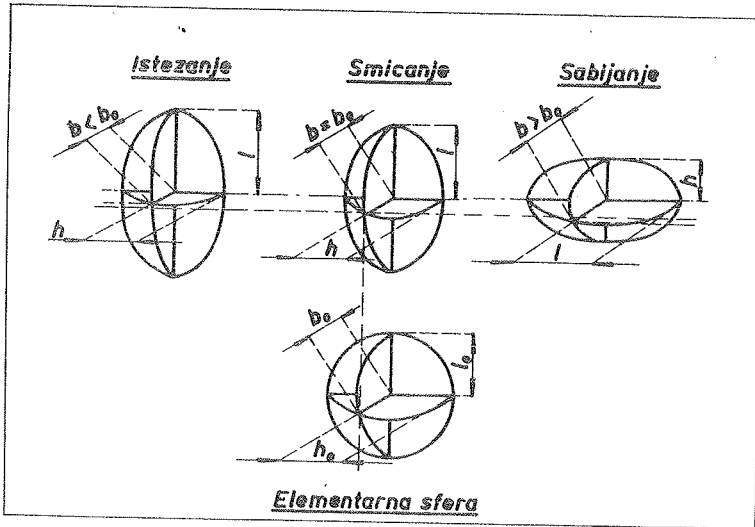
$$+ \alpha \frac{b}{h} (0,25 - 0,416 \frac{\alpha_2}{E}) \quad (36)$$

Ovaj obrazac se sastoji iz tri dela

$$p = k_r (1 + A_1 + A_2) \quad (36.a)$$

Prvi član predstavlja radni pritisak potreban za izvršenje čiste /idealne/ plastične deformacije / $p = k_r$ /. Drugi član uslovljava povećanje radnog pritiska radi neravnomernosti deformacije /za $\alpha_2 = 0$ je i $A_1 = 0$ /. Treći član uzrokuje dalje povećanje radnog pritiska usled sila kontaktnog trenja /za $\mu = 0$ je $\alpha = 0$ i $A_2 = 0$ /

$$\varphi_1 = \ln \frac{l}{l_0} \quad , \quad \varphi_2 = \ln \frac{b}{b_0} \quad , \quad \varphi_3 = \ln \frac{h}{h_0} \quad (37)$$



Sl.17. Osnovni vidovi preoblikovanja sfere u elipsoid.

Zavisno od promene srednje glavne ose b nastaje niz mogućih preoblikovanja sfere u elipsoid /sl.17/. S obzirom da pri plastičnoj deformaciji važe odnosi za glavne logaritamske deformacije i glavne napone

$$\varphi_1 \geq \varphi_2 \geq \varphi_3 \quad i \quad \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$$

mogu se definisati dve važne veličine [24] i to:

- intenzivnost glavnih logaritamskih deformacija

$$\varphi_1 = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{1}{2} (\varphi_1 - \varphi_2)^2 + \frac{1}{2} (\varphi_2 - \varphi_3)^2 + \frac{1}{2} (\varphi_3 - \varphi_1)^2} \quad (38)$$

- i intenzivnost naponskog stanja

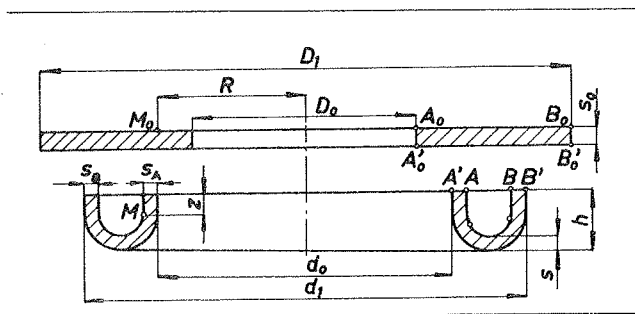
$$\sigma_1 = \sqrt{\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \frac{1}{2} (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + \frac{1}{2} (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (39)$$

Da bi se mogle proširiti teoretske postavke koje važe u području malih elastično-plastičnih deformacija, na konačne /znatne/ deformacije, proces se posmatra kao suma postupnih malih deformacija. Posmatraju se monotoni procesi kod kojih se dve materijalne tačke tela u toku celog procesa udaljuju, ili približavaju jedna drugoj.

Kod monotoni ili približno monotoni procesa plastične deformacije glavne ose deformacije se poklapaju sa glavnim osama napona, pa se u tom slučaju mogu i za konačne deformacije primeniti jednačine koje daju funkcionalnu vezu napona i deformacija kod malih deformacija [22]

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\varphi_1 - \varphi_2} = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\varphi_2 - \varphi_3} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\varphi_1 - \varphi_3} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_1}{\varphi_1} \quad (40)$$

Funkcija $\sigma_1 = F(\varphi_1)$ se određuje eksperimentalno na osnovu proba istezanja za razne materijale, glavne logaritamske deformacije se proračunavaju /ili određuju eksperimentalno/ i pomoću obrasca /40/ dobivaju se razlike glavnih napona u raznim stadijima procesa. Ako je proces izrazito nemonoton tada se celi proces deli na etape koje se mogu smatrati približno monotone.



Sl.18. Probni komad sa karakterističnim tačkama.

Na pr. pri izradi rotaciono simetričnog odpreska koritasnog profila /sl.18/ prvo se analiziraju deformacije u karakterističnim tačkama priprema /platine/ i odpreska /ove vrednosti su dane tabelarno/.

Deformacije u karakterističnim tačkama odpreska [22]

Tačka	A	A'	B	B'
φ_0	$\ln \frac{d_0 + 2s_A}{D_0}$	$\ln \frac{d_0}{D_0}$	$-\ln \frac{D_1}{d_1 - 2s_B}$	$-\ln \frac{D_1}{d_1}$
φ_p	$-\frac{1}{2} \ln \frac{d_0 + 2s_A}{D_0}$	$-\frac{1}{2} \ln \frac{d_0 + 2s_A}{D_0}$	$\frac{1}{2} \ln \frac{D_1}{d_1 - 2s_B}$	$-\varphi_0 - \varphi_z$
φ_z	$-\frac{1}{2} \ln \frac{d_0 + 2s_A}{D_0}$	$-\varphi_0 - \varphi_p$	$\frac{1}{2} \ln \frac{D_1}{d_1 - 2s_B}$	$\frac{1}{2} \ln \frac{D_1}{d_1 - 2s_B}$

Koristeći uslov o postojanosti zapremine $\varphi_0 + \varphi_p + \varphi_z = 0$ intenzivnost logaritamske deformacije /38/ je

$$\varphi_i = -\sqrt{\varphi_0^2 + \frac{1}{3} (\varphi_p - \varphi_z)^2}$$

Ekperimentima određena zavisnost $G_i = F(\varphi_i)$ u području velikih plastičnih deformacija

$$G_i = k_m (1 + \varphi_i - \varphi_{im})$$

pri čemu su k_m i φ_{im} stvarni napon i logaritamska deformacija u momentu početka lokalne kontrakcije probne epruvete. S obzirom da je na čeonj površini komada u svim posmatranim tačkama $G_z = 0$ tada je na osnovu jednačine /40/ tangencijalni napon

$$\bar{G}_0 = \frac{2}{3} \frac{G_i}{\varphi_i} (\varphi_0 - \varphi_z) \quad (43)$$

Ako se u ovoj jednačini uvrste vrednosti iz /41/ i /42/ tada se za svaku tačku /A, A', B, B'/ mogu po obrascu /43/ izračunati tangencijalni naponi, a na osnovu njih se dolazi do potrebnih sila presovanja.

Zaključak

Umesto rezimea izloženih metoda mogu se izneti neke konstatacije. Metoda rešavanja približnih jednačina ravnoteže i uslo-

va plastičnog tečenja je veoma prosta i za tehničku praksu prihvatljiva. Naponi na kontaktnoj površini se dobivaju analitički, u obliku eksplicitnih jednačina iz kojih se mogu odrediti sile kao funkcije parametara procesa. Medjutim, ova metoda ne omogućava analizu naponskog stanja po celoj zapremini tela podvrgnutog deformaciji. Metoda karakteristika i linija klizanja svakako daje rezultate veće tačnosti i omogućava iznalaženja rasporeda i veličine napona i deformacija u svakoj tački tela. Nažalost, analitička rešenja su moguća u veoma malom broju slučajeva, tako da grafička i numerička rešenja često nemaju univerzalan karakter za neposrednu primenu. Energetski metod sa primenom varijacionog računa nudi mogućnost rešenja mnogih problema obrade. Medjutim, ova metoda zahteva neposredno eksperimentiranje /u cilju iznalaženja prikladnih funkcija/, te solidno operisanje matematskim postavkama radi uvođenja niza pretpostavki, bez kojih bi rešenje problema u prikladnom obliku bilo nemoguće. Metoda otpornosti materijala plastičnom deformisanju ima veoma širok dijapazon primene. Za uspešnu aplikaciju zahtevaju se eksperimenti i korišćenje pomoćnih računskih tablica. Treba naglasiti da jedna metoda ne isključuje drugu, nego obrnuto, one se međusobno dopunjuju i proširuju domen primene.

L i t e r a t u r a

1. M u s a f i a B. Analitički metod određivanja specifičnog deformacionog otpora kao funkcije deformacije. Zbornik saopćenja II Savetovanja o proizvodnom strojarstvu. Zagreb, 1966.
2. B e z u h o v N. I. Osnovi teoriji uprugosti, plastičnosti i polzučnosti. Visšaja škola. Moskva, 1961.
3. G e l e j i A. Bildsame Formung der Metalle in Rechnung und Versuch. Akademie Verlag. Berlin, 1961.
4. G u b k i n S. I. Plastičeskaja deformacija metallov. Tom I, II i III. Metallurgizdat. Moskva, 1961.
5. H o f f m a n O., S a c h s G. Introduction to the Theory of Plasticity for Engineers. Mc Graw - Hill Book Company. New York -- Toronto - London, 1953.

6. C e l i k o v A.I. Osnovi teoriji prokatki. Metallurgija. Moskva, 1965.
7. S i e b e l E. Tiefziehen, Carl Hanser Verlag. München, 1955.
8. U n k s o v E. P. Inženernaja teorija plastičnosti. Mašgiz. Moskva, 1963.
9. S t o r o ž e v M. V., P o p o v E. A. Teorija obrabotki metallov davleniem. Visšaja škola. Moskva, 1963.
10. M u s a f i a B. Granični stepen deformacije procesa plastične obrade sa pozitivnim radnim naponom. Strojniški vestnik SV - XIII, 1967. - 2. Posebno izdanje sa III Savetovanja o proizvodnom mašinstvu. Ljubljana, 1967.
11. M u s a f i a B. Obrada metala plastičnom deformacijom II dio. Univerzitet u Sarajevu, 1966.
12. M u s a f i a B. Teoretska analiza dubokog izvlačenja na bazi procesa hladnog očvršćavanja. Sarajevo, 1962.
13. H i l l R. The mathematical Theory of Plasticity. Oxford University Press. Oxford, 1950.
14. T o m l e n o v L. D. Mehanika processov obrabotki metallov davleniem. Mašgiz. Moskva, 1963.
15. Š o f m a n L. A. Teorija i rasčeti processov holodnoj štamovki. Mašinstroenie. Moskva, 1964.
16. T i m o s h e n k o S., G o o d i e r J. N. Theory of Elasticity. Mc Graw - Hill Book Company. New York - Toronto - London, 1951.
17. K a č a n o v L.M. Osnovi teoriji plastičnosti. GITTL. Moskva, 1956.
18. T a r n o v s k i j I.J. i dr. Deformaciji i usilija pri obrabotke metallov davleniem. GNTIML. Moskva - Sverdlovsk, 1958.
19. T a r n o v s k i j I.J. i dr. Teorija obrabotki metallov davleniem. Metallurgizdat. Moskva, 1963.

20. L a n z o s c. The variational principles of mechanics. University of Toronto Press. Toronto, 1962.
21. M i h l i n S. G. Čislenie realizacija variacionih metodov. Nauka. Moskva, 1966.
22. S m i r n o v A l j a j e v G. A. Soprotivlenie materialov plastičeskomu deformirovaniju - Mašgiz. Moskva - Lenjingrad, 1961.
23. S m i r n o v A l j a j e v G.A., V a j n t r a u b D.A. Holodnaja šampovka v priborostroenii. Mašgiz. Moskva - Lenjingrad, 1962.
24. S m i r n o v A l j a j e v G.A. Mehaničeskie osnovi teorii obrabotki metallov davleniem. Mašgiz - Moskva, 1959.

B. Musafia

Die neuzeitliche theoretische und experimentelle Erreichungen im Gebiete der applizierten Plastizitätstheorie

Im Artikel werden die Gegebenheiten der mathematischen Plastizitätstheorie, die zum System von Partial - Differentialgleichungen führen als Ausgangspunkt behandelt, und die approximativen Methoden analysiert, durch welche das Problem der plastischen Bearbeitung zu lösen ist.

Durch die Methode der Lösung annähernder Differentialgleichungen des Gleichgewichtes mit Fließbedingungen /die sogenannte "Ingenieur - Methode"/ werden die Arbeitsspannungen auf der Kontaktfläche /zwischen dem Werkzeug und Werkstück/ ermittelt und zwar in Form explizite Funktion vom Parameter des betreffenden Prozesses. Es werden auf diese Weise die Kräfte und die Verformungsarbeit definiert, sowie die Erforschung der Gegenseitigen Abhängigkeit einzelner physikalischen und geometrischen Prozessgrössen ermöglicht.

Die Methode der Charakteristiken und die Gleitlinien bietet allerdings die Ergebnisse von grösserer Genauigkeiten, als die oben erwähnte. Sie ermöglicht auch die Ermittlung vor Anordnu-



ng und Grösse der Spannung und Verformung in jedem Punkt des Körpers. Leider, erreicht man analytische Lösungen durch diese Methode nur in einer kleinen Anzahl von relativ einfachen Prozessen. Die Anwendung von graphischen und numerischen Lösungen vermindert die Allgemeinheit dieser Methode bei der unmittelbaren Applikation in der technischen Praxis.

Viele Probleme der plastischen Bearbeitung können durch Variation der kompletten Verformungsenergie in Abhängigkeit von Prozessgrössen gelöst werden. Diese Methode erfordert unmittelbares Experimentieren zwecks Ermittlung geeigneter Funktionen, und solide mathematische Kenntnisse, wegen Einführung von Arbeitsvoraussetzungen, ohne welchen die Problemlösung in geeigneter Form nicht möglich wäre.

Die Methode der Widerstandsfähigkeit des Metalls auf die plastische Verformung findet vielfach Verwendung, bei Anwendung einer breiten experimentellen Basis und Hilfsrechentafeln.

Es soll betont werden, dass eine Methode die andere nicht ausschliesst, sondern umgekehrt, beide ergänzen sich gegenseitig, und beide erweitern den Anwendungsbereich.

P. Stanković x)

NEKI EKSPERIMENTALNI PODACI O IZRADI ZUPČANIKA PLASTIČNOM
DEFORMACIJOM UZ RELATIVNO KOTRLJANJE xx)

Problem izrade zupčanika plastičnom deformacijom, prvo obradjen teorijski a zatim i eksperimentalno na modelima, razradjen je dalje konceptijskim i konstrukcijskim razvojem jedne eksperimentalne mašine na kojoj su već počela prva eksperimentalna ispitivanja. Baza za koncepciju ove eksperimentalne mašine, pogodna za ispitivanje problema izrade zupčanika u hladnom i toplom stanju, stvorena je na osnovu ranije postignutih rezultata, kako teorijskih tako i modelskih ispitivanja [1].

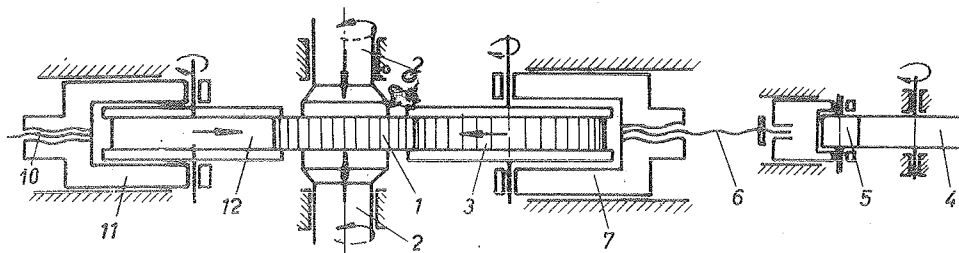
U ovom radu biće prikazani neki rezultati postignuti pri eksperimentalnom ispitivanju na ovoj mašini, pri čemu je u ovoj prvoj fazi ispitivanja kao materijal radnog predmeta primenjeno olovo, da bi se, uz korišćenje plastičnih osobina olova, mogla ispitati tačnost formiranja zubaca u hladnom stanju, bez temperaturnih uticaja, dok se ispitivanje čeličnih zupčanika predviđa u sledećoj fazi.

Opšti princip rada eksperimentalne mašine. - Sl. 1 šematski prikazuje princip valjanja zupčanika na eksperimentalnoj mašini. Radni predmet 1 stegnut je dvodelnim obrtnim aksijalnim stezačem 2, pri čemu alat 3 u vidu zupčanika, obuhvaćenog bočnim diskovima u cilju sprečavanja bočnog tečenja materijala, radialno prodire uz obrtno kretanje u radni predmet. Brzinu radialnog prodiranja alata određuje bregasta ploča 4, koja preko točkica 5 i zavojnog vretena 6 za regulisanje potiskuje nosač

x) Dr. Pavle Stanković, dipl.ing., redovni profesor Mašinskog fakulteta, naučni savetnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, ul. 27 marta br. 80

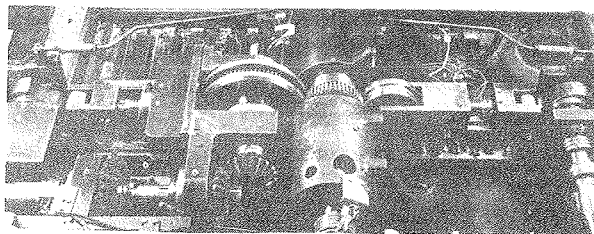
xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate, Beograd

alata 7. S druge strane radnog predmeta, na isti način kao i za nosač alata, druga bregasta ploča 8 preko točkića 9 (na slici se ne vidi) i zavojnog vretena 10 potiskuje nosač glatkog valjka 11, pri čemu glatki valjak 12 ima ulogu formiranja temenog kruga zupčanika. Vratila alata i radnog predmeta kinematski su povezana stalnim i promenljivim zupčanicima pomoću kojih se obezbeđuju potrebni brojevi obrta za različite vrednosti prenosnih odnosa zupčanika.



Slika 1

Delimični izgled mašine, snimljene sa njene zadnje strane, sa alatom prikazan je na sl. 2, gde se u centralnom delu vidi formirani radni predmet - zupčanik. Sa njegove leve strane nalazi

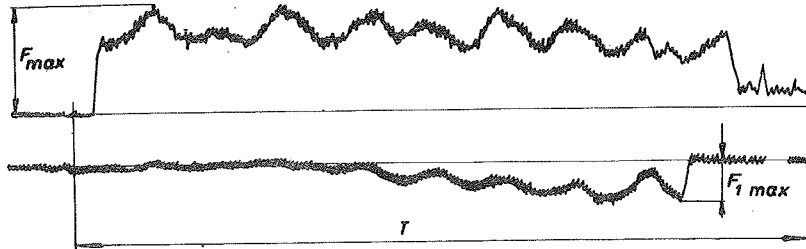


Slika 2

se alatni zupčanik sa bočnim diskovima, dok je sa desne strane radnog predmeta glatki valjak za formiranje temenog kruga zupčanika. U vezi sa nosačem alata nalaze se levo od njega točkić i bregasta ploča koja reguliše prodiranje alata u materijal, dok se desno, u produžetku nosača glatkog valjka, nalazi točkić i bregasta ploča za regulisanje odmicanja glatkog valjka od zupčanika pri prodiranju alata, odnosno porastu zubca. Na slici se isto tako vide neki od kliznih kontakata i mernih traka postavljenih radi merenja promene sile prodiranja i momenata na vra-

tilima

Radijalne sile pri valjanju. - Sl. 3 prikazuje promenu radijalne sile prodiranja alata (gornji dijagram) i promenu radijalne

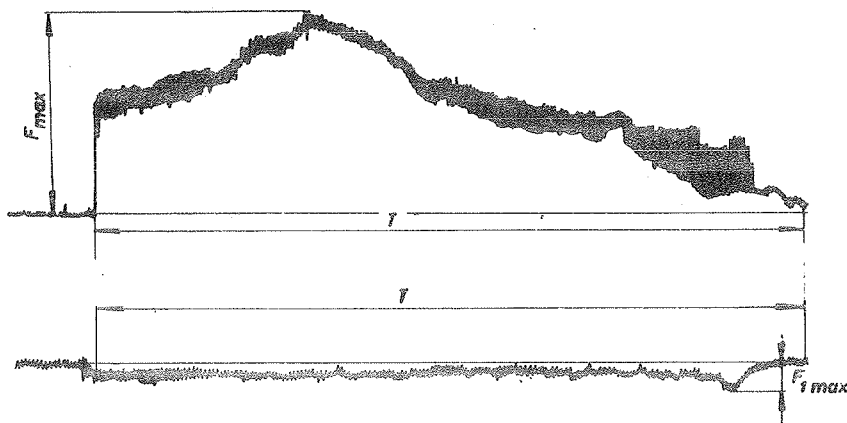


Slika 3

sile na glatkom valjku (donji dijagram) pri formiranju olovnog zupčanika modela M1 i prečnika 135 mm pri gruboj obradi, sa odnosom prečnika alatnog zupčanika prema prečniku radnog predmeta od 1,6. Ovi dijagrami dobijeni su snimanjem na Visicorder-u, pri čemu krive imaju svoj početak na desnom delu dijagrama. Gornji dijagram pokazuje u početnom delu manji porast otpora uz variranje sile, dok nagliji porast nastaje približno posle 0,5 s od početka prodiranja, posle čega nastaju periodične promene sile u vidu talasaste linije, sa malim promenama za glatki pojedini talas. Ovi talasi odgovaraju pojedinim obrtima radnog predmeta, što se može pripisati izvesnoj ekscentričnosti olovnog zupčanika čije se telo pod dejstvom radijalne sile a zbog male otpornosti olova nešto spljoštilo i time postalo u izvesnom meri ovalno. Maksimalna radijalna sila prodiranja alata je približno za ovaj zupčanik $F_{max} \approx 1000$ kp, dok je period valjanja bio $T = 6,5$ s.

U donjem delu sl. 3 prikazan je dijagram promene radijalne sile usled dejstva glatkog valjka. Za razliku od alatnog zupčanika, koji pri formiranju zubaca prodire u radni predmet, glatki valjak izmiče od radnog predmeta u onoj meri u kojoj formirani zupci rastu. Iz dijagrama se vidi da je u početnoj fazi valjanja radijalna sila na valjku minimalna i to usled toga, što je u početku formiranja zubaca njihov porast mali, tako da još nije došlo do znatnijeg dodira zubaca sa glatkim valjkom. U sle-

dećoj fazi dejstva glatkog valjka nastaje nagli porast radijalne sile F_{1max} . Kriva promene je talasastog oblika, pri čemu se može zapaziti da talasi imaju približno istu periodu kao i za radijalnu silu alata ali tako da donjim vrednostima sila F odgovaraju gornje vrednosti sila F_1 , što predstavlja dokaz za napred pomenutu ovalnost radnog predmeta. Amplitude krive F_1 postepeno opadaju i otpor postaje približno ravan nuli, što znači da se glatki valjak već odvojio od materijala iako je prodiranje alata još u toku.



Slika 4

Gornji dijagram sl. 4 pokazuje za grubu obradu promenu radijalne sile prodiranja alata modula M3 u radni predmet prečnika 135 mm u zavisnosti od vremena valjanja. Vidi se da na početku prodiranja (desni deo dijagrama) nastaje jako oscilovanje radijalne sile, što se može objasniti pojedinačnim dejstvom pojedinih zubaca i malim stepenom sprezanja zubaca. Pri daljem radijalnom prodiranju alatnog zupčanika povećava se stepen sprezanja a ukupni otpor postaje postepeno veći i dostiže svoj maksimum približno na 70% od ukupnog vremena prodiranja. Maksimalni radijalni otpor iznosi oko 1950 kp, dok je period valjanja $T = 6,5$ s. Za razliku od valjanja zupčanika modula M1. kod modula M3 se ne pojavljuje izrazito talasast oblik krive zbog toga, što je zbog većeg modula, odnosno većih dimenzija tela zupčanika, njegova otpornost srazmerno veća a time i njegova deformacija pod dejstvom radijalne sile znatno manja. Neposredno

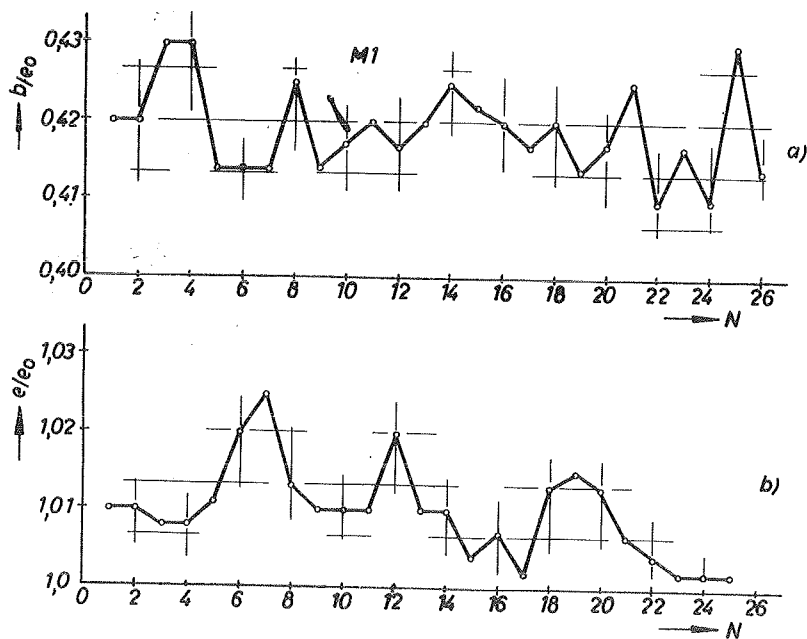
pred rasterećenjem, tj. neposredno pre izmicanja alata, radijalni otpor ima još znatnu vrednost (≈ 1100 kp); pojava velike radijalne sile neposredno pred izmicanjem alata a posle formiranja zubaca (levi deo gornjeg dijagrama) može se objasniti prisustvom sila trenja između bokova zubaca alata i radnog predmeta, kao i izvesnom neizbežnom ekscentričnošću - ovalnosti radnog predmeta; pošto takvo ovalno telo vrši obrtno kretanje to se ova ovalnost stalno pomera izazivajući radijalni otpor. Kod čeličnih zupčanika se ova pojava ovalnosti usled dejstva radijalne sile ne očekuje.

Na donjem delu dijagrama sl. 4 prikazan je dijagram promene radijalne sile glatkog valjka u zavisnosti od vremena. Maksimalni otpor se javlja na početku prodiranja, posle izvesnog kraćeg perioda bez opterećenja (desni deo donjeg dijagrama) zbog toga što su u tom periodu formiranja zubaca njihovi vrhovi još široki, te je pritisnuta površina zubaca tada najveća. Pri daljem formiranju zubaca, pošto u zavisnosti od njihovog porasta nastaje odgovarajuće izmicanje glatkog valjka, pritisnuta površina se smanjuje a time se i otpor sve više ustaljuje. Maksimalni radijalni otpor glatkog valjka prema dijagramu iznosi oko 110 kp (razmera za silu nije ista za gornji i za donji dijagram).

Ispitivanje tačnosti. - Tačnost reprodukcije oblika alata pri relativnom kotrljanju i greške valjanja ispitane su posmatranjem oblika i položaja izradjenih zubaca na projektoru profila sa uvećanjem od 50 puta za zupčanike modula M1 i uvećanjem od 20 puta za zupčanike modula M3. Pri tome su merene sledeće veličine: širina zubaca b , visina zubaca h , korak zubaca e i ekscentričnost ϵ , pored posmatranja pravilnosti kontura zubaca. Ova ispitivanja vršena su za iste uzorke olovnih radnih predmeta za koje su merene radijalne sile.

Sl. 5a prikazuje dijagram promene odnosa b/e_0 , širine zubaca b prema teorijskom koraku e_0 podeonog kruga za pojedine zupce N posmatranog sektora zupčanika modula M1 pri gruboj obradi. Vrednosti ovog odnosa za posmatrani sektor od 26 zubaca kreću se oko vrednosti aritmetičke sredine od 0,42. Vrednost aritmetičke sredine je manja od teorijske vrednosti ovog odnosa zbog toga što je prodiranje alatnog zupčanika bilo nešto veće

nego što to odgovara teorijskoj visini zubaca, usled čega su postale veće i visine zubaca, dok su širine zubaca merene na odstojanju jednakom modulu od temenog kruga zupčanika. Odstupanja vrednosti odnosa b/e_0 od vrednosti aritmetičke sredine iznose tada maksimalno $\pm 0,01$, što odgovara odstupanju vrednosti širine zubaca od $\approx \pm 0,03$ mm.

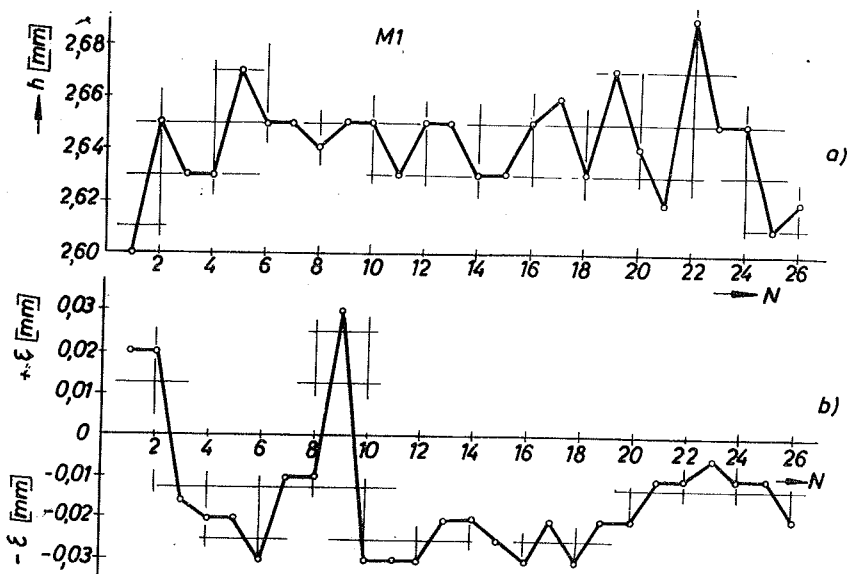


Slika 5

Dijagram promene odnosa stvarnog prema teorijskom koraku e/e_0 dat je na sl. 5b. Vrednosti toga odnosa kreću se oko vrednosti aritmetičke sredine od 1,011 i to maksimalno za $+0,014$, što odgovara maksimalnom odstupanju vrednosti koraka od vrednosti aritmetičke sredine za $+0,044$ mm.

Rezultati ispitivanja tačnosti visine zubaca h prikazani su na sl. 6a, gde za posmatrani sektor zupčanika, koji obuhvata 26 zubaca, vrednost aritmetičke sredine visina zubaca iznosi 2,66 mm, što je znatno iznad teorijske visine zubaca. Ovo povećanje visine zubaca je posledica, kao što je već napred istaknuto, dubljeg prodiranja alatnog zupčanika, odnosno većeg odmicanja glatkog valjka. Maksimalna odstupanja vrednosti visina h od vre-

dnosti aritmetičke sredine su tada $+0,03$ mm.
 $-0,06$



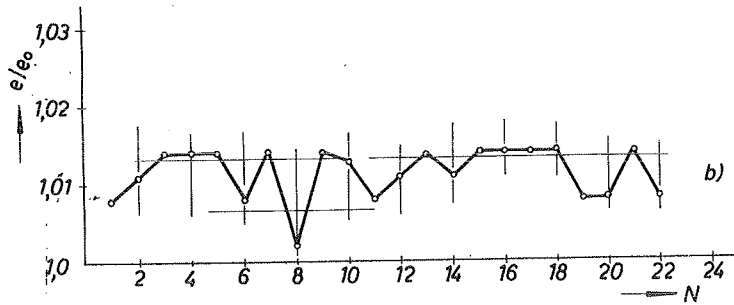
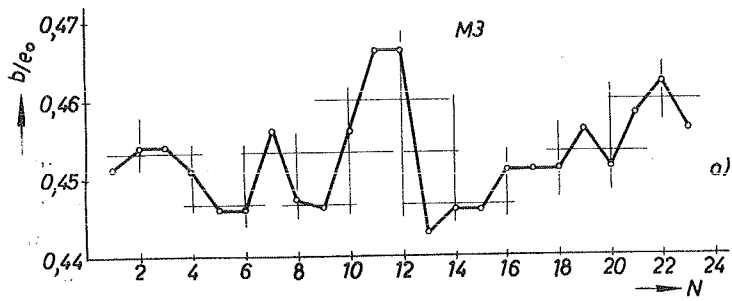
Slika 6

Sl. 6b prikazuje nesimetričnost ϵ osa zubaca u odnosu na teorijske ose, pri čemu pozitivne vrednosti odstupanja odgovaraju odstupanju u smeru obrtanja zupčanika a negativne vrednosti obrnutom smeru. Vidi se da su najveća odstupanja $\pm 0,03$ mm.

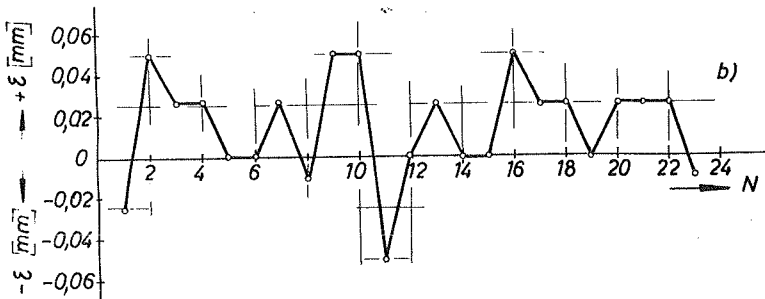
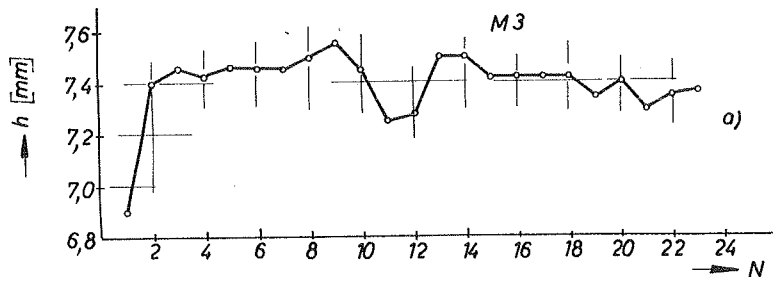
Rezultati ispitivanja tačnosti pri gruboj obradi olovnog zupčanika modula M3 prikazani su na sl. 7 i 8. Na sl. 7a data je promena odnosa b/e_0 za pojedine zupce posmatranog sektora zupčanika, pri čemu su vrednosti odstupanja od aritmetičke sredine 0,453 toga odnosa maksimalno $+0,013$ i $-0,010$, što odgovara odstupanjima širine zubaca od $+0,041$ i $-0,031$ mm.

Promena vrednosti odnosa e/e_0 prikazana je na sl. 7b. Maksimalna odstupanja od aritmetičke sredine 1,011 toga odnosa iznosi $+0,003$ i $-0,009$.

Promena visine h za pojedine zupce olovnog zupčanika modula M3 pri gruboj obradi prikazana je na sl. 8a. Aritmetička sredina vrednosti visina iznosi 7,39 mm a maksimalna odstupanja od aritmetičke sredine su $+0,49$ i $-0,16$. Ovde se vidi da je pozitivno



Slika 7



Slika 8

odstupanje naročito veliko, što je, međjutim, pojava samo na jednom zupcu.

Nesimetričnost ϵ osa zubaca prikazana je na sl. 8b, gde su maksimalna pozitivna i negativna odstupanja $\pm 0,05$ mm.

Ispitivanja tačnosti završne obrade, izvedena slobodnim kotrljanjem olovnog zupčanika u sprezi sa alatnim, bez prinudne prenosne veze, pokazala su da je pored smanjenja hrapavosti postignuto i poboljšanje simetričnosti profila kod nekih zubaca gde je visina zubaca pri gruboj obradi bila nedovoljno formirana. Kod modula M3, u većoj meri nego kod modula M1, postignuta je kod nekih zubaca veća ravnomernost u visini zubaca, dok su širine zubaca ostale iste ili su se neznatno smanjile. Simetričnost profila je izrazito poboljšana, pri čemu su koraci ostali nepromenjeni. Tek dalja ispitivanja moćiće dati konkretnije rezultate o uticaju završne obrade na tačnost.

Z a k l j u č a k.

Prikazani rezultati eksperimentalnih ispitivanja izrade zupčanika omogućuje s jedne strane dublji uvid u proces formiranja zubaca posmatranjem promene opterećenja mašine, izraženo promenom radijalne sile i obrtnih momenata, od kojih je u ovom radu prikazana samo promena radijalne sile usled dejstva zupčastog alata i glatkog valjka. S druge strane, rezultati ispitivanja obuhvataju neke faktore tačnosti oblika i elemenata zubaca koji, mada baziraju samo na manjem broju posmatranja, još nedovoljnom za stvaranje opštijih zaključaka, ipak već sada dozvoljavaju konstataciju da je, s obzirom na tačnost izrade i rada eksperimentalne mašine, kao i s obzirom na početnu fazu ispitivanja, reprodukcija te tačnosti na radne predmete pri gruboj obradi zadovoljavajuća. Završna obrada, koja je vršena samo delimično, pri tome poglavito doprinosi poboljšanju kvaliteta površine profila zubaca kao i njihovoj simetričnosti. Bolji rezultati mogu se svakako očekivati pri kasnijoj obradi čeličnih zupčanika pri gruboj obradi u toplom stanju sa naknadnom završnom obradom u hladnom stanju, zbog znatno veće otpornosti čeličnih zubaca izloženih otporima pri njihovom formiranju.

Pri eksperimentalnim ispitivanjima, konstruktivnoj razradi eks-

perimentalne mašine, kao i njenoj realizaciji učestvovao je i pružio dragocenu saradnju Dragiša Mandić, dipl.ing., saradnik Instituta i asistent Mašinskog fakulteta, te pisac koristi i ovu priliku da mu se toplo zahvaljuje za ovu pomoć.

L i t e r a t u r a

- [1] P. Stanković, Osnovni teorijski i tehnološki problemi izrade zupčanika plastičnom deformacijom uz relativno kotrljanje, Zbornik saopštenja I Savetovanja proizvodnog mašinstva, Beograd (1965) 22.1

P. Stanković

EINIGE VERSUCHSERGEBNISSE BEI DER ZAHNRADHERSTELLUNG DURCH PLASTISCHES WALZEN

In dieser Abhandlung sind einige Versuchsergebnisse, erhalten durch plastisches Walzen von Zahnrädern auf einer neu entwickelten Versuchsmaschine wiedergegeben. Es wurden erstens die Radialkräfte bei der Zahnbildung durch radiales Eindringen des Zahnrad-Werkzeuges, sowie beim Bilden des Kopfkreises während des Rückzuges der glatten Walze betrachtet, wodurch eine tiefere Einsicht in den Werdegang eines plastisch gewalzten Zahnrades, sowie in die Belastungsverteilung an der Maschine gewonnen werden konnte. Die gleichzeitig durchgeführten Genauigkeitsmessungen an gewälzten Blei-Zahnrädern beim Vorwalzen konnten schon in dieser ersten Versuchsstufe eine zufriedenstellende Genauigkeit aufweisen, wobei bei einigen nachträglich durchgeführten Genauigkeitsversuchen beim Nachwalzen eine Rauigkeitsverminderung, sowie eine Symmetrieverbesserung der Zähne festgestellt werden konnte. Weitere Versuche sind noch im Gange.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968.
Z.Leicher^x

PRIMJENA TVRDIH METALA KOD ŠTANCI ZA
ISECANJE I SAVIJANJE^{xx}

Velike količine istih djelova proizvađanih štancanjem u telefoni-
nji, elektrotehnici, a i drugim područjima postavljaju zahtjev
velike trajnosti alata, jer se godišnje količine istovrsnih dje-
lova kreću u ređu veličine od do $15 \cdot 10^6$ kom/god. Kod alata izra-
đanih metodom segmentiranja i brušenja profila od 12% kromovog
alatnog čelika uspjelo se dobiti vijek alata maksimalno 1,0 -
 $-1,5 \cdot 10^6$ kom od brušenja do brušenja u slučaju da su štancani
materijali novo srebro, mesing ili eventualno perna bronca.

Kod materijala koji su neprikladni za štancanje, u prvom
ređu termički obrađene hladno valjane trake, trajnost alata svo-
di se u slučaju pažljive eksploatacije na svega nekoliko hilja-
da komada izradevina, što je pri zahtjevima većih količina pot-
puno nedovoljno.

Pred dvije godine započeti su radovi u tvornici "N.TESLA"
na osvajanju štanci sa reznim elementima iz tvrdog metala. Tvor-
nica INTAL - Zagreb je preuzela izradu elemenata koji su kasni-
je ugrađeni u alat, a čije eksploatacione osebine su se poka-
zale kao vrlo ohrabrujuće.

Postoji pogrešno mišljenje o jednostavnosti prelaska na
izradu alata od tvrdog metala ondje, gdje je ovladana izrada štan-
ci iz segmenata metodom brušenja. Međutim, bitne razlike nastaj-
ju već u konstruktivnoj koncepciji alata, a koje proizlaze iz
relativno ograničenih mogućnosti obrade tvrdog metala i vrlo vi-
soke cijene elemenata.

Elementi alata za štancanje izrađuju se iz vrsta GV-30
i GV-40, prema oznaci INTALA (što odgovara vrstama G-30 i G-40
po KRUPP-u)

^{x/} Zdenko Leicher, dipl.ing. šef pogona alata tvornice "N.TESLA".
Zagreb, vanjski saradnik Insituta za alatne strojeve Zagreb.

xx/Saopćenje iz Instituta za alatne strojeve - Zagreb.

Zrnatost kod ovih granulata iznosi 2-2,5 μ . Granulat se preša u obliku kvadra ili valjka, ovisno o tome kakav oblik treba da ima željeni element. Već ova faza ima uticaja na konstruktivni oblik elementa, koji po svom konačnom obliku treba da bude što približniji valjku ili paralelopipedu koji se dobije iz prve faze izrade. Naime, u prvoj aproksimaciji cijena gotovog elementa je proporcionalna težini ulazne sirovine, te ukoliko se pri konstrukciji ne vodi o tome dovoljno računa, nego se konstruiraju elementi koji imaju vrlo nepravilne oblike, cijena će im i pored male težine biti veoma visoka.

Otprešani komad odlazi na predsinterovanje radi toga da bi se oslobodio parafin iz materijala, te da bi dobio određenu čvrstoću radi oblikovanja elementa u predsinterovanom stanju. Predsinterovanje se vrši u više faza do 600°C, ovisno o postotku kobalta u materijalu. Predsinterovanje se vrši u vakumu (stariji postupak u atmosferi vodika) i postupak traje cca 5 sati.

U fazi oblikovanja predsinterovani element od tvrdog metala se oblikuje rezanjem, tokarenjem i glodanjem pomoću diamantnih alata i daje mu se konačni oblik kakav treba da ima gotov komad. Kako su predsinterovani elementi vrlo krhki i zbog toga dosta nepodesivi za kompliciranije zahvate obrade, treba u konstrukciji težiti ka jednostavnim geometrijskim oblicima koji se mogu postići rezanjem, tokarenjem i brušenjem i po mogućnosti izbjegavati oblike koji se mogu postići glodanjem, a potpuno izbjegavati glodanja koja zahtjevaju specijalna glodala.

Ovako oblikovani segment odlazi u fazu sinterovanja koja se vrši u cijevnim (tunelskim) pećima u atmosferi vodika. Sinterovanje se također može vršiti u vacuum-postupku. Sinterovanje traje do 7 sati, pri temperaturi od 1300°C.

Već ovaj podatak govori o tome da oblici moraju biti tako birani da ne dođe do iskrivljenja što znači da su teško prihvatljiviji dugi i vitki ili nepravilni oblici koji su podložni deformacijama.

Daljnja faza obrade vrši se u alatnicama. Ne smije se smetnuti sa uma, da se kod održavanja štancerskih alata pojavljuju isti problemi kao i kod njihove proizvodnje, te pogoni koji se žele orijentirati na eksploataciju alata od tvrdog metala moraju biti spremni da će ga sami morati održavati,

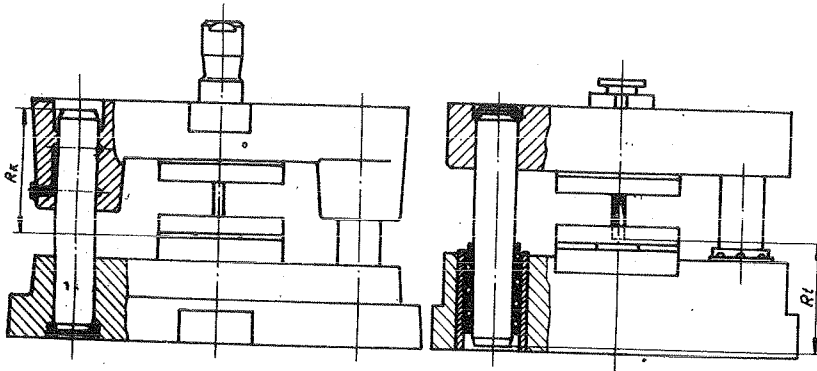
ćak i u slučaju da gotove alate kupuju. To znači da alatnice tih pogona moraju biti snabdjevene sa odgovarajućim strojevima, uređajima i priborom. To su u prvom redu:

- Veoma tačna plosna brusilica po mogućnosti sa Leonardovim spojem za promjenjivi broj okretaja vretena, uređaj za hlađenje uljnom maglom i po mogućnosti optičkim uređajem za očitavanje poprečnog posmaka.
- Elektroerozična bušilica sa impulsnim generatorom.
- Koordinatna brusilica ili uređaj za koordinatno brušenje na koordinatnoj bušilici.
- Profilna brusilica optička ili sa uređajem za kopiranje preko šablona.
- Odgovarajući broj steznih pribora, uređaja za mjerenje i diamantnih brusnih ploča.

U osnovi ovaj isti strojni park, pored konvencionalnog, je potreban i za proizvodnju alata od tvrdog metala. Bez ovih strojeva i pribora bilo bi lakoumno prihvatiti se izrade alata od tvrdog metala, ili se prihvatiti njegovog održavanja.

Postoji još jedan eksploatacioni preduslov - vrlo tačna preša O - izvedbe, po mogućnosti sa donjim pogonom. Deformacija klasičnih preša C - izvedbe su tako velike, da može doći do oštećenja alata uslijed "propadanja" preše, pa se preporuča njihovo izbjegavanje. Ukoliko to nije moguće, preporuča se da se preša sa alatom od tvrdog metala ne opterećuje više od 50% nominalne snage preše.

Konstruktivne razlike. Važno je upozoriti na neke bitnije konstruktivne razlike kod projektiranja alata iz tvrdog metala. Preporučljivo je da kućište alata bude tako koncipirano da vođenje bude u donjem djelu kućišta za razliku od uobičajenih kod kojih je vođenje redovito u gornjem djelu. Prednost leži u tome što treba posjedovati diamantnu brusnu ploču znatno manjeg promjera kod oštrenja. Naime, kod uobičajenih dužina žigova (60 - 70 mm) veličina na slici 2 R_t je znatno manja nego vrijednost R_k na slici 1. Kako su cijene brusnih ploča vrlo visoke, ovaj način gradnje omogućuje znatne uštede na početnim investicijama u brusne ploče.



Slika 1

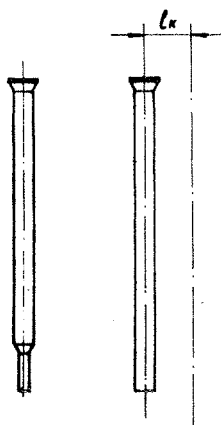
Slika 2

Vodenje gornjeg djela alata prema donjem, a također i pomične vodne ploče, treba da je izvedeno sa kugličnim vodičama. One osiguravaju vodenje bez zazora jer se ugrađuju sa nadmjerom od 3 do 8 μ .

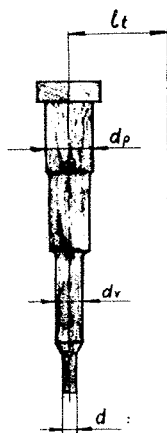
Posebnu pažnju treba obratiti kod oštrenja žigova. Vrlo je jednostavna metoda da se vodna ploča natakne na žigove, preko nje se postavi posljednji komad trake i tada se vrši oštrenje. Također vrlo jednostavna metoda je da se oko žigova do njihovog vrha postavi gruda plastelina ili kita i na taj način ukrute žigovi i sprijeći njihova vibracija za vrijeme oštrenja.

Za učvršćenje gornjeg djela alata na prešu ni u kom slučaju ne upotrebljavati krute spojeve (čepove) nego spojne čepove (JUS K.H2.104 ili 105) koji omogućavaju zglobnu vezu. Na taj način se deformacija preše ne prenosi na alat. Dosta osjetljivi problem predstavljaju žigovi i probojci. Za manje otvore nije moguće izraditi vitki dugi žig indentičan konvencionalnom (po JUS K.H2.130), nego takav koji će biti dovoljno krut. Preporuča se izvedba sa nekoliko reduciranih promjera koji osiguravaju dovoljnu krutost u eksploataciji, a i čine znatno manje poteškoća u fazi prešinterovanja i sinterovanja.

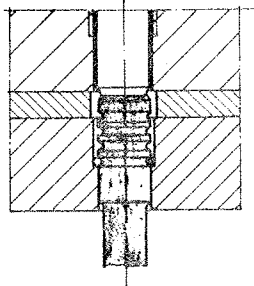
Iz slike 3 i 4 ujedno se vidi da minimalni razmak između žigova može da bude kod konvencionalnih žigova relativno malen l_k , dok kod alata sa žigovima od tvrdog metala je on očito znatno veći l_t . Kod slijednih ili kombiniranih alata to izaziva umetanje međukoraka i veće gabarite alata.



Slika 3



Slika 4



Slika 5

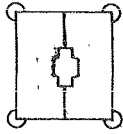
Vrlo korisno rješenje je učvršćenje okruglih žigova sa žičanim prstenom prikazanim na slici 5. U slučaju otrhnuća rezne ivice, žičani prsten se premjesti za jedan utor i žig skрати za vrijednost l' , a da pri tome ne treba brusiti ostale neoštećene žigove.

Učvršćenje segmenata matrice od tvrdog metala u pravilu se vrši mehaničkim stezanjem. Manji profili izvode se u

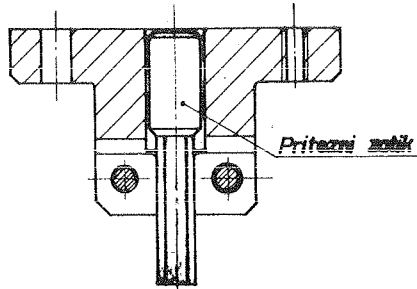
obliku dvodjelne rezne čaure, a za okrugle rupe jednodjelne čaure koje su utisnute u kaljenu ploču matrice.

Do sada je u tvornici "NIKOLA TESLA" izrađeno 5 alata od tvrdog metala, a još nekoliko se nalazi u završnoj fazi izrade. To su slijedeći oblici koji su podvrgnuti eksploatacionim ispitivanjima. (Vidi pregledna tabela).


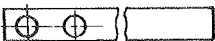
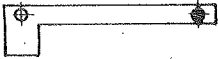


Oblik označen sa A je bio prvi alat koji je izrađen u tvornici. Matrica je izvedena iz dva pravokutna identična segmenta, uprešana u tijelo matrice (slika 6). Žig je izveden neubičajeno; vrlo je kratak i mehanički pričvršćen na nosač žiga (slika 7). Ugao matrice iznosi 15° . Posmak trake vrši se automatski preko pneumatskog transportera trake pričvršćenog na preši.



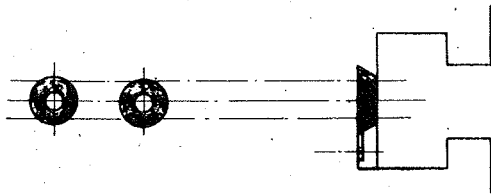
Slika 6



Slika 7

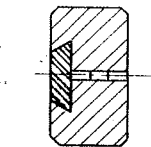
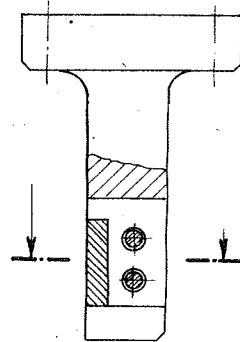
Oznaka	O b l i k	Materijal	Godišnja količina
A		Hladno valjana čelična traka 0,2x5,5 za opruge (55 Si7 H+A) $\sigma_B=160-200\text{kp/mm}^2$	$2,5 \cdot 10^5$
B		Hladno valjana čelična traka 0,7x8 za opruge (MK 75 RPG) $\sigma_B=160-180\text{kp/mm}^2$	$5 \cdot 10^5$
C		Transformatorski lim (IV.1,3) 0,35x45	$2 \cdot 10^5$
D		Hladno vučeni čelik plosnati (ST 37K+G) $\sigma_B=34-45\text{kp/mm}^2$ 8x3	$5 \cdot 10^5$
E		Mjedena traka hladno valjana tvrda (MS 63 F 45) $\sigma_B=45\text{kp/mm}^2$	$15 \cdot 10^6$

Alat označen sa "B" izrađen je tako da su u kaljeni nosač matrice utisnute čaure za rupe, a za odrezivanje služi mehanički pričvršćena pločica od tvrdog metala. (Slika 8).



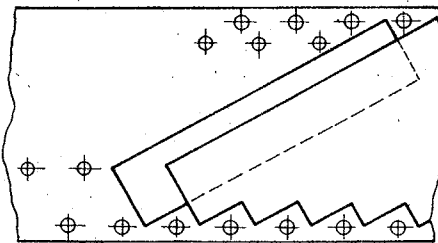
Slika 8

Indentična pločica je pričvršćena i na žigu koji vrši odrezivanje, a zbog kompenzacije bočne sile nosač žiga je izveden sa peticama koje su vodene u otvoru matrice, (Slika 9).



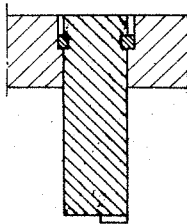
Slika 9

Alat označen sa "C" je rješen tako, da se žig i segmenti matrice do krajnosti pojednostave. To je postignuto izborom plana rezanja

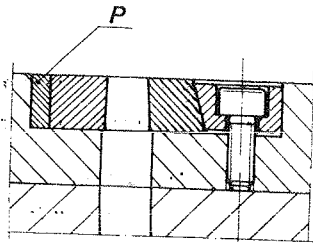


Slika 10

koji omogućava čiste geometrijske oblike segmenata bez unutarnjih uglova. (Slika 10) Žig je izveden kao pravilan paralelepiped (slika 11) pričvršćen u gornji dio alata sa dva uzdužna klina. Zbog činjenice da ne reže po čitavom opsegu, na donjem kraju je izvedena petica sa kojom se žig vodi u matrici.



Matrica je izvedena iz četiri segmenta od kojih su dva međusobno slična, a razlikuju se jedino po kosini na vanjskoj strani. Sa klánom koji ima istu kosinu vrši se stezanje segmenata u kaljeni nosač matrice koji je od alatnog čelika.



Slika 12

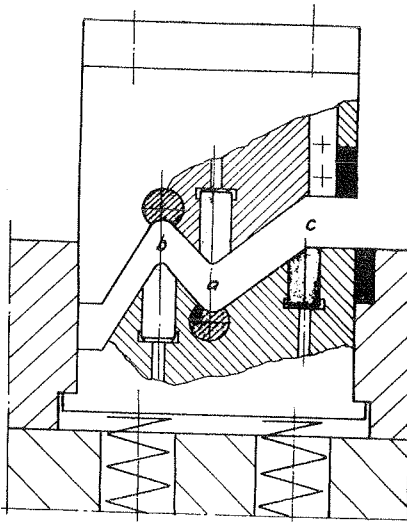
Tačno pozicioniranje sklopa matrice može se vršiti ispravnim dimenzioniranjem pločice P (slika 12). Okrugli otvori izvedeni su kao u primjeru B.

Razlog za prelazak na tvrdi metal kod alata označenog sa "D" leži u tome, što se želilo svakako dobiti izradevinu u jednom hođu preše.

Vrhovi na žigu i matrici označeni sa a, b i c i podvrgnuti su velikom istrošenju zbog klizanja materijala u fazi savijanja.

Kako se zbog toga mjenjaju i uglovi savijanja, upotrebljeni su okrugli umetci od tvrdog metala i utisnuti na kritičnim mjestima, kako je to prikazano na slici 12. Segment matrice za odrezivanje i umetak na žigu rješeni su kao u primjeru B.

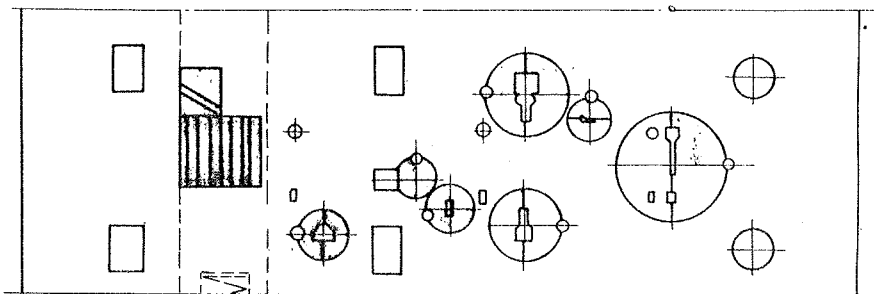
U primjeru "E" prikazan je relativno kompliciran kombinirani slijedni alat za artikl kod kojega su milionijske naklade. Profili matrice izvedeni su u dvodjelnim reznim čaurama od tvrdog metala, brušeni na optičkoj profilnoj brusilici i zaticima osigurani protiv zaokretanja. Segmenti matrice za savijanje oslonjeni su na klinove sa kojima se može regulirati visina. Neki otvori na matrici izvedeni su erozionim bušenjem (slika 15) jer bi stavljanje ovih otvora u posebne čaure prekomjerno produžilo alat koji je već i onako



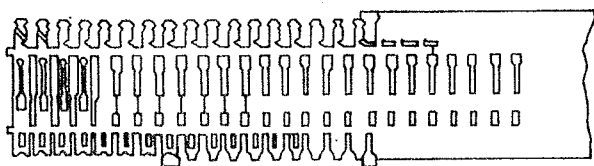
Slika 13

previše dug. (Plan rezanja, slika 14).

Osebine upotrebljenog tvrdog metala do sada su se u eksploataciji pokazale besprijekorne, a količine koje su sa ovim alatima izrađene su takove da nisu izazvale veće zatupljenje.



Slika 15



Slika 14



Slika 16

Prema do sada mjere-
nim vrijednostima za-
tupljenja očekuje se
da će u odnosu na ala-
te od alatnog čelika
njihova izdržljivost
biti u odnosu 10:1.

Svi ovi segmenti mat-
rice i žigovi izrade-
ni su sa brusnim ploča-
ma oblika prema slici
16. Sve upotrebljene
brusne ploče su prom-
jera \varnothing 150mm. Za plo-
če oblika a i b uzete
su po dvije granulaci-
je: D 50 i D 100 i kon-

centracija 50%. Međutim za oblike b i c preporučljivo je ići na vi-
še koncentracije, jer se ove ploče koriste na optičkoj profilnoj
brusilici gdje je opterećenje vrhova vrlo veliko, a njihovo naknad-
no poravnavanje dosta mukotržno. Da bi se sa alatima od tvrdog me-
tala postupalo sa izuzetnom pažnjom, preporuča se vidno ih označi-
ti (narančasta boja), i njihovo podešavanje povjeriti najpouzdanij-
im udešivačima preša.

U tvornici "NIKOLA TESLA" se smatra da se sa ovim alatima
položio ispit na izradi i eksploataciji alata od tvrdog metala. U
svojim daljnjim planovima postoji namjera da se postepeno pređe na
širu primjenu alata od tvrdog metala tamo, gdje to diktiraju koli-
čine ili svojstva materijala koji se štanca.

teratura:

Oehler / Kaiser: Schnit, Stanz und Ziewerkzeuge, Springer Verlag 1966.

Schuler: Spanlose formgebung 1965.

Katalog Feinprüff - Goepingen 1962.

A. Guidi: Nachschneiden und Feinschneiden, Hanser Verlag 1965.

V. MITKOVIĆ^x

ANALIZA EKSPERIMENTALNIH METODA DOBIJANJA
KRIVIH OČVRŠĆAVANJA^{xx}

Pod uticajem spoljnjih sila svako telo menja oblik a merilo promene oblika je deformacija.

U toku procesa preoblikovanja uzrokovanog spoljnjim silama, naponsko-deformacioni odnosi mogu se podeliti u dve faze i to:

- elastičnu deformaciju i
- plastičnu deformaciju.

Prva faza deformacije ili elastična deformacija protiče u naponsko-deformacionim odnosima koje karakteriše približno linearna veza između napona i deformacija. Ovaj proces je povratnog karaktera i pri otklanjanju spoljašnjih sila telo dobija prvobitan oblik.

Druga faza deformacije ili plastična deformacija protiče u naponsko-deformacionim odnosima koje karakteriše kriva očvršćavanja pod uslovom da se proces preoblikovanja izvodi na temperaturama koje leže ispod tačke rekristalizacije /za metale/ i pri atmosferskom pritisku.

Prema S.I. GUBKIN-u, obzirom da naponsko-deformacioni odnosi koji se javljaju u toku procesa plastičnog preoblikovanja, zavise od visine hidrostatičkog pritiska i temperaturno brzinskih uslova deformacije, krive koje pokazuju vezu između napona i deformacije nazivaju se opštim imenom krive otpora.

^x Vladimir S.Mitković, dipl.ing. stručni saradnik Zavoda za alatne mašine, alate i mjernu tehniku - Sarajevo.

^{xx} Saopštenje iz Zavoda za alatne mašine, alate i mernu tehniku - Sarajevo.

Varijacijom po jednog uticajnog parametra uz nepromeljive ostale, dobijamo niz krivih koje pokazuju uticaj pojedinih fizičkih veličina na naponsko-deformacione odnose.

Tako imamo:

- krive koje pokazuju uticaj temperature na otpor preoblikovanja ili temperaturne krive otpora,
- krive koje pokazuju uticaj hidrostatičkog pritiska na intenzitet naprezanja koji izaziva određeni stepen deformacije,
- krive koje pokazuju pri određenim temperaturnim uslovima uticaj brzine deformacije na otpor deformacije i
- krive koje pokazuju pri zadanim temperaturno - brzinskim uslovima i zadanom hidrostatičkom pritisku, uticaj stepena deformacije na intenzitet naprezanja ili krive očvršćavanja.

Naponsko - deformacioni odnosi iskazani krivom očvršćavanja u najvećoj meri su zavisni od fizičkih osobina metala. Zbog toga krive očvršćavanja pretstavljaju karakterističan pokazatelj za svaki metal posebno i mogu se dobiti jedino eksperimentalnim metodama.

Eksperimentalni metodi dobijanja krivih očvršćavanja baziraju na činjenici da ako ispitivani uzorak opteretimo spoljnim silama koje u njemu izazivaju jednoosno naponsko stanje, otpor metala plastičnom preoblikovanju jednak je radnom naponu kao aktivnom uzročniku procesa.

Na ovoj postavci bazira energetski uslov plastičnosti

$$K = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$$

iz kojeg se vidi da je za $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ bez obzira na predznak aktivnog napona

$$K = \sigma_1$$

Na osnovu onoga što je gore rečeno, možemo zaključiti da je kod jednoosnog naponskog stanja otpor metala plastičnom preoblikovanju jednak radnom naponu bez obzira na njegov predznak tj. kako kod procesa sabijanja tako i kod procesa istezanja.

Otpor preoblikovanja K u krivoj očvršćavanja izražava se u funkciji deformacije a kao deformaciju uzimamo jedinično izduženje ili skraćenje, odnosno deformaciju prvog reda, poprečnu kontrakciju ili deformaciju drugog reda i logaritamsku deformaciju, odnosno deformaciju trećeg reda.

U zavisnosti od toga koju deformaciju uzimamo kao karakteristiku procesa, razlikujemo krive očvršćavanja prvog, drugog ili trećeg reda. Preko veze između deformacija prvog, drugog ili trećeg reda mogu se iz krive očvršćavanja ma kog reda, dobiti krive ostalih redova.

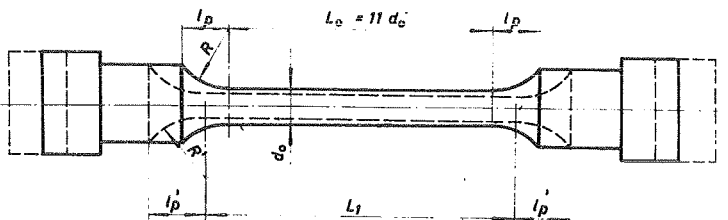
Za dobijanje krivih očvršćavanja jedan od najčešćih metoda a ujedno i metodološki najbolje razrađjen i najbolji u pogledu tačnosti je ispitivanje probom zatezanja.

Najjednostavniji način za dobijanje krivih očvršćavanja probom zatezanja probne epruvete je ispitivanje uz snimanje dijagrama sila-apsolutna deformacija na univerzalnoj mašini za ispitivanje materijala. Pošto snimljeni dijagram istezanja daje u grafičkom obliku zavisnost između sile i apsolutne deformacije na osnovu razmera dijagrama apsolutna deformacija se preračunava u relativnu a na osnovu sile i trenutnog preseka probne epruvete računamo otpore plastičnog preoblikovanja.

Dobijanje krivih očvršćavanja na pomenuti način je relativno jednostavno i brzo ali za povećane zahteve, njihova tačnost ne zadovoljava.

Osnovni izvor grešaka leži u činjenici da mašina za ispitivanje snima deformaciju cele epruvete a epruveta se u toku ispitivanja izdužuje kako na suženom mernom delu, tako i na prelaznom delu izvedenom u obliku radiusa $/sl.l./$. Pritom, veličina izduženja na prelaznom delu zavisi od veličine radiu-

sa prelaza i to tako da ukoliko je radius veći, izduženje je veće.



Sl.1

Pored greške nastale izduženjem epruvete, zazori u mehanizmu za prenos deformacije kao i elastične deformacije mašine za ispitivanje usled dejstva sila, povećavaju ukupnu grešku.

Da bi eliminisali greške o kojima je govoreno, na suženom delu epruvete se plitkim zarezima ograniči jedan deo dužine tzv. merni deo kao mesto na kome će se meriti izduženja u toku ispitivanja. Ispitivanje se vrši na taj način što se mašinom za ispitivanje zadaju određene vrednosti sile, a posle toga se epruveta skida sa mašine i mere se izduženja mernog dela epruvete čija je početna dužina prethodno izmerena. Na taj način dobijamo niz tačaka na osnovu kojih grafičkim putem dobijamo krivu očvršćavanja.

Pošto se kao početak plastičnog tečenja uzima tačka u kojoj je merni deo dobio trajno izduženje od 0,2%, pre ispitivanja treba ovu tačku utvrditi pomoću ekstenzometra ugrađenog na epruveti.

Kod standardnih epruveta za ispitivanje zatezanjem, dužina suženog dela uzima se $L_0 = 11$ do /Sl.1/ dok dužina mernog $l_0 = 10$ do tako da je merni deo epruvete udaljen od prelaz-

nog dela sa svake strane po $0,5 d_0$. Zbog većih poprečnih preseka prelaznog dela u odnosu na suženi deo epruvete, očigledno je da u blizini prelaznog dela postoji jedna zona u kojoj imamo neravnomernost deformacije.

Da bi smo utvrdili da li je dovoljno udaljiti merni deo epruvete od prelaznog dela za $0,5 d_0$ pod uslovom da ne postoji neki primetan uticaj koji bi se ogledao u razlici deformacija u sredini i na krajevima mernog dela, sproveli smo jedan opit.

Izradjena je jedna proporcionalna epruveta prečnika $d_0 = 8$ mm sa dužinom suženog dela $L_0 = 11 d_0 = 88$ mm od materijala Cu 72 Zn - 1/2 T.

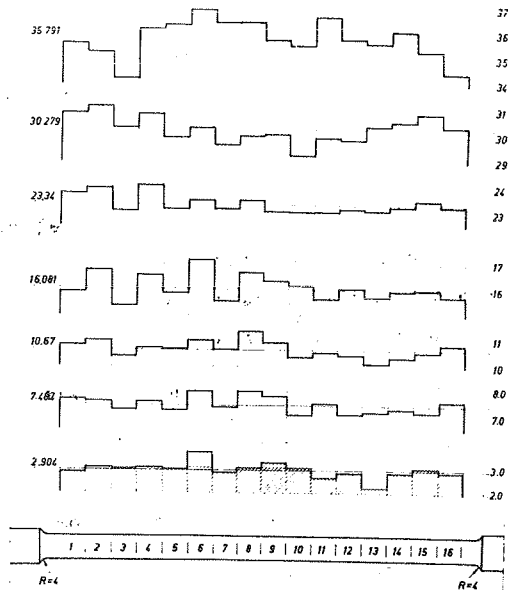
Merni deo epruvete dužine $l_0 = 10 d_0 = 88$ mm ucrtan je simetrično i podeljen na 16 jednakih delova. Zatim je epruveta sukcesivno istezana i merena je deformacija kako na celoj mernoj dužini, što je davalo podatke za prosečnu deformaciju, tako i na svakom pojedinom elementu.

Rezultati ispitivanja su grafički prikazani na slici 2 u vidu testerastog dijagrama u kome je na ordinati nanescena relativna deformacija u % a apscisa pretstavlja prostorni raspored svakog elementa duž mernog dela epruvete.

Pod pretpostavkom da na oba kraja mernog dela postoji neka ometena deformacija usled uticaja prelaznih delova epruvete, dijagram bi pokazivao simetriju u odnosu na sredinu mernog dela. Kao što se vidi iz slike 2 izmerene deformacije pojedinih elemenata ne pokazuju nikakvu zavisnost od njihovog prostornog rasporeda duž mernog dela epruvete a razlike koje uočavamo su posledica nejednakih osobina materijala.

Iz onoga što je izloženo možemo izvesti zaključak da standardna proporcionalna epruveta sa svojim geometrijskim odnosima suženog dela dužine $L_0 = 11 d_0$ i mernog dela dužine $l_0 = 10 d_0$ zadovoljava ukoliko se radi o ispitivanjima koja imaju za cilj dobijanje krivih očvršćavanja jer njene geometrijske proporcije ne utiču na jednakost deformacije duž mernog dela, a samim tim i na linearnost naponskog stanja što je osnovni uslov za

tačnost dobijenih rezultata.



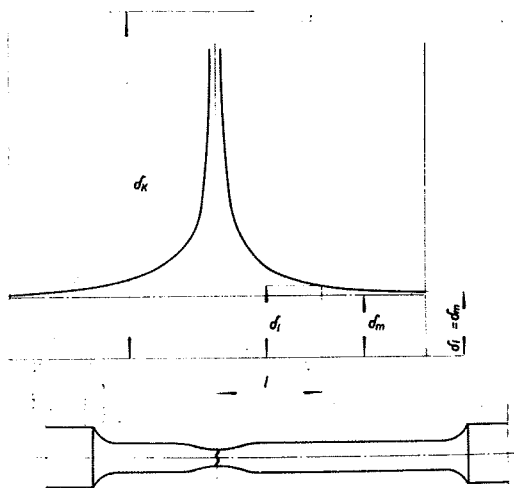
Sl. 2

Završna tačka procesa ravnomernog istezanja je u momentu kada se na mernom delu pojave znaci lokalizacije deformacije i tada proces preoblikovanja prelazi sa jednoosnog na prostorono naponsko stanje do momenta kada nastupi prekid. Da bi smo odredili karakterističnu tačku krive očvršćavanja u momentu lokalizacije deformacije moramo znati da proces lokalizovane deformacije ima uticaj na celoj dužini mernog dela epruvete.

Ako je na mestu prekida relativna deformacija σ_k /sl.3/ a u momentu početka lokalizacije deformacije σ_m , tađa se simetrično u odnosu na mesto prekida na rastojanju l deformacija može izraziti obrascem

$$\sigma_l = \sigma_m + \frac{\sigma_k - \sigma_m}{1+l}$$

Analizom gornjeg obrasca možemo reći da ukoliko se više udaljavamo od mesta prekida tj. sa porastom l , $d_l \rightarrow d_m$



Sl. 3.

Pošto lokalizacija deformacije može nastupiti na svakom mestu unutar merne dužine epruvete, za određivanje deformacije d_m najmerodavniji je presek epruvete koji je najviše udaljen od mesta prekida./sl.3/.

Probom zatezanja, krive očvršćavanja mogu se dobiti samo do tačke lokalizacije deformacije koja označava prelaz sa jednoosnog na prostorno naponsko stanje.

Tačka lokalizacije deformacije kod mnogih realnih materijala nalazi se pri relativno niskim stepenima deformacije, a kod najplastičnijih materijala na oko 40% relativnog izduženja.

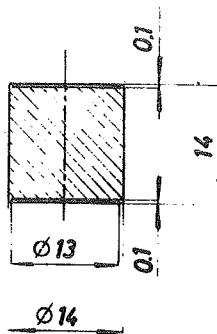
Da bi smo dobili ostali deo krive očvršćavanja koji se nalazi iznad tačke lokalizacije deformacije, moramo primeniti druge metode.

Jedna od veoma pogodnih metoda sa kojom se mogu dobiti krive očvršćavanja i pri visokim stepenima deformacije je proba sabijanjem sa isključivanjem uticaja kontaktnog trenja.

Zbog visokih površinskih pritisaka koji se javljaju na kontaktnoj površini uzorka tokom ispitivanja sabijanjem svako sredstvo za podmazivanje bilo bi istisnuto tako da bi se javilo trenje. Pošto trenje menja sliku naponskog stanja sa jednoosnog na prostorno, osnovni uslovi ispitivanja vezani za postojanje jednoosnog naponskog stanja ne mogu biti ispunjeni.

Da bi sprečili istiskivanje sredstva za podmazivanje, na čeo-
noj površini cilindričnog uzorka napravi se jedan cilindričan upust nešto manjeg prečnika nego što je prečnik uzorka. U taj prostor smeštamo sredstvo za podmazivanje koje usled toga što uzorak nalegne prstenastim delom na kontaktnu površinu i zatvori čitav prostor, ne može isticći pod uticajem pritiska. Na taj način ostvareni su uslovi hidrodinamičkog podmazivanja na velikom delu kontaktne površine izuzev na prstenastom delu ispod kojeg je sloj maziva istisnut.

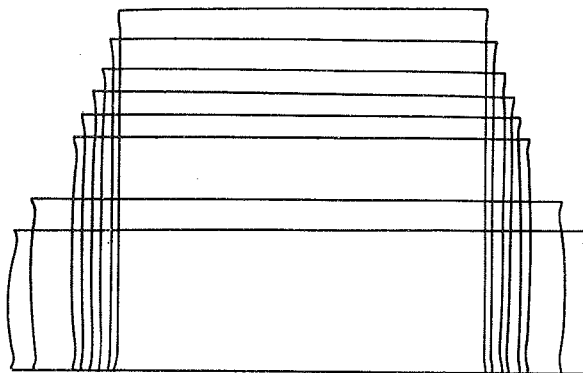
Radi usvajanja ovoga metoda koji je u literaturi samo naveden izvršili smo opit sa uzorkom prema sl.4.



Sl. 4.

Kao sredstvo za podmazivanje uzeta je smeša parafina i mašinskog ulja u odnosu približno 60 : 40.

Pošto je osnov za postojanje jednoosnog naponskog stanja ravnomernost deformacije na svakom mestu po dužini uzorka, posle svake deformacije izazvane zadanom silom uzorak je bio snimljen bočno na profilprojektoru sa uvećanjem 10x.



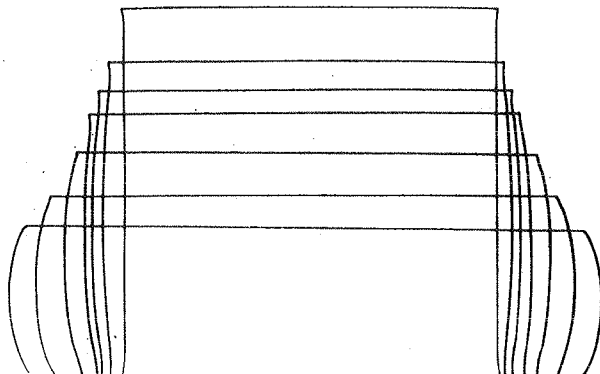
Sl. 5.

Na slici 5 dat je bočni izgled uzorka pri raznim stepenima deformacije. Ispupčenja koja se vide u blizini čeonih površina nastala su kao posledica sabijanja prstenastog dela a primetna bočna ispupčenja na sredini visine uzorka nastaju kod deformacija od približno 25% što je znak pojave primetnog trenja na kontaktnim površinama. Trenje koje nastaje na kontaktnim površinama kod većih stepena deformacije posledica je smanjenja visine čeonog upusta koje nastaje usled sabijanja prstenastog dela na čelu uzorka i njegovog bočnog širenja.

Ko što se vidi iz prethodno izloženog, efekat podmazivanja pomenutom metodom : nestaje kod većih stepena relativne deformacije a da bi smo to sprečili moguće je uzorak, sabijen do granice deformacije kod koje se pojavljuje primetan uticaj trenja, ponovo obraditi na cilindričan oblik i sabijanje po-

četi pod istim uslovima kao na početku opita. Ovaj opit možemo ponoviti nekoliko puta do ostvarenja visokih stepena deformacije.

Radi poredjenja izgleda uzorka sabijanog bez trenja i sa učestćem trenja na sl. 6. dat je boćni izgled uzorka istog početnog geometrijskog oblika kao na sl. 5, samo sabijanog u uslovima kontaktnog trenja.



Sl. 6.

Kao što je vidljivo uticaj kontaktnog trenja je primetan kod relativno malih stepena deformacije što pokazuje da je u opitu prema sl.5. u velikoj meri taj uticaj otklonjen.

Radi provere eksperimentalnih podataka za krivu očvršćavanja dobijenu probom sabijanja sa isključivanjem trenja, napravljen je jedan uporedni opit sa krivom očvršćavanja dobijenom probom zatezanjem.

Rezultati opita nisu zadovoljili jer prema podacima L.A.Šofman-a najveća razlika napona koja se može dobiti probom sabijanja u odnosu na probu istezanja je oko 20% a mi smo dobili znatno više, što je posledica grešaka koje nismo dosad mogli utvrditi.

L I T E R A T U R A

1. Gubkin S.I.: Plastičeskaja deformacija metalov, Metalurgizdat, 1961.
2. Katkov V.F.: K voprosu ob apredeljenii pokazatelej šampuemosti po rezuljtatam mehaničeskijh ispitanii. Moskovskij aviacionij tehnologičeskij institut, Moskva, 1966.
3. Musafia Binko: Obrada metala plastičnom deformacijom I. Univerzitet u Sarajevu, 1965.
4. Storožev M.V. i Popov E.A.: Teorija obrabotki metalov davleniem. Višaja škola - Moskva, 1963.
5. Šofman L.A.: Teorija i rasčeti procesov holodnoj šampovki. Mašinostrojenie, 1964.

RESUME:

Die Ermittlung die Fliesskurven durch die Zugprobe wird in der Literatur als eine der genauesten Proben angeführt, wengleich nirgends der Einfluss der geometrischen Verhältnisse - Gegeben durch standarde - auf die Genauigkeit der ermittelten Resultate angeführt wird.

In diesem Artikel wurde diese Frage, sowie Fragen über die Ermittlung des Punktes auf der Fliesskurve, die Lokalisierung der Deformation bezeichnet, erläutert.

Ausserdem wurde das Problem der Durchführung des Schmierung bei der Stauchprobe studiert, wengleich die Resultate von den erlaubten Werten abweichen, für die Lösung dieses Problems ist es nötig weitere Experimente durchzuführen, weil diese Methode von dem praktischen Standpunkt aus, sehr günstig ist.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968.

M. Marković x/

GRANIČNI STEPEN IZVLAČENJA DELOVA SA ŠIROKIM
VENCOM U USLOVIMA HLADNOG OČVRŠĆAVANJA

Veoma često, ravninski zadaci se javljaju u vidu /kao u rešavanju ovog problema/ kada naprezanja ne zavise od ugla θ /relativna simetričnost ose raspodele napona/ pa su i s tim u vezi u diferencijalnoj jednačini ravnotežnih uslova napisanoj u polarnim koordinatama svi izvodi po θ ravni nuli kao i

$$\tau_{p\theta} = \tau_{\theta p} = 0$$

U vezi s tim i uslovi ravnoteže za ravno naponsko stanje mogu se napisati pomoću jedne diferencijalne jednačine koja glasi:

$$\frac{dG_p}{dp} + \frac{G_p - G_\theta}{p} = 0$$

Jasno je da su naprezanja G_p i G_θ ovde glavni naponi.

Ovakvo naponsko stanje tj. stanje koje se može zapisati gornjom diferencijalnom jednačinom karakteristično je za venac kod izvlačenja cilindričnih delova bez držača lima.

Zadnju jednačinu možemo napisati u sledećem obliku

$$p \frac{dG_p}{dp} + G_p - G_\theta = 0$$

Uz pomoć uslova plastičnog tečenja

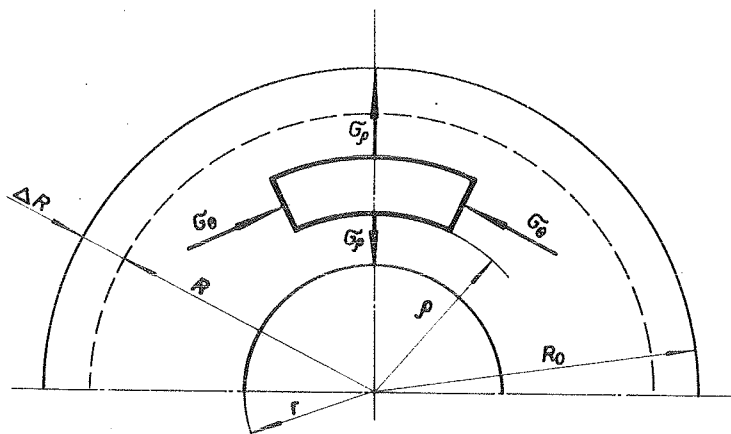
$$G_p - G_\theta = G_V$$

x/ Marković D. Milisav, dipl. ing. stručni saradnik Zavoda za alatne mašine, alat i mernu tehniku Sarajevo.

xx/ Saopštenje iz Zavoda za alatne mašine, alat i mernu tehniku, Sarajevo, iz rada koji finansira Republički fond za naučni rad SRBIH Sarajevo.

i uslov daje napon na granici tečenja constantan tj. $G_V = const.$
 gornji izraz možemo napisati u obliku

$$\rho \frac{dG_p}{d\rho} + G_V = 0$$



Sl. 1

Integrirajući gornju jednačinu dobijemo

$$G_p = -G_V \ln \rho + C$$

Iz graničnih uslova:

za $\rho = R_0$ $G_p = 0$ pa je

$$0 = -G_V \ln R_0 + C$$

$$C = G_V \ln R_0$$

Ubacimo vrednost constante C u izraz

$$G_p = -G_V \ln \rho + G_V \ln R_0$$

$$G_p = G_V \ln \frac{R_0}{\rho}$$

Posmatrajući stvarni proces uočavamo da na prelazu venca u cilindrični deo tj. $\rho = r$ naprezanje ne sme preći napon na granici tečenja jer bi došlo do raskidanja komada tj.

$$\sigma_{pmax} \leq \sigma_Y$$

Koristeći ovaj uslov i uz pomoć formule za σ_p možemo odrediti teoretsku veličinu graničnog stepena izvlačenja.

$$\text{Znači pošto je } kg = \frac{R_0}{r} \text{ i } \ln \frac{R_0}{\rho} = 1$$

a na granici $\rho = r$ sledi da je

$$\ln kg = 1 \text{ tj } kg = e = 2,72$$

Iz gornjeg izlazi da bi koeficijent izvlačenja mogao biti čak do 0,38.

Međutim, napred provedena analiza raspodele napona na mestu najveće deformacije u potpunosti ne odražava prave ili realne uslove deformacije komada pri izvlačenju. Pored niza faktora koji svoj uticaj iskazuju na bilo koji način treba napomenuti one najbitnije čije delovanje ćemo uzeti u razmatranje, a oni su:

- trenje pod držačem lima i na radijusu prstena za izvlačenje.
- Uticaj savijanja lima preko radijusa prstena za izvlačenje,
- očvršćavanje materijala u toku procesa.

Uzimajući sve ove faktore u obzir i pridodajući ih veličini naprezanja u opasnom preseku možemo doći do veličine najvećeg rastežućeg napona kojeg sada možemo izraziti u sledećem obliku:

$$\sigma_p = (G + G_{sav} + G_{TR}) e^{\mu \sigma}$$

gde je:

$$G = G_Y \ln \frac{R_0}{r}$$

$$G_{sav} = G_Y \frac{s}{2r_m + s}$$

$$G_{rR} = \frac{\mu Q}{\pi r s}$$

$e^{\mu \alpha}$ - uticaj trenja na radijusu prstena za izvlačenje na veličinu naprezanja u opasnom preseku.

Zamenom u gornjoj jednačini iskazane vrednosti za pojedine vrste naprezanja dobijemo

$$G_p = \left[G_V \left(\ln \frac{R_0}{r} + \frac{s}{2r_m + s} \right) + \frac{\mu Q}{\pi r s} \right] e^{\mu \alpha}$$

Geo napred izložen problem, kao što je ranije navedeno, rešavan je pod pretpostavkom da je napon na granici tečenja konstantan tj. $G_V = const$.

Medjutim, za stvarni proces izvlačenja komada sa vencem problem treba da bude definisan /a on je u ovom slučaju tako i razmatran/ na sledeći način:

Uzimajući u obzir očvršćavanje materijala pri izvlačenju, kod kolike vrednosti radijusa R /prema sl.l./ odnosno pri kolikom premeštanju materijala ΔR možemo postići max dubinu izvlačenja pri kojoj još ne dolazi do pucanja lima. Drugim rečima treba pronaći granični stepen izvlačenja uzimajući u obzir sve navedene faktore koji utiču na sam proces. Znači treba postaviti takvu zavisnost između G_p i ostalih faktora pri čijoj najvećoj vrednosti dobijamo max dubinu izvlačenja.

Na osnovu izloženog zadatka možemo jednačinu za napon napisati u sledećem obliku

$$G_p = \left[G_V \left(\ln \frac{R}{r} + \frac{s}{2r_m + s} \right) + \frac{\mu Q}{\pi r s} \right] e^{\mu \alpha}$$

U gornjoj jednačini G_V i R su promenljive veličine u toku procesa izvlačenja.

Uticaoj očvršćavanja na veličinu napona na granici tečenja možemo okarakterisati na sledeći način:

Na krivu stvarnih napona u koordinatama $G_V - \Psi$ u tački koja odgovara početku lokalizacije deformacije položimo tangentu koja na ordinatnoj osi /za $\Psi = 0$ / otseca otsečak koji predstavlja ekstrapoliranu vrednost napona na granici tečenja G_{T0}

Jednačina te tangente glasi

$$G_V = G_{T0} + \Pi \Psi$$

gde Π predstavlja modul očvršćavanja

Prema slici 1 je

$$R = R_0 - \Delta R$$

Koristeći se jednom postavkom [1] da deformacije pri izvlačenju možemo približno smatrati ekvivalentnim relativnom sušenju epruvete pri rastezanju uz učešće efekta očvršćavanja. Ovde treba napomenuti da je za dalji rad zanemarena pojava relativnih deformacija u tangencijalnom pravcu.

Znači

$$\Psi = \frac{R_0 - R}{R_0} = \frac{\Delta R}{R_0}$$

Sada vrednost napona na granici tečenja uz učešće efekta očvršćavanja možemo izraziti u sledećem obliku:

$$G_V = G_{T0} + \Pi \frac{\Delta R}{R_0}$$

Ovako određen napon na granici tečenja zamenimo u jednačini za napon u opasnom preseku tj. G_p pa dobijemo

$$G_p = (1 + 1,6 \mu) \left[\left(G_{T0} + \Pi \frac{\Delta R}{R_0} \right) \left(\ln \frac{R}{r} + \frac{s}{2r_m + s} \right) + \frac{\mu Q}{\pi r s} \right]$$

Glavni napon koji vlada u opasnom preseku u ovom slučaju je izražen kao f-ja svih parametara koji pri procesu izvlačenja utiču na njega na načine koji su napred opisani. Analizirajući dobivenu formulu za glavni napon možemo zaključiti da očvršćavanje pogoduje povećanju naprezanja u opasnom

preseku i to u većoj meri što je veći modul očvršćavanja. Međutim, na osnovu toga ne možemo izvući zaključak da metali koji se intenzivnije očvršćuju imaju manji dozvoljeni koeficijent izvlačenja, jer se naprezanje kod kojeg dolazi do kidanja komada takodje povećava povećanjem intenzivnosti očvršćavanja.

Takodje moguće je uočiti da je uticaj očvršćavanja promenljiv po hođu izvlačenja.

Iz formule se takodje može videti da za početak izvlačenja / $r = R = R_0$ / uticaj očvršćavanja nepostoji /deformacija tek započinje/ kao i za kraj izvlačenja, jer ne postoji žarište deformacije.

Iz ovoga izlazi da prirast naprezanja usled očvršćavanja ima maksimalnu vrednost u nekoj prolaznoj etapi deformacije.

Pored uticaja očvršćavanja na porast glavnog naprezanja iz formule se može ustanoviti i karakter uticaja ostalih faktora. Tako na primer iz formule je vidljivo da se naprezanje σ_p povećava sa povećanjem sile držanja Q iz čega se može zaključiti da je za proces izvlačenja najbolje ako je sila držanja minimalna tj. da ima onu potrebnu vrednost koja sprečava gužvanje lima.

Na isti način možemo analizom utvrditi i uticaj ostalih faktora koji utiču na napon preko geometrije alata.

Vraćajući se na rešavanje postavljenog zadatka tj. na traženje graničnog stepena izvlačenja potrebno je potražiti max vrednost napona za neko smanjenje prečnika platine koje odgovara max dubini izvlačenja.

Znači trebamo naći $\frac{d\sigma_p}{d(\Delta R)} = 0$

Radi lakšeg diferenciranja jednačine za napon po ΔR moramo uvesti sledeću zamenu

$$\ln \frac{R}{r} = \ln \frac{R_0 - \Delta R}{r}$$

i gornji izraz razviti u red tako da dobijemo:

$$\ln \frac{R_0 - \Delta R}{r} \approx \ln \frac{R_0}{r} - \frac{\Delta R}{R_0} - \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta R}{R_0} \right)^2 - \frac{1}{3} \left(\frac{\Delta R}{R_0} \right)^3 - \dots$$

Posle odbacivanja drugog i viših članova reda definitivni izraz za napon glasi:

$$G_p = (1 + 1.6\mu) \left[G_{T0} + \pi \frac{\Delta R}{R_0} \left(\ln \frac{R_0}{r} - \frac{\Delta R}{R_0} + \frac{s}{2r_m + s} \right) + \frac{\mu Q}{\pi r s} \right]$$

Kada gornji izraz za napon diferenciramo po ΔR , matematički uredimo i rešimo po ΔR dobićemo:

$$\Delta R = \frac{R_0}{2} \left(\ln \frac{R_0}{r} + \frac{s}{2r_m + s} - \frac{G_{T0}}{\pi} \right)$$

Pri ovolikom pomeranju materijala ΔR tj. smanjenju prečnika platine prema sl. 1 glavni napon G_p postiže svoju max vrednost.

Maksimalnu vrednost napona $G_{p \max}$ posle zamene vrednosti za ΔR možemo napisati u sledećem obliku:

$$G_{p \max} = \left\{ \left[G_{T0} + \frac{\pi}{2} \left(\ln \frac{R_0}{r} + \frac{s}{2r_m + s} - \frac{G_{T0}}{\pi} \right) \right] \left[\ln \frac{R_0}{r} - \frac{1}{2} \left(\ln \frac{R_0}{r} + \frac{s}{2r_m + s} - \frac{G_{T0}}{\pi} \right) + \frac{s}{2r_m + s} - \frac{G_{T0}}{\pi} \right] + \frac{\mu Q}{\pi r s} \right\} (1 + 1.6\mu)$$

Ovako određena max vrednost glavnog napona $G_{p \max}$ koji vlada u opasnom preseku merodavna je za određivanje graničnog stepena izvlačenja. Kao što je ranije rečeno napon u opasnom preseku tj. $p = r$ ne sme preći vrednost napona na granici tečenja materijala, u ovom slučaju vrednost ekstrapoliranog napona na granici tečenja G_{T0} tj. stavljajući u ovom slučaju da je

15-7

$$G_{p \max} \leq G_{T0}$$

jednačina za glavni napon prima sledeći oblik:

$$\frac{G_{T0}}{1+1,6\mu} = \left[G_{T0} + \frac{\pi}{2} \left(\ln \frac{R_0}{r} + \frac{s}{2r_m + s} - \frac{G_{T0}}{\pi} \right) \right] \left[\ln \frac{R_0}{r} - \frac{1}{2} \left(\ln \frac{R_0}{r} + \frac{s}{2r_m + s} - \frac{G_{T0}}{\pi} \right) + \frac{s}{2r_m + s} \right] + \frac{\mu Q}{\pi r s}$$

Dakle za ovoliku vrednost napona, za ovakve uslove izvlačenja i uz unapred utvrđene pretpostavke može se odrediti granični stepen izvlačenja.

Rešavajući dakle gornju jednačinu po $\ln \frac{R_0}{r}$ tj. tražeći veličinu graničnog stepena izvlačenja posle običnog matematskog sredjivanja imamo:

$$C \ln^2 \frac{R_0}{r} + A \ln \frac{R_0}{r} + B = 0$$

Koreni ove kvadratne jednačine su:

$$\left(\ln \frac{R_0}{r} \right)_{1,2} = -\frac{A}{2C} \pm \frac{1}{2C} \sqrt{A^2 - 4BC}$$

Vrednosti koeficienata izvlačenja dobiveni iz gornje jednačnosti su:

$$\left(\frac{R_0}{r} \right)_1 = k_1 = e^{-\frac{A}{2C} + \frac{1}{2C} \sqrt{A^2 - 4BC}}$$

$$\left(\frac{R_0}{r} \right)_2 = k_2 = e^{-\frac{A}{2C} - \frac{1}{2C} \sqrt{A^2 - 4BC}}$$

gde je:

$$A = \frac{G_{T0}}{2} + \frac{\pi}{2} \cdot \frac{s}{2r_m + s}$$

$$B = \frac{G_{T0}}{2} \cdot \frac{s}{2r_m + s} + \frac{G_{T0}^2}{4\pi} + \frac{\mu Q}{\pi r s} - \frac{G_{T0}}{1+1,6\mu} \quad i$$

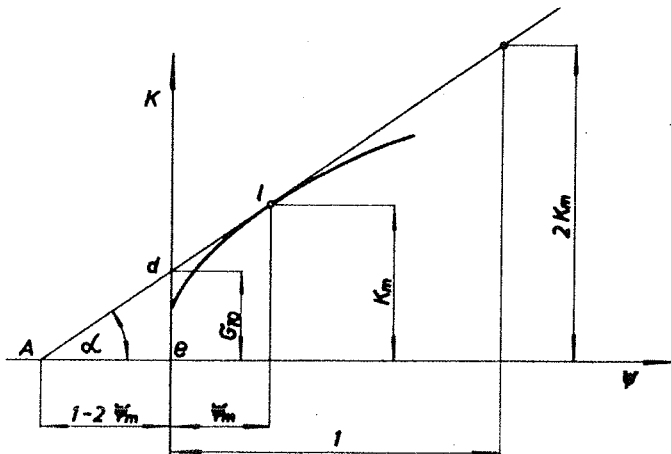
$$C = \frac{\pi}{4}$$

Ako gornje vrednosti za A, B i C ubacimo u korene K_1 i K_2 radi analiziranja uticaja intenzivnosti očvršćavanja na sam proces tj. na granični stepen izvlačenja i posle matematskog sredjivanja dobijemo:

$$k_1 = e^{-\frac{G_{T0}}{\pi} - \frac{s}{2r_m + s} + \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\pi^2 s^2}{4(2r_m + s)^2} + \frac{\pi G_{T0}}{1+1,6\mu} - \frac{\mu Q}{\pi r s}}}$$

$$k_2 = e^{-\frac{G_{T0}}{\pi} - \frac{s}{2r_m + s} - \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\pi^2 s^2}{4(2r_m + s)^2} + \frac{\pi G_{T0}}{1+1,6\mu} - \frac{\mu Q}{\pi r s}}}$$

Radi lakše analize gornjih formula poslužimo se za izračunavanje nekih veličina krivom očvršćavanja II reda



Sl 2

Sa slike 2 je vidljivo

$$\bar{e}d = G_{70}$$

$$\frac{G_{70}}{1-2\Psi} = \frac{K_m}{1-\Psi_m}$$

Oдавде je:

$$G_{70} = \frac{1-2\Psi_m}{1-\Psi_m} \cdot K_m$$

Iz jednakosti sila:

$$K_m A_m = A_0 G_m$$

Sledi da je

$$K_m = \frac{f}{1-\Psi_m} G_m$$

Ubacimo vrednost za K_m u formulu za G_{70} biće

$$G_{70} = \frac{1-2\Psi_m}{(1-\Psi_m)^2} \cdot G_m$$

Sa slike 2 je takodje vidljivo da je:

$$\operatorname{tg} \alpha = \Pi = \frac{K_m}{1-\Psi_m} = \frac{G_m}{(1-\Psi_m)^2}$$

Ovako dobivene vrednosti za G_{70} i Π izražene pomoću jačine materijala i deformacije drugog reda ili jedinično suženja uvrstimo u obrasce za granični stepen izvlačenja i dobijemo konačne obrasce u funkciji poznatih veličina za jedan materijal.

$$k_{12} = e^{-1-2\Psi_m - \frac{s}{2t_m + s} \pm 2\sqrt{\frac{s^2}{4(2t_m + s)^2} + \frac{1-2\Psi_m}{1+1,6\mu} - \frac{\mu Q(1-\Psi_m)^4}{\pi r s G_m^2}}}$$

L I T E R A T U R A:

1. M.V. STOROŽEV,
E.A. POPOV: Teorija obrabotki metallov
davljeniem, Moskva, 1963.god.
2. L.A. ŠOFMAN: Teorija i rasčjoti procesov
holodnoj šampovki,
Moskva, 1964.god.
3. S.I. GUBKIN: Plastičeskaja deformacija
metallov I, II i III -
Moskva, 1961.god.
4. M.E. ZUBCOV: Listovaja šampovka,
Lenjingrad, 1967.god.
5. B. MUSAFIA: Obrada metala plastičnom
deformacijom,
Sarajevo, 1965.god.

M. Marković

RESUME:

In der durchgeführten theoretischen Analyse wurde der Einfluss der Materialverstärkung auf das Prozess der Tiefziehen der cylindrischen Stücke mit dem breiten Kranz studiert.

In Betracht nehmend einige Parametre, die den tatsächlichen Vorgang der Tiefziehen begleiten, doch von dem ganz theoretischen Standpunkt aus-sowie eine ganze Reihe der Voraussetzungen, welche in dem Artikel angeführt sind - wurde der Einfluss der Verstärkung über den Anschlaggrad /Grenze der Verformbeicheit/ der Tiefziehen dargestellt.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

V.Vujović^{x/}

MOGUĆNOST PRIMENE FINOG PROSECANJA U INDUSTRIJI^{xx/}

U v o d

Opšta je težnja u procesu dobivanja metalnih delova da se krajnji oblik sa dimenzijama u traženim tolerancijama i propisanim kvalitetom površine dobije uz što manju obradu, odnosno uz što nižu cenu koštanja. Kod izrade delova u većim serijama često najnižu cenu koštanja izrade daju postupci obrade bez skidanja strugotine. Tokom vremena ti postupci su veoma intenzivno usavršavani upravo u smeru dobivanja završnog oblika dela. Tako imamo prelazak od ljevanja u pesku na ljevanje u kokilama, ljevanje pod pritiskom. Slobodno kovanje zamenjuje kovanje u kalupima, snažno razvijanje postupaka završne obrade hladnim istiskivanjem i slično.

Proces finog prosecanja razvijen je i uveden u primenu zadnjih desetak godina kao sredstvo daljnjeg racionaliziranja proizvodnje u metalo-preradivačkoj industriji, posebno u industriji precizne mehanike. Odnosi se na delove koji su pre uvođenja ovog postupka dobivani putem klasičnog načina prosecanja uz dopunsku obradu površina reza radi dobivanja potrebne kvalitete površine i tolerancije. Međutim postoji i niz mogućnosti da se finim prosecanjem zamene veoma skupe obrade skidanja strugotine kao što su glodanje, brušenje, bušenje i razvrtnje.

Procesom finog prosecanja dobiva se kompletni rez u jednom hodu prese. Za ovaj postupak potrebne su prese specijalno građene i specijalni alati. Primena ovog postupka ima ekonomske opravdanosti samo u serijskoj proizvodnji.

Fino prosecanje uglavnom je razvijeno od strane švicarskih firmi, posebno firme "Feintool", koja organizaciono objedinjava proizvodnju presa, proizvodnju alata pa i proizvodnju delova.

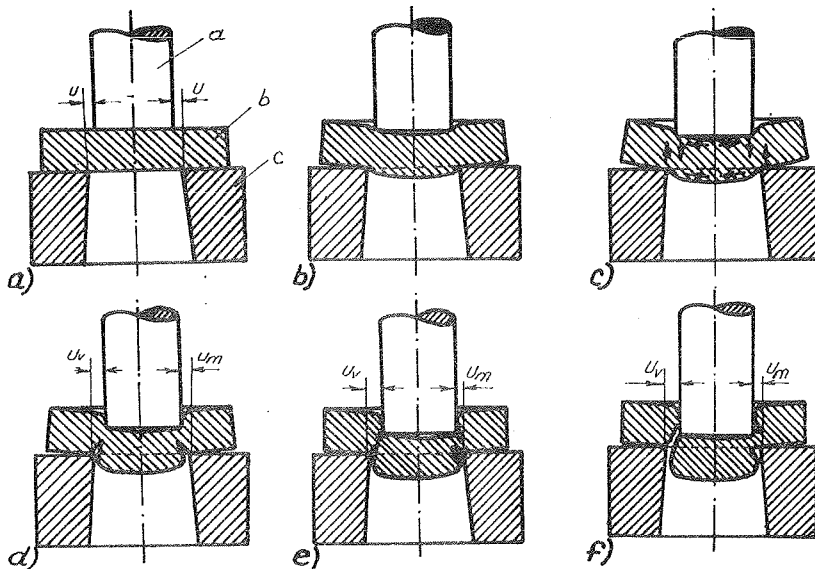
^{x/} Vlado Vujović, dipl.inž.strojarstva, saradnik Instituta za alatne strojeve Zagreb.

^{xx/} Saopštenje iz Instituta za alatne strojeve - Zagreb.

Institut za alatne strojeve - Zagreb u okviru obrade teme koju, delimično financira Fond za naučni rad Hrvatske proučava mogućnosti i opravdanosti uvođenja postupka finog prosecanja u neka Jugoslavenska poduzeća. U tom okviru zaključena je nabavka jedne prese za ovaj postupak sa određenim brojem alata u svrhu istraživanja. Ovo izlaganje čini prvu informaciju o našim saznanjima u vezi ove problematike. Očekujemo da ćemo u narednom periodu moći reći nešto još konkretnije i više u vezi ovog postupka.

2. Suština i karakteristike postupka finog prosecanja

Da bi se sagledala suština postupka finog prosecanja prikazuju se prvo glavne faze postupka običnog prosecanja. (Sl.1)



Slika 1 - postupak običnog prosecanja

Postupak prosecanja se prikazuje na primeru izrade okruglog komada čiji je promer višestruko veći od debljine.

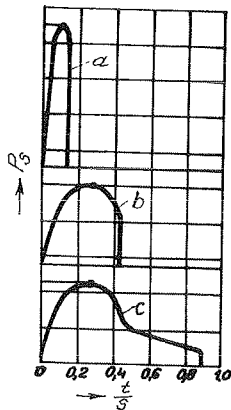
Prva faza postupka je postavljanje materijala na matricu i dovođenje žiga do materijala - polazni položaj. Promer žiga je manji od promera otvora matrice za dvostruku vrednost zračnosti - u . Produranjem žiga u lim najpre se materijal u zoni rezanja plastično deformira. Zona rezanja je prostor u materijalu sa obe

strane površine reza u kome za vreme postupka razdvajanja materijala nastaju trajne deformacije kristala. Zona rezanja obuhvata područje već pri prodiranju žiga do dubine 5 do 8% debljina lima koje se pri daljnjem postupku rezanja bitno ne povećava. Sila rezanja se prenosi preko prstenaste površine sa žiga i sa matrice na lim. Radi toga u svakoj ravnini okomitoj na površinu rezanja deluje spreg sila prikazan na slici 1b: lim se savije između žiga i matrice. Kao rezultat savijanja na površini ispod žiga formiraju se u materijalu pritiskujući naponi, a na površini sa strane matrice zatežući. Pri prodiranju žiga u materijal koji leži na matrici nastaje zakrivljenje (zaobljenje) ivice reza i to na strani žiga izvan rezne linije, a na strani matrice unutar rezne linije (slika 1c). Materijal potiskivan na tim zaobljenjima teče radialno prema van i ima za posledicu elastično nadizanje lima sa vanjske strane rezne linije. Ova elastična deformacija lima se završava pri prodiranju žiga do dubine 10 - 25% debljine materijala.

Pri daljem prodiranju žiga u materijal nastupaju u zoni rezanja pukotine počev od rezne ivice matrice (slika 1d). Obrazovanje pukotina je pospešeno naponima usled elastičnog savijanja lima. U zavisnosti od vrste materijala i veličine zazora idu ove pukotine brzo do rezne ivice žiga i vode skoro udarnom razdvajanju (veoma krhki materijali) ili formiranje pukotina sledi relativno polako, pri čemu i na reznoj ivici žiga nastaju pukotine (mekani žilavi materijali). Prema slici 1e kasnije se formiraju pukotine na strani žiga. Tok pukotine uglavnom zavisi od veličine reznog zazora. Pri većem reznom zazoru (u_v) pukotine koje polaze od ivice matrice i od ivice žiga se susreću i probijani deo materijala se odvađa od lima prije nego što žig stigne do ravnine reznih ivica matrice. Kod manjeg zazora (u_m) ove se pukotine razmičuju. Materijal koji se nađe između pukotina biva zgnječen i zatim nanovo rezan.

Ovu zadnju fazu postupka rezanja sadrži (slika 1f) kod velikog zazora (levo) odvajanje materijala je potpuno, žig potiskuje probijeni deo u matricu. Kod malog reznog zazora (desno) žig razdvaja materijal između pukotina; za potpuno odvajanje pločice od lima mora žig prodreti do ravnine matrice. Pri ovome je interesantan tok dijagrama koji daje zavisnost sile rezanja od hoda žiga za vreme procesa rezanja (slika 2). Najprije poč-

nje elastična deformacija kristala u zoni rezanja; sila rezanja raste proporcionalno putu. Pri prodoru žiga u materijal za 5 do 8% debljine materijala deformacija je karakterizirana time da naponi u zoni rezanja dostižu približno napon razvlačenja (tečenja) materijala. Ipak još nije dostignut maksimum sile rezanja, jer kod plastične deformacije raste otpor rezanja zbog hladnog očvršćavanja.



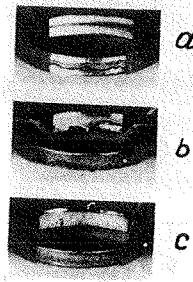
Slika 2. Dijagram zavisnosti sile rezanja put žiga, P_s - sila rezanja, t - dubina prodiranja žiga, s - debljina lima.

- za materijale sa malom deformabilnošću,
- za materijale sa velikom deformabilnošću uz veliki rezni zazor,
- za materijale sa velikom deformabilnošću uz mali rezni zazor.

Nakon dostizanja maksimuma sile rezanja opada sa hodom žiga. Krivulja a pokazuje tok sile rezanja pri prosecanju za tvrdi materijal. Nakon dostizanja maksimuma sila rezanja naglo pada do nule. Krivulja b je za žilave materijale manje čvrstoće pri velikom zazoru i na koncu krivulja c je za isti materijal kao i kod krivulje b ali pri malom zazoru.

Iz razmatranja mehanizma prosecanja (probijanja) vidljivo je da bez obzira kako birali rezni zazor (kreće se u proseku 7% debljine materijala), nastupaju određene nepravilnosti na reznoj površini (slika 3).

Slika 3. Kvalitet rezne površine. Materijal debljine 4 mm i jačine 40 kp/mm². Vučen. Gornji deo slike prikazuje unutrašnji rez, a donji vanjski rez.

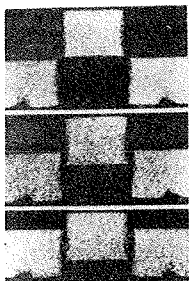


- rezni zazor λ cca 0,04 mm (1%)
- rezni zazor λ cca 0,26 mm (6,5%)
- rezni zazor λ cca 0,44 mm (11%)

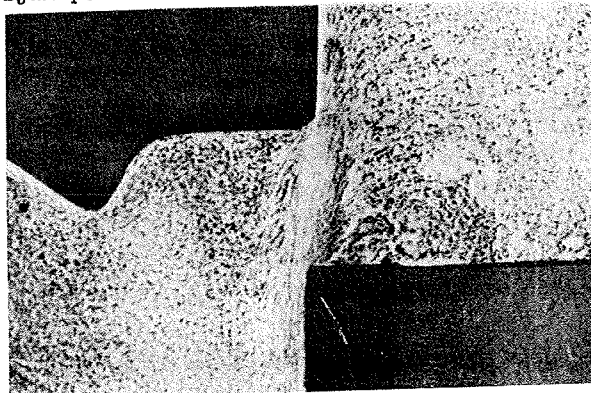
Te nepravilnosti narušavaju finoću rezne površine i onemogućavaju postizanje užih tolerancija od kvalitete IT 9 (izuzetno IT 8). Za dobivanje kvalitetnije površine i užih tolerancija nužno je uvođenje dopunskih operacija obrade ili uopšte primjeniti drugu tehnologiju dobivanja dela. Vidljivo je također da su ovde u procesu rezanja učestvovala samo dva elementa alata - matrica i žig, od kojih je jedan pokretan.

Postupak finog prosecanja. Za razliku od običnog prosecanja alat sadrži četiri bitna funkcionalna elementa koji imaju relativno kretanje ostvarivano pod dejstvom tri međusobno nezavisne sile. Time se materijal dovodi u napregnuto stanje, ali takvo koje onemogućava formiranje pukotina, već u procesu rezanja osigurava tečenje kristala (slika 4). Naravno proces finog prosecanja moguće je primeniti na materijale koji poseduju potrebna deformaciona svojstva.

- Slika 4. Prikaz toka kristala kod procesa finog prosecanja
- a) razdvajanje materijala teče tokom čitave debljine bez pukotina,
 - b) detaljan prikaz toka kristala

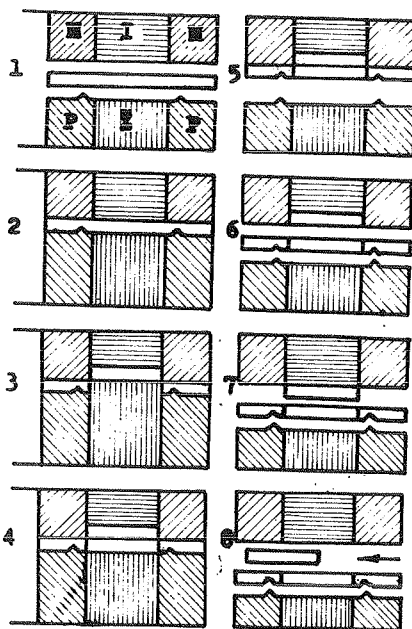


a)



b)

Glavne faze procesa finog prosecanja prikazuju se na slici 5. Ovdje je izdvojeno osam najbitnijih faza iz kontinuiranog procesa kretanja komponenata alata.



Slika 5. Šema procesa finog štencanja prikazanog u osam karakterističnih faza:

I - Izbacivač

M - Matrica

P - Prsten

Ž - Žig

1 - Polazni položaj

2 - Stezanje materijala i utiskivanje kanala

3 - Isecanje izradvine i vraćanje izbacivača

4 - Vraćanje žiga

5 - Oslobađanje donje strane materijala

6 - Odvajanje materijala od matrice

7 - Izbacivanje izradvine iz matrice

8 - ispuhavanje izradvine iz alata

Prva faza. Traka materijala nalazi se između gornjih i donjih elemenata alata. Gornji elementi alata su: matrica i izbacivač, a donji elementi žig i pritisni prsten. U prvoj fazi traka je sa svih strana slobodna.

Druga faza. Žig i pritisni prsten su u gornjem položaju. U traku su utisnuti izdanci pritiskog prstena za ograničenje tečenja materijala. Traka je pritisnuta između donjih i gornjih elemenata alata. Kretanje su obavili donji elementi alata. Pri ovome nije došlo do relativnog pomeranja ovih elemenata te žig ne prodi u materijal već se samo utiskuje pomoćni kanal u traku putem pritiskog prstena.

Treća faza. Pokretanje žiga sa izbacivačem prema gore i obavljanje operacije finog prosecanja. Pri ovome se žig pokreće pod dejstvom mehanizma prese - pokretanjem donjeg dela, izbacivač se pokreće pod istim dejstvom ali uz kontra pritisak tečnosti, radi održavanja određenih napona u materijalu.

Četvrta faza. Vraćanje žiga iz trake. Žig se vraća samo do izravnjanja sa pritisnim prstenom. Pritisni komad i izbacivač ostaju u gornjem položaju.

Peta faza. Odvajanje žiga sa pritisnim prstenom od trake. U ovoj fazi pomeranjem donjih elemenata alata nastupa oslobađanje trake sa donje strane.

Šesta faza. Odvajanje trake od gornjih elemenata alata. Ovo potpuno odvajanje trake od reznih elemenata alata vrši se pod dejstvom mehanizma za vođenje trake.

Sedma faza. Pomoću izbacivača izbacuje se izradovina iz matrice. Izbacivač se pod dejstvom pritiska tečnosti pokreće u svoj početni položaj i time izbacuje izradevinu.

Osma faza. Ispuhavanje izradovine iz alata. Sinhronizirano sa kretanjem izbacivača stavlja se u dejstvo mlaznica zraka čiji mlaz djeluje između trake i gornjih elemenata alata i time komad biva zahvaćen snažnom strujom zraka i izbačen van.

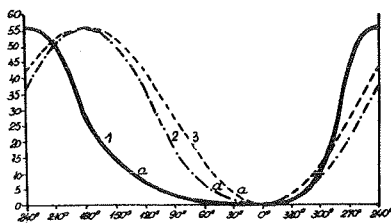
Na taj način uzajamnim djelovanjem alata i prese sprečava se pojava zatežućih napona koji u određenoj fazi procesa izazivaju pukotine, sprečava se pojava radijalnog deformiranja i izazivanje zakrivljenja lima i osigurava se kontinuirano tečenje

kristala metala.

Za ostvarenje postupka finog prosecanja nužni su: specijalni alat, posebno građena presa i odgovarajući materijal.

Specijalni alat. Osnovne karakteristike alata su da je rezni zazor između matrice i žiga sveden na najmanju moguću meru - najviše 0,02 mm, dok je taj zazor kod običnih alata u proseku 7% debljine lima, da poseduje pritisni prsten sa izdankom za utiskivanje specijalnog kanala oko rezne konture nužnog za ostvarivanje procesa finog prosecanja i da poseduje izbacivač tako podešen da može primiti određena opterećenja nužna za ostvarenje prednapona u traci.

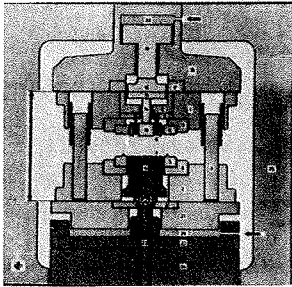
Specijalna presa trostrukog dejstva. Presa mora osigurati potrebnu silu na elementima alata i odgovarajuća kretanja. Za vrijeme procesa rezanja kod finog prosecanja brzina treba biti što manja 10 do max 15 mm/sec, a radi produktivnosti rada treba biti određeni broj hodova u jedinici vremena. Ovo se osigurava posebnim karakteristikama kinematike prese za fino prosecanje (slika 6) pri čemu se uz određenu ugaonu brzinu krivaje dobiva minimalna brzina u procesu rezanja u odnosu na druge prese. Ukupna potrebna sila kod finog prosecanja je veća za 60 do 80% nego kod običnog prosecanja. Presa za fino štancanje je višestruko skuplja od obične prese iste jačine.



Slika 6. Kinematske karakteristike tri različito građene prese:
1. Presa za fino prosecanje
2. Obična kolenasta presa
3. Ekscentar presa;
a) položaji istog obrtnog momenta.

Na slici 7 šematski se pokazuje vertikalni presjek alata i prese iz kog je vidljiv princip djelovanja. Gornji deo alata je fiksiran za nepokretni deo prese i elementi alata sa kosturom prese osenčeni su na jedan način.

Slika 7. Vertikalni presek alata i elemenata prese.



Pokretni deo prese i žig koji je za njega pričvršćen predstavlja drugu grupu elemenata koji se skupa pokreću pa su na odgovarajući način šrafirani. Treću grupu elemenata alata čini izbacivač sa pripadajućim delovima koji su posebno označeni. Posebno su naznačene komore sa tečnostima za po-

kretnanje donjeg dela alata, odnosno izbacivača sa pripadajućim elementima.

Za odvijanje postupka finog prosecanja nužno mora materijal udovoljavati određene zahtjeve. Općenito se može reći da svi materijali koji su pogodni za hladnu preradu pogodni su i za fino prosecanje. Dakle, materijali koji poseduju sposobnost tečenja pogodni su za ovaj postupak. Veoma dobro se mogu obradivati čelici C10, C15 i C22 iz simens martin peći u mekanom ili polutvrdom stanju. Zatim St. 37,11. Nadalje se mogu dobro obradivati čelici C_k 35, C_k 45 i C_k 60 u napuštenom stanju. Sve vrste mesinga Ms 63 se dobro preraduju. Ostali obojeni i laki metali koji poseduju svojstva tečljivosti također se dobro obraduju.

Na temelju izloženih uvjeta finim prosecanjem se može postići:

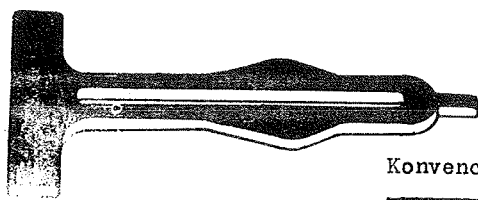
- finoća površine $R_a = 0,45 \mu m$, dok je finoća honovanja 0,4, čeonog brušenja 0,4 itd.
- prosecanje kompletnog oblika dela u jednom hodu prese.
- tačnost izrade u tolerancijama redovito kvalitete IT 7, a izuzetno i IT 6.
- promjer prosječenog otvora može redovito biti do 2/3 debljine lima, izuzetno i do 1/2 debljine lima
- debljina stena između prorezanih elemenata može biti manja nego kod klasičnog prorezivanja
- istovremeno sa procesom prosecanja mogu se obaviti i neke operacije manjeg savijanja i utiskivanja
- u procesu finog prosecanja sprečavaju se neželjene deformacije izradevine (vitoperenje i sl.) pa nisu potrebne naknadne dorade.

3. Mogućnost primene finog prosecanja

Područje primene finog prosecanja kao tehnološke metode u izradi metalnih delova rezultira iz karakteristike tog procesa. Dakle delovi koji se izrađuju u većim količinama (iznad 10000 komada), imaju složenu konturu sa zahtevom fine površine i uskih tolerancija, a izrađuju se iz plosnog materijala čija debljina ne prelazi 10 do 12 mm, mogu se veoma racionalno oblikovati metodom finog prosecanja. Pri tom materijal mora imati povoljne karakteristike za oblikovanje plastičnom deformacijom. Područja industrijske proizvodnje gdje se najčešće susreću delovi sa takvim zahtevima su: Industrija računskih i pisaćih strojeva, fotoaparata, šivaćih strojeva, elektroaparata, satova, dakle područje precizne mehanike u prvom redu. Zatim dolaze druga područja industrije: motora, automobila i sl.

Uvođenje metode finog prosecanja u industrijsku praksu znači u prvom redu racionaliziranje proizvodnje - znatno smanjenje troškova u odnosu na konvencionalne metode izrade. Bitna karakteristika metode finog prosecanja je dobivanje gotovog oblika i kvalitete površine izradevine u samo jednom hodu. Time se postiže znatno smanjenje broja operacija izrade.

U narednom izlaganju daje se nekoliko karakterističnih primera prelaska od konvencionalnog načina izrade na metodu finog prosecanja. Pri tome se daje oblik dela, karakteristike materijala, operacije po jednom i drugom načinu izrade.



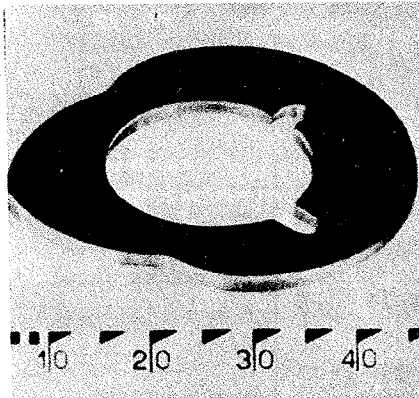
Slika 8 - Kulisa

Materijal: C10. Tolerancije:

spoljni oblik $\pm 0,05$ mm.

Deblj. materijala: 2,5 mm

Operacije izrade	
Konvencionalni način	Primenom finog prosecanja
1. Isecanje konture	1. Fino prosecanje
2. Kalibriranje povr.	2. Brušenje radi skidanja srha
3. Probijanje proreza	
4. Kalibriranje pror.	
5. Utiskivanje oznake	Indeks koštanja:
6. Kalibriranje oblika	8,5%
7. Ravnanje	Ušteda: 91,5%
8. Kalibriranje oblika	
Indeks koštanja: 100	



Slika 9. Krivulja

Materijal: C10

Tolerancije: vanjski

oblik 0,05 mm,

otvor HB

Deblj.materijala: 4,5 mm

Operacije izrade

prije	finim proseca- njem
-------	------------------------

- | | |
|---------------------------|------------------------|
| 1.Probijanje,
isecanje | 1.Fino proseca-
nje |
| 2.Skidanje srha | 2.Brušenje srha |
| 3.Repasiranje
površine | Indeks koštanja: |
| 4.Skidanje
ivice | 68% |
| 5.Ravnanje | Ušteda: 32% |

Indeks koštanja:

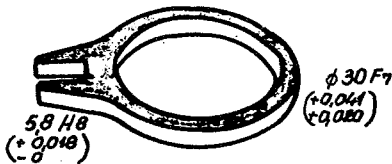
100

Slika 10.Prsten kočnice.

Materijal: C 10

Operacije izrade

Konvencion.način	Finim proseca- njem
------------------	------------------------



- | | |
|----------------------------|------------------------|
| 1.Prosecanje | 1.Fino proseca-
nje |
| 2.Probijanje | 2.Uklanjanje srha |
| 3.Ravnanje | Indeks koštanja: |
| 4.Naknadno pro-
secanje | 9% |
| 5.Naknadno rav-
nanje | Ušteda: 91% |
| 6.Tokarenje | |
| 7.Uklanjanje
srha | |

8.Glodanje

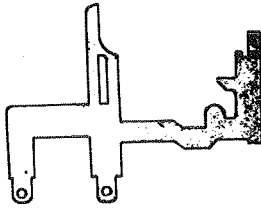
Indeks koštanja:

16-11

100

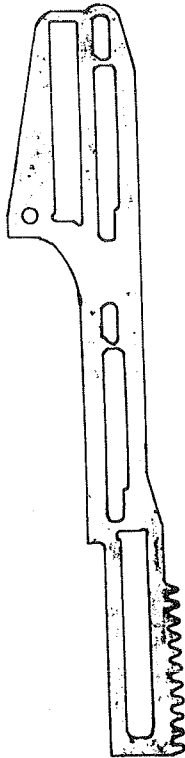
Slika 11. Poluga tastera račun-
ske mašine.

Materijal: Čelik deblj.
1 mm



Operacije izrade

Konvencion.način	Primenom finog prosecanja
1. Prosecanje	1. Fino prosecati
2. Uklanjanje srha	komplet.oblik
3. Ravnanje	2. Brusiti (ravno)
4. Probijanje	Indeks koštanja:
5. Vodicu bru- siti odozgo i odozdo	21,7 %
6. Ravno brusiti	Ušteta: 78,3%
Indeks koštanja:	
100	



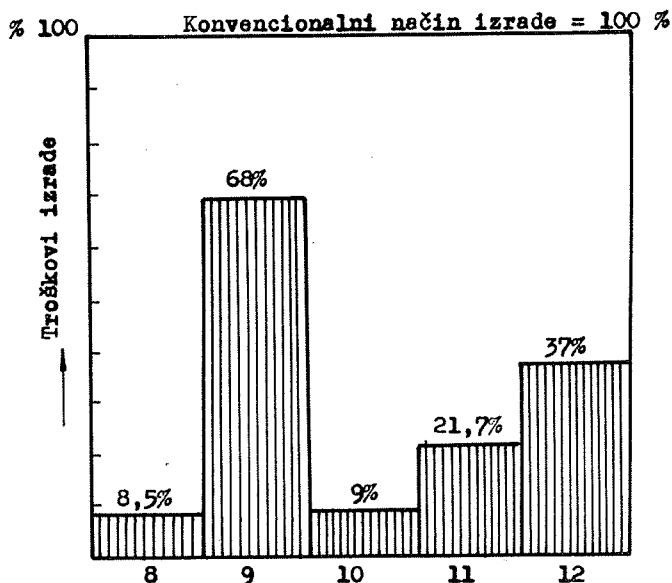
Slika 12. Zupčasta poluga račun-
skog stroja

Materijal: čelik C_k 35
debljina: 0,8 mm

Operacije izrade

Konvencion.način	primenom finog prosecanja
1. Prosecanje	1. Fino prosecati
2. Uklanjanje srha	komplet.oblik
3. Probijanje	2. Obostrano bru- šenje radi
4. Probijanje	uklona srha
5. Brušenje s obe strane	Indeks koštanja:
6. Prereze kali- brirati	37%
Indeks koštanja:	Ušteta: 63 %
100	

U navedenim primerima dat je i podatak o uštedama koje se postižu smanjenjem operacija i vremena izrade. Podaci iz ušteta iz ovih primera sređeni su u grafičkom prikazu na slici 13.



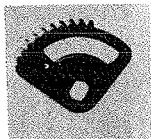
Slika 13. Prikaz troškova izrade za djelove sa slike 8, 9, 10, 11 i 12 finim prosecanjem.

Napred prikazane uštede odnose se na sam proces izrade delova. Kompletna slika o efektima uvođenja metode finog prosecanja dobiva se ako se uzmu u obzir troškovi alata kao i troškovi nabavke specijalne prese.

Troškovi alata za fino prosecanje mogli bi se očekivati znatno viši od troškova konvencionalnog alata, obzirom na znatno povišene zahteve u tačnosti i veću složenost. To bi i bio slučaj ako bi se uspoređivali alati za jednu te istu operaciju. Međutim jedna od karakteristika metode finog prosecanja je dobivanje kompletnog oblika dela u jednom alatu i u jednom hodu. Prema tome jedan alat za fino prosecanje zamenjuje nekoliko alata za konvencionalno prosecanje. Zbog toga je F-alat (alat za fino štancanje) jeftiniji od skupa K-alata (konvencionalnih)

za izradu dotične pozreije. Za ilustraciju ove tvrdnje navodimo primer iz naše prakse:

Slika 14. Poz.05/G 515 - segment bri-
sača kontrolnika za račun-
ski stroj



Operacije izrade	
Konvencionalni način	Primena finog pro- secanja
1.Prosecati oblik i ozubljenje (grubo)	1.Fino prosecati komplet.oblik
2.Prosecati otvor i prorez	2.Brusiti radi skidanja srha
3.Strugati zube	3.Cementirati
4.Skidati ivice ovalne rupe	Indeks koštanja:
5.Četkati zube	26,3%
6.Bušiti rupu Ø 1,5 mm	Ušteda: 73,7%
7.Skidati ivice rupe Ø 1,5 mm	
8.Cementirati	
Indeks koštanja:100	

Alati za konvencionalni način rada nabavljeni su od domaće firme "Jugoalat" - Novi Sad za operacije 1, 2 i 3 u toku 1965 i 1966 g. Za dobivanje kompletnog oblika po metodi finog prosecanja zaključen je ugovor o dobavi sa švicarskom firmom "Feintool". Odnos cena tih alata je sledeći:

Alat za operaciju br.	Cena alata od firme "Jugoalat"	Cena od firme "Feintool"	Ušteda	sniženja
1.	18.568			
2.	9.395	17.960		
3.	14.278			
UKUPNO:	42.241	17.960	24.281	57,5

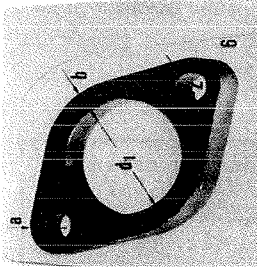
Dakle u nabavci alata se postiže ušteda od 57,5 % s tim da novi alat radi jednu operaciju više nego ranija tri alata. Troškovi nabavke preše su visoki. U narednom tabelarnom pregledu daju se cene iz 1967 godine za nekoliko tipova presa za fino prosecanje proizvodnje švicarske firme "FEINTOOL"AG LYSS.

Red. br.	Tip prese za fino prosecanje	Odgovara jačini konvencionalne prese /MP/	Cena sa carinom 31% /N.D./
1	GKP-F 25/40	25	411.000
2	GKP-F 50/80	50	595.000
3	GKP-F 100/160	100	721.000
4	GKP-F 150/250	150	1,150.000

Iz tabele je vidljivo da su prese za fino prosecanje višestruko skuplje od odgovarajućih konvencionalnih presa. To ujedno pokazuje da kapaciteti ovih presa moraju biti što bolje korišteni (najmanje dvosmanskim radom). Dvosmanskim radom može se na ovim presama ostvariti između 2,5 i 3 miliona operacija godišnje. Uzimajući ovo u obzir i višegodišnju amortizaciju ipak je relativno malo opterećenje troškovima jedne operacije. Iz izloženog je jasno da uvođenje nove metode finog prosecanja traži obavezno iscrpnu tehničku i ekonomsku analizu. Tek analiza može dati odgovor o svrsishodnosti primene ove metode u datim uvjetima.

U cilju sagledanja različitih mogućnosti primene metode finog prosecanja u prilogu ovog referata pokazuje se još nekoliko karakterističnih primera.

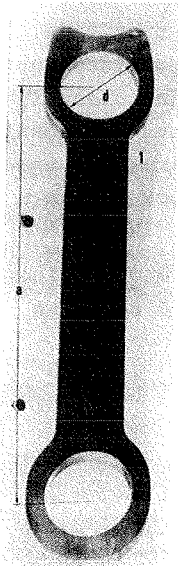
Slika 15. Prirubnica od automobila.
 Materijal: C15, 38-45
 kp/mm²,
 Deblj. 10 mm, $d_1 = 33 \pm 0,25$
 $d_2 = 8,5 \pm 0,1$, $a = 4 \pm 2$ mm,
 $b = 6,3$ mm.



Operacije izrade	
Konvencion.način	Sa finim preseca- njem

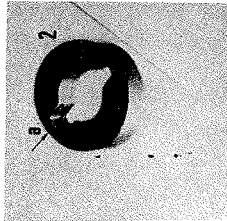
- | | |
|---|---|
| 1. Rezati vanjski oblik i probiti centralni otvor na manji promer iz materij. 11mm | 1. Fino preseca-
nje komplet.
oblika na
konačne mere |
| 2. Glodanjem obraditi centralni otvor na meru i smanjiti deblj. na meru (time se uklanjaju oštre ivice) | 2. Uklanjanje srha |
| 3. Male otvore bušiti u napravi | |
| 4. Uklanjanje srha | |

Slika 16. Poluga tekstilne mašine.
 Materijal: SM čelik 42-50
 kp/mm²
 Deblj. 6,8 mm, $a = 190 \pm 0,05$
 $d = 34,3 \pm 0,062$



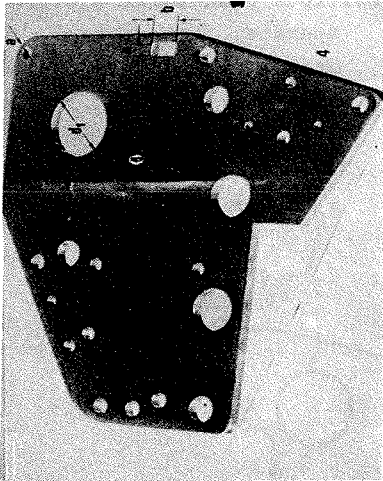
- | Operacije izrade | |
|----------------------------------|----------------------------|
| Prije | Sa finim preseca-
njem |
| 1. Odsecanje | 1. Fino presecanje |
| 2. Toplo kovanje | 2. |
| 3. Skidanje srha | 3. Ravno brušenje |
| 4. Ravno brušenje | 4. Bušenje i skidanje srha |
| 5. | 5. Kontrola |
| 6. Bušenje | |
| 7. Glodanje i sli-
danje srha | |
| 8. Brušenje oblika | |
| 9. Brušenje oblika | |
| 10. Bušenje i ski-
danje srha | |
| 11. Kontrola | |

Slika 17. Deo menjača automobila.
Materijal: C 15,
Debljina 9 mm, a= 4 mm



Operacije izrade	
Prije	Finim prosecanjem
1. Tokarenje na automatu	1. Fino prosecanje
1.1 Dovođenje graničnika	2. Odstranjenje srha
1.2 Poravnavanje	
1.3 Centriranje	
1.4 Bušenje	
1.5 Tokarenje izvana i iznutra	
1.6 Prikhvatanje i otsecanje	
2. Obrada šlica	
3. Obrada nule	
4. Odstranjenje srha	

Slika 18. Ploča mjenjača.
Materijal: AL MG 3 F 32
Debljina: 5 mm,
 $d_1 = 25^{+0,021}_{-0,063}$, $a = 5 + 0,02$
 $b = 10 + 0,02$.



Operacije izrade	
Prije	Finim prosecanjem
1. Isecanje vanjskog oblika duguljasti otvor i velike otvore probijati	1. Fino prosecanje
2. Unutrašnji oblik pročistiti	2. Uklanjanje srha
3. Otvore malog promera bušiti u napravi	
4. Razvrtanje	
5. Uklanjanje srha	

Slika 19. Stjena časovnika.

Materijal: Ms 63 F 45

Debljina: 1 mm

$d = 0,65 \pm 0,01$



Slika 20. Ploča prenosnika elektro-
aparata.

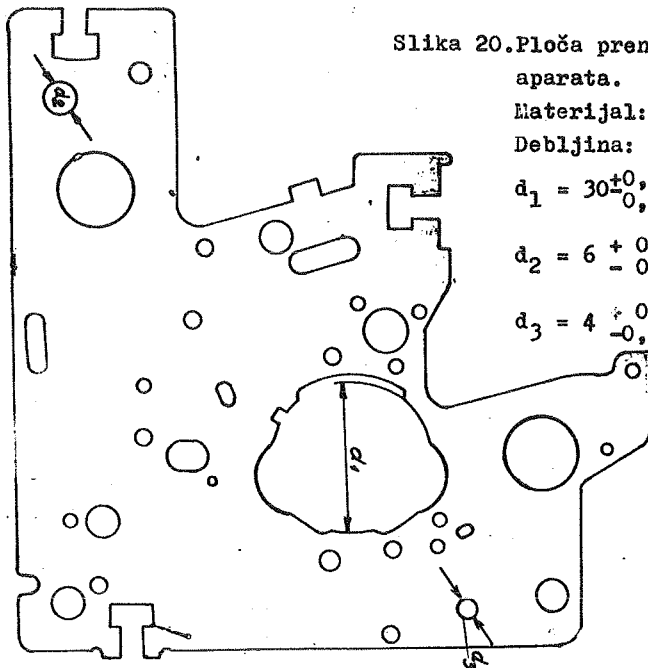
Materijal: Mn St.2K40

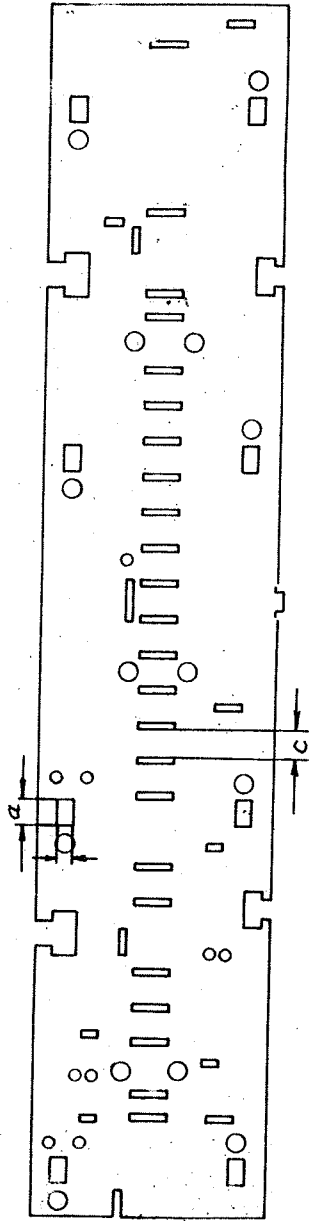
Debljina: 2 mm

$d_1 = 30 \pm \begin{matrix} 0,053 \\ 0,010 \end{matrix}$

$d_2 = 6 \pm \begin{matrix} 0,028 \\ 0,010 \end{matrix}$

$d_3 = 4 \pm \begin{matrix} 0,028 \\ 0,010 \end{matrix}$





Slika 21. Ležišni lim elektro-
uredaja.

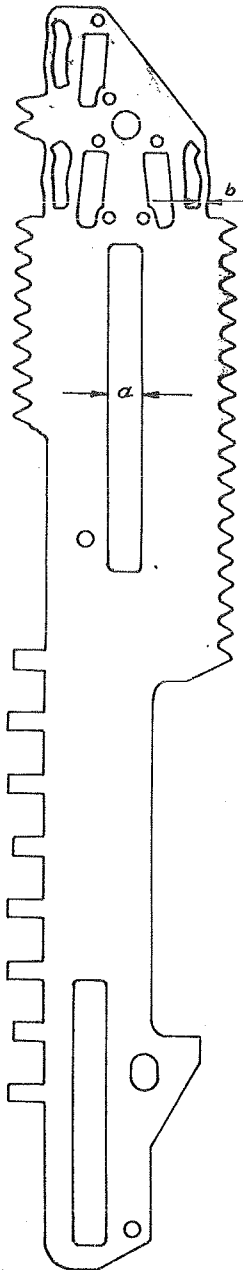
Materijal: St. 2 H40

Debljina: 1 mm

$$a = 5^{+0,028}_{-0,010}$$

$$b = 3^{+0,021}_{+0,007}$$

$$c = \pm 0,03$$



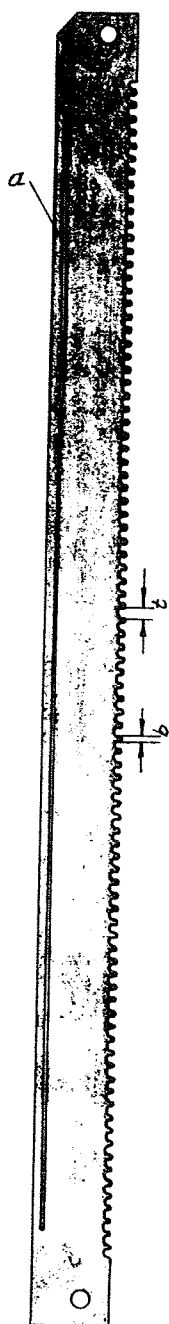
Slika 22. Deo pisaće mašine.

Materijal: C 15

Debljina: 2 mm

$a = 6^{+0,040}_{-0,010}$ mm

$b = 1$ mm



Slika 23. Deo pisače mašine.

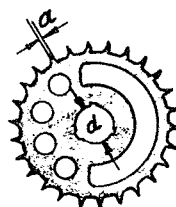
Materijal: C 15

Debljina: 2,5 mm

a - utisnuće radi tačnosti ozubljenja

b = 1,25 mm

t = 2,6 mm



Slika 24. Točak za uključivanje na elektroaparatu.

Materijal: C45 48-55
kp/mm²

Debljina: 1,2 mm

a = 0,3 mm

d = 7 + 0,022 mm

LITERATURA

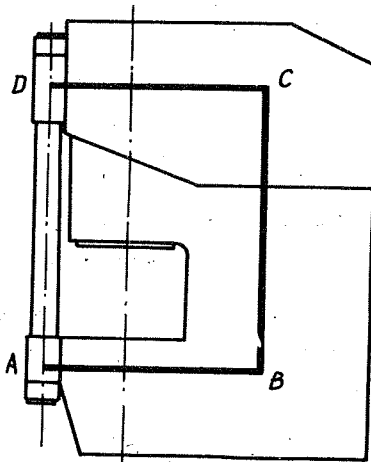
1. A. Guidi, Nachschneiden und Feinschneiden
Carl HANSER VERLAG - MÜNCHEN 1965
2. Dr. Dinko Musafija, obrada metala plastičnom deformacijom
I Dio Sarajevo 1965.
3. "Werkstatt und Betrieb" 1961 Heft 11
1962 Heft 9, 1963 Heft 9.
4. Technische Rundschau Nr. 14/1964
5. Informacije firme "FEINTOOL" br. 2 do 7.

IV SAVETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

P. Popović x/

PREDNAPREGNUTI VIJCI MEHANIČKIH PRESA OTVORENE
KONSTRUKCIJE I NJIHOV PRORAČUN xx

Na mehaničkim presama otvorene konstrukcije, čija su tela u vidu potkovice, smanjuju se elastične deformacije - otvaranja - tela time, što se sa prednje strane radnog prostora prese ugrade prednapregnuti vijci (vidi sliku 1), Ovi vijci mogu biti goli ili smešteni u cevima. U radu "Prilog izračunavanju sile prednaprezanja vijaka presa otvorene konstrukcije" [1] tretiran je problem proračuna golih vijaka, a u ovom radu tretiran je problem prednapregnutih vijaka u cevima.

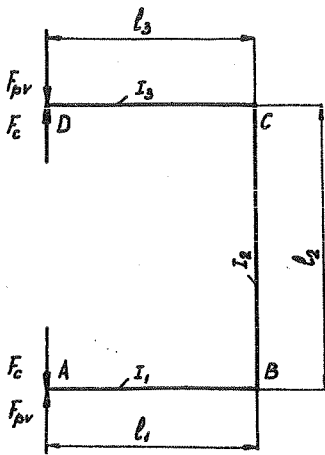


Slika 1

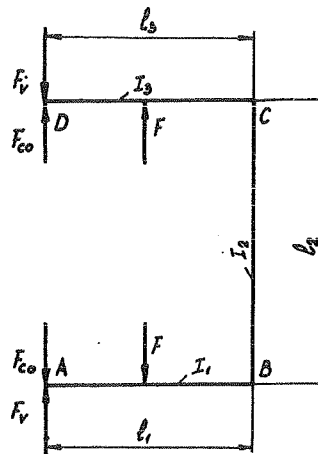
Telo prese prikazano na slici 1 svodi se na otvoreni okvir ABCD. Dok je presa neopterećena, ovaj okvir napadaju dve sile: sila prednaprezanja svih vijaka (F_{pv}) i sila od pritisnutih cevi (F_c) (vidi sliku 2), a pri dejstvu prese, tj. pri dejstvu njene nominalne sile F , sem nje, napadaju ga još: maksimalna sila kojoj su izloženi svi vijci prese (F_v) i neka sila u cevi (F_{co}) (vidi sliku 3).

x/ Predrag V. Popović, dipl. maš. ing., docent Tehničkog fakulteta Univerziteta u Nišu

xx/ Saopštenje sa Tehničkog fakulteta Univerziteta u Nišu.



Slika 2



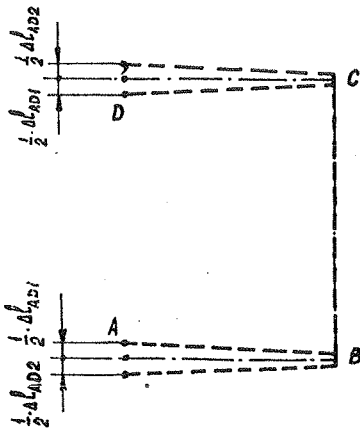
Slika 3

Proračun prednapregnutih vijaka u cevima

Pri rešavanju ovog problema pošlo se od sledećih postavki

- 1) Da je po alat najpovoljnije da ugib tela prese u tačkama A i D pre opterećenja, tj. pre dejstva aktivne sile F , izazvanog silom prednaprezanja vijaka Δl_{AD1} bude po veličini jednak ugibu posle dejstva nominalne sile Δl_{AD2} , odnosno da je (vidi sliku 4):

$$\Delta l_{AD1} + \Delta l_{AD2} = 0 \quad \dots(1)$$



Slika 4

Na ovaj način krakovi tela prese osciliraju oko neutralnog položaja, kao što se to vidi na slici 4, pa će i promena zazora u alatu za vreme vršenja tehnološke operacije biti najmanja.

- 2) Da je dužina cevi u neopterećenom stanju l_{co} veća od rastojanja tačkaka AD na telu prese, tj., da je:

$$l_{co} > l_{AD} \quad \dots(2)$$

i da je ta dužina tolika da pri uglavljivanju cevi u telo dodje usled njenog skraćenja, do st-

varanja tolike sile F_{co} koja će deformisati telo tako da se rastojanje njegovih tačaka A i D poveća za Δl_{AD2} , odnosno Δl_{AD1} .

- 3) Radi uprošćenja proračuna i lakše analize u ovom delu proračuna predpostavilo se da je: $l_1 = l_2 = l_3 = l$ i $I_1 = I_2 = I_3 = I$.

Pomeranje tačaka A i D tela prese iz neutralnog položaja pod dejstvom sile prednapreznja vijaka je:

$$\Delta l_{AD1} = 2 \cdot \alpha_{BC}^{F_{pv}} \cdot l + 2 \cdot f^{F_{pv}} + \Delta l_{BC}^{F_{pv}} - 2 \cdot \alpha_{BC}^{F_c} \cdot l - 2 \cdot f^{F_c} - \Delta l_{BC}^{F_c} \quad \dots(3)$$

gde su: $\alpha_{BC}^{F_{pv}} \cdot l / \alpha_{BC}^{F_c} \cdot l$ - pomeranje tačke A, odnosno D, zbog elastične deformacije dela tela BC usled dejstva sile F_{pv}/F_c ,
 $f^{F_{pv}} / f^{F_c}$ - pomeranje tačke A, odnosno D, zbog elastične deformacije konzole AB, odnosno CD, usled dejstva sile F_{pv}/F_c i
 $\Delta l_{BC}^{F_{pv}} / \Delta l_{BC}^{F_c}$ - izduženje (skraćenje) dela tela BC usled dejstva sile F_{pv}/F_c ,

odnosno:

$$\Delta l_{AD1} = 2 \cdot \frac{M_1 \cdot l}{2 \cdot E \cdot I} \cdot l + 2 \cdot \frac{F_{pv} \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} + \frac{F_{pv} \cdot l}{E \cdot A_{BC}} - 2 \cdot \frac{M_2 \cdot l}{2 \cdot E \cdot I} \cdot l - 2 \cdot \frac{F_c \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} - \frac{F_c \cdot l}{E \cdot A_{BC}} \quad \dots(4)$$

gde su: A_{BC} - površina poprečnog preseka dela tela prese BC,

$$M_1 = F_{pv} \cdot l, \quad i \quad M_2 = F_c \cdot l.$$

Ako se stavi da je:

$$\frac{5 \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} + \frac{l}{E \cdot A_{BC}} = C_1 \quad \dots(5)$$

posle ubacivanja vrednosti za M_1 i M_2 u izraz (4), i njegovog sredjivanja dobija se:

$$\Delta l_{AD1} = C_1 \cdot (F_{pv} - F_c) \quad \dots(6)$$

omeranje saka A i D tela u odnosu na neutralan položaj pod dejstvom nominalne sile prese je:

$$\begin{aligned} \Delta l_{AD2} &= 2 \cdot \alpha_{BC}^{F_v} \cdot l + 2 \cdot f^{F_v} + \Delta l_{BC}^{F_v} - \\ &- 2 \cdot \alpha_{BC}^F \cdot l - 2 \cdot f^F - \Delta l_{BC}^F - \\ &- 2 \cdot \alpha_{BC}^{F_{co}} \cdot l - 2 \cdot f^{F_{co}} - \Delta l_{BC}^{F_{co}} \quad \dots(7) \end{aligned}$$

odnosno:

$$\begin{aligned} \Delta l_{AD2} &= 2 \cdot \frac{M_3 \cdot l}{2 \cdot E \cdot I} \cdot l + 2 \cdot \frac{F_v \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} + \frac{F_v \cdot l}{E \cdot A_{BC}} - \\ &- 2 \cdot \frac{M_4 \cdot l}{2 \cdot E \cdot I} \cdot l - 2 \cdot \frac{5 \cdot F \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot I} - \frac{F \cdot l}{E \cdot A_{BC}} - \\ &- 2 \cdot \frac{M_5 \cdot l}{2 \cdot E \cdot I} \cdot l - 2 \cdot \frac{F_{co} \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} - \frac{F_{co} \cdot l}{E \cdot A_{BC}} \quad \dots(8) \end{aligned}$$

gde su: $M_3 = F_v \cdot l$, $M_4 = F \cdot \frac{l}{2}$ i $M_5 = F_{co} \cdot l$.

Posle ubacivanja vrednosti za M_3 , M_4 i M_5 u izraz (8), njegovog sredjivanja i stavljanja da je:

$$\frac{29 \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot I} + \frac{l}{E \cdot A_{BC}} = C_2 \quad \dots(9)$$

dobija se:

$$\Delta l_{AD2} = C_1 \cdot (F_v - F_{co}) - C_2 \cdot F \quad \dots(10)$$

Ubacivanjem vrednosti za Δl_{AD1} iz jednačine (6) i vrednosti Δl_{AD2} iz izraza (10) u jednačinu (1) dobija se:

$$C_1 \cdot (F_{pv} - F_c) + C_1 \cdot (F_v - F_{co}) - C_2 \cdot F = 0 \quad \dots(11)$$

bi se rešila ova jednačina, odnosno našla zavisnost sile pred-

naprežanja vijaka F_{pv} u funkciji aktivne sile F , treba izraziti sile F_c , F_{co} , i F_v u funkciji sile F_{pv} .

Kada je vijak prednapregnut i telo prese neopterećeno sila u cevi je:

$$F_c = F_{co} + 2 \cdot \frac{E_c \cdot A_c}{l_{co}} \cdot \Delta l_{ADL} \quad \dots(12)$$

gde su: E_c - modul elastičnosti materijala od koga je izradjena cev,

A_c - površina poprečnog preseka cevi,

l_{co} - dužina neopterećene cevi i

F_{co} - sila u cevi stvorena njenom ugradnjom u telo.

Na osnovu postavke iznete u tački 2, analogno jednačini (6) može se napisati da je:

$$\Delta l_{ADL} = C_1 \cdot F_{co} \quad \dots(13)$$

pa zamenom vrednosti za Δl_{ADL} iz jednačine (13) u jednačinu (12), uz uvođenje konstante:

$$C_3 = C_1 \cdot \frac{E_c \cdot A_c}{l_{co}} \quad \dots(14)$$

dobija se:

$$F_c = (1 + 2 \cdot C_3) \cdot F_{co} \quad \dots(15)$$

Uvrstivši vrednosti za Δl_{ADL} i F_c iz jednačina (13) i (15) u jednačinu (6) dobija se:

$$C_1 \cdot F_{co} = C_1 \cdot F_{pv} - C_1 \cdot (1 + 2 \cdot C_3) \cdot F_{co}$$

odnosno:

$$F_{co} = \frac{1}{2} \cdot \frac{F_{pv}}{1 + C_3} \quad \dots(16)$$

Zamenom pak vrednosti za F_{co} iz izraza (16) u jednačinu (15) dobija se:

$$F_c = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 + 2 \cdot C_3}{1 + C_3} \cdot F_{pv} \quad \dots(17)$$

Maksimalna sila u vijku F_v data je izrazom:

$$F_v = F_{pv} + 2 \cdot \frac{E_v \cdot A_v}{l_v} \cdot \Delta l_{ADL} \quad \dots(18)$$

Ako se vrednosti za Δl_{ADL} iz jednačine (13) i vrednosti za F_{co} iz obrasca (16) ubace u jednačinu (18) i uvede konstanta:

$$C_4 = 1 + \frac{C_1}{1 + C_3} \frac{E_v \cdot A_v}{l_v} \quad \dots(19)$$

dobija se:

$$F_v = C_4 \cdot F_{pv} \quad \dots(20)$$

gde su: E_v - modul elastičnosti materijala od koga je izradjen vijak,

A_v - površina poprečnog preseka vijka i

l_v - dužina vijka.

Zamenom vrednosti za F_{co} , F_c i F_v iz izraza (16), (17) i (20) u jednačinu (11) dobija se:

$$F_{pv} = \frac{C_2}{C_1} \cdot \frac{1 + C_3}{1 + C_4 \cdot (1 + C_3)} \cdot F \quad \dots(21)$$

a time su u funkciji nominalne sile prese i konfiguracije njenog tela određene i sve ostale sile potrebne za dimenzionisanje vijaka i cevi:

$$F_v = \frac{C_2}{C_1} \cdot \frac{C_4 \cdot (1 + C_3)}{1 + C_4 \cdot (1 + C_3)} \cdot F \quad \dots(22)$$

$$F_c = \frac{1}{2} \cdot \frac{C_2}{C_1} \cdot \frac{1 + 2 \cdot C_3}{1 + C_4 \cdot (1 + C_3)} \cdot F \quad \dots(23)$$

$$F_{co} = \frac{1}{2} \cdot \frac{C_2}{C_1} \cdot \frac{1}{1 + C_4 \cdot (1 + C_3)} \cdot F \quad \dots(24)$$

Proračun golih prednapregnutih vijaka

Ako se i u ovom slučaju podje od postavki iznetih u tačkama 1 i 3 analogno jednačinama (6) i (10) može da se napiše da je:

$$\Delta l'_{AD1} = C_1 \cdot F'_{pv} \quad \dots(25)$$

$$i \quad \Delta l'_{AD2} = C_1 \cdot F'_v - C_2 \cdot F \quad \dots(26)$$

gde su: F'_{pv} - sila prednaprezanja golog vijaka i

F'_v - maksimalna sila vijaka.

Na osnovu postavke date izrazom (1) dobija se:

$$C_1 \cdot F'_{pv} + C_1 \cdot F'_v - C_2 \cdot F = 0 \quad \dots(27)$$

Maksimalna sila u vijcima data je izrazom:

$$F'_v = F'_{pv} + 2 \cdot \frac{E_v \cdot A_v}{l_v} \cdot \Delta l'_{AD1} \quad \dots(28)$$

odnosno uvrstivši vrednosti za $\Delta l'_{AD1}$ iz izraza (25) u izraz (28) dobija se:

$$F'_v = F'_{pv} + 2 \cdot \frac{E_v \cdot A_v}{l_v} \cdot C_1 \cdot F'_{pv} \quad \dots(29)$$

Uvrstivši ovu vrednost za F'_v u jednačinu (27) dobija se:

$$F'_{pv} = \frac{1}{2} \cdot \frac{C_2}{C_1} \cdot \frac{1}{1 + C_1 \cdot \frac{E_v \cdot A_v}{l_v}} \cdot F \quad \dots(30)$$

Kako su na osnovu izraza (6) i (25) ugibi $\Delta l'_{AD1}$ i $\Delta l'_{AD2}$ srazmerni silama ($F_{pv} - F_c$) i F'_{pv} , to upoređenjem vrednosti za silu F'_{pv} datom jednačinom (30) i vrednosti za silu datom jednačinom:

$$(F_{pv} - F_c) = \frac{1}{2} \cdot \frac{C_2}{C_1} \cdot \frac{1}{1 + C_1 \cdot \frac{E_v \cdot A_v}{l_v} + (1 + C_3)} \cdot F \quad \dots(31)$$

a za $E_V = E_C$, $A_V = A_C$ i $l_V = l_C$, postaje:

$$C_1 \cdot \frac{E_V \cdot A_V}{l_V} = C_3$$

pa je:

$$\Delta l'_{AD1} = 2 \cdot \Delta l_{AD1} \quad \dots (32)$$

tj. elastična deformacija tela prese sa vijcima smeštenim u cevima je dva puta manja nego kada se postave goli zavrtnjevi.

Opšti proračun prednapregnutih vijaka u cevima

U ovom slučaju je: $l_1 \neq l_2 \neq l_3$ i $I_1 \neq I_2 \neq I_3$, pa su konstante:

$$C'_1 = \frac{l_2}{2 \cdot E \cdot I_2} \cdot (l_1^2 + l_3^2) + \frac{1}{3 \cdot E} \cdot \left(\frac{l_1^3}{I_1} + \frac{l_3^3}{I_3} \right) + \frac{l_2}{E \cdot A_2} \quad \dots (33)$$

$$C'_2 = \frac{l_2}{4 \cdot E \cdot I_2} \cdot (l_1^2 + l_3^2) + \frac{5}{48 \cdot E} \cdot \left(\frac{l_1^3}{I_1} + \frac{l_3^3}{I_3} \right) + \frac{l_2}{E \cdot A_2} \quad \dots (34)$$

$$C'_3 = C'_1 \cdot \frac{E_C \cdot A_C}{l_{C0}} \quad \dots (35)$$

$$C'_4 = 1 + \frac{C'_1}{1 + C'_3} \cdot \frac{E_V \cdot A_V}{l_V} \quad \dots (36)$$

a vrednosti sila F_{pv} , F_V , F_C i F_{C0} za ovaj slučaj date su izrazima (21), (22), (23) i (24), samo umesto C_1, C_2, C_3 i C_4 treba staviti C'_1, C'_2, C'_3 i C'_4 .

L i t e r a t u r a :

1. P.Popović: Prilog izračunavanju sile prednaprezanja vijaka presa otvorene konstrukcije. Strojniški vestnik 1967 - 3
2. P.Stanković: Mašine alatke i industrijska proizvodnja II. Beograd 1950.
3. V.G.Šaljnjev: Mehaničeskie presi. Mašgiz 1946.
4. D.Rašković: Otpornost materijala. Beograd 1955.
5. E.N.Lanskoj - A.N.Banketov: Elementi rasčeta detalej i uzlov krivošipnih presov. Mašinostroenije. Moskva 1966.

Pre-stressed screws for open-design mechanical presses and their calculation

Working loads cause deformations of open desion press body. These deformations appearing during working cycle in turn cause change of clearance between parts of a die, which has unde-sirable effects in cases where it is important that such changes do not occur. In order to minimize deformations and resulting changes in die clearances, pre-stressed screws, connecting upper and lower free parts of press can be built in on the front side of press working table.

This paper discusses application of pre stressed screws mounted in tubes, and the relevant method of stress analisys which has shown that load deformations are halved by use of pre-stressed screws.



B. Veljković x)

NEKI REZULTATI SA BEZKONTAKTNIM INDUKTIVNIM PRETVARAČIMA I
ELEKTRONSKIM KOLIMA IAMA xx)

1. U v o d

Institut za alatne mašine i alate (IAMA) se posljednje dve godine bavi automatizacijom, pokušavajući da u okviru domaćih mogućnosti razvije sopstveni način rešavanja problema automatizacije. Rad na automatizaciji alatnih mašina može početi razvojem svih komponenata sa informacijama rezultata onih koji se već bave ili usvajanjem rešenja ostvarenih u razvijenim zemljama i nastavljanjem na njihovim dostignućima. Usvojen je ovaj prvi način, teži i duži, jer se smatra da je moguće naći rešenja koja bi više odgovarala domaćim potrebama. Ovim putem su krenule mnoge zemlje kada su počele da se bave automatizacijom uopšte. Te zemlje danas nisu proizvodjači automatskih sistema, već i svih jedinica i komponenata automatskih sistema. Optimalnim i adaptivnim upravljanjem ne možemo se baviti ako nemamo pretvaračke i merne jedinice. U prvoj etapi rada na automatizaciji alatnih mašina IAMA se bavi povišenjem preciznosti alatnih mašina i aktivnom kontrolom, a u drugoj etapi optimalnim i adaptivnim upravljanjem alatnih mašina.

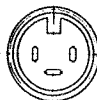
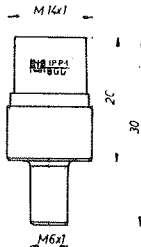
Rezultati koji su ostvareni u prvoj etapi rada na automatizaciji alatnih mašina su uspešni. Ostvorena je pretvaračka i merna oprema mehaničkih parametara procesa obrade na alatnoj mašini, kao što su: pomak, brzina, ubrzanje, vibracije, temperatura, sila, momenat, hrapavost površine, horizontalnost, upravnost i ravnost.

-
- x) Branislav Veljković, dipl.ing., saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, 27 marta 80
- xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate

Pretvarači mehaničkih veličina su uglavnom induktivni bezkontaktni i optički bezkontaktni, a merna oprema elektronska.

2. Induktivni pretvarači IAMA

Induktivno pretvaranje mehaničkih veličina u električne je jedan od najboljih načina pretvaranja s obzirom na osjetljivost i robustnost samih pretvarača. Bezkontaktni induktivni pretvarači u poredjenju sa pneumatskim pretvaračima mogu meriti mehaničke veličine u ulju, tečnosti i vazduhu bez uticaja sredine merenja na parametre pretvaranja mehaničkih veličina u električne. Ovo nije slučaj kod pneumatskih pretvarača.



Parametri	Vrednosti
Otpor (osa)	50 ± 5%
Induktivnost	1 mH ± 10%
Max jed. struja (mA)	20 mA
Max.naiz.struja (mA)	60
Max.naiz.napon(V)	30
Max. osjetljivost	33 - μA/μm
Učest. max. osetlj.	2 kHz - 4kHz
Rest.max. osetlj.	do 400 μm
Max.rest.statičko	1200 μm
Max.rest.dinamičko	1 cm
Temperat. stabil.	0,01%
Max.tem. okoline	100°C
Max. učest.	20 kHz
Težina	5 gr.
Kućiče	Čelik brunirano
Mehaničko pričvršć.	M 3
Električ.priključ.	grafofonski priključak

Prigona: Prisenjuje se za kontrolne i laboratorijska merenja posoka i vibracije, metalnih tela. Pogodan je u priseni gde je potrebne koristiti male pretvarače (male težine i malih dimenzija).

Induktivna pretvaranja mehaničkih veličina u procesu obrade nisu poremećena metalnim opiljcima reda veličine mikrometra. Bezkontaktni induktivni pretvarači se u metrologiji retko upotrebljavaju, kontaktni često, a u aktivnoj metrologiji se uopšte ne upotrebljavaju.

Induktivni pretvarači IAMA za bezkontaktna merenja su sa orijentacijom osjetljivosti u jednom pravcu ili sa orijentacijom u svim pravcima; drugi su štapičastog oblika i prostora orijentacije je na čelu štapa. Bočno su neosetljivi. Ovi pretvarači su dati

Slika 1

na slici 1. Prema nomenklaturi IAMA označeni su sa IPP što znači: induktivni pretvarači pomaka.

Izvedeni pretvarači za kontaktna merenja sa pretvaračima IPP su dati na slici 2. Kontaktni pretvarači su označeni nomenklaturom

IAMA sa IKP: induktivni kontaktni pretvarači.



M14 x 1

Induktivni bezkontaktni pretvarači IPP su univerzalne pretvaračke jedinice za merenje pomaka, vibracije i hrapavosti površine, a osnova su za izvedene pretvaračke jedinice za merenje sile, pritiska, momenta, horizontalnosti, ravnosti, upravnosti i odstupanja od kružnosti.

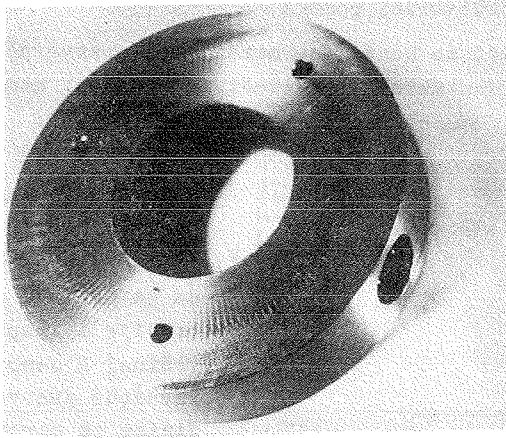
Induktivni pretvarači sa orijentacijom osetljivosti u svim pravcima ravnani su u obliku prstena ili u obliku čepa i služe za merenja spoljnjih i unutrašnjih prečnika, kao i odstupanja spoljnjih i unutrašnjih kružnih oblika, tj. kružnosti.

Prstenasti pretvarači IAMA prikazani su na slici 3. Prstenasti pretva-

Parametri	Vrednosti
Otpor	$50 \pm 5\%$
Induktivnost	$1mH \pm 10\%$
Max jednosmerna struja	20 mA
Max naizmjenična struja	60 mA
Max naizmjenični napon	30V
Max osetljivost	$33 \mu\text{m}/\mu\text{m}$
Učestanost z_p max osetljivost	$2kHz + 4 kHz$
Rastojanje max osetljivosti	$0 \mu\text{m} + 400 \mu\text{m}$
Max statičko rastojanje	1200 μm
Max dinamičko rastojanje	1cm
Temperaturna stabilnost	$0,01\% / ^\circ\text{C}$
Max temperatura okoline	100 $^\circ\text{C}$
Max učestanost	20 kHz
Električni priključak	
Mehaničko pričvršćivanje	
Kućište	čelik, brušeno, kaljeno
Težina	

Slika 2

rači su prema nomenklaturi IAMA označeni sa IDFP što znači: induktivni defektoskopski pretvarači, a pretvarači u obliku čepa označeni su nomenklaturom IAMA sa IPUP što znači: induktivni pretvarači unutrašnjih prečnika. Induktivnim pretvaračima sa orijentacijom osetljivosti u svim pravcima moguće je graditi izvedene pretvarače za merenje sile, momenta i torzionih vibraci-



Slika 3

ja. Osim merenja dimenzija moguće je vršiti centrisanje osa, meriti defekte u poprečnom preseku materijala i broj prekinutih žica u čeličnim užadima.

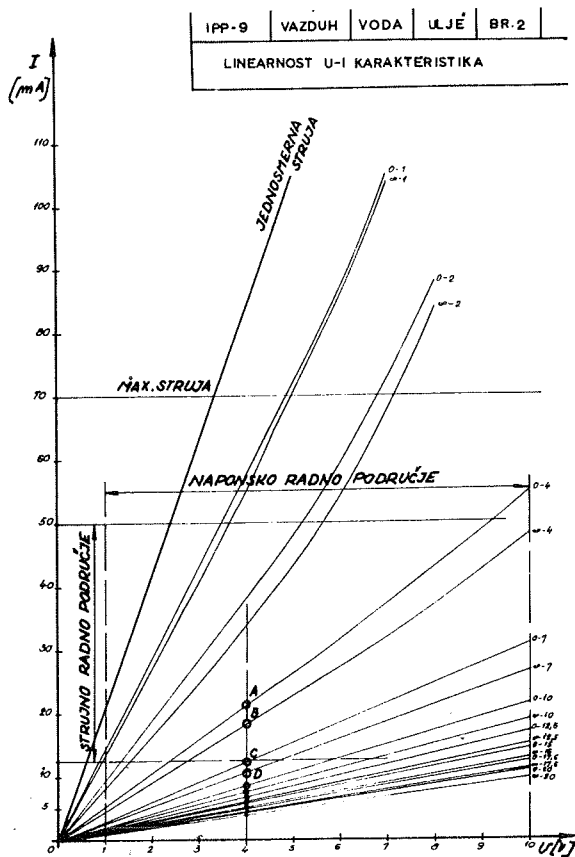
Induktivni pretvarači sa orijentacijom osetljivosti u svim pravcima ne koriste se u metrologiji. Pneumatski pretvarači sa sličnom funkcijom primenjuju se u praksi. Karakteristike IPP pretvarača date su krivama induktivnosti i krivama osetljivosti na slikama 4 i 5.

3. Elektronska i tranzistorska kola IAMA tipa ISK za induktivna merenja

Instrumenti ISK (induktivni statički komparatori su elektronski mikrokomparatori ili elektronski mikrometri sa bezkontaktnim pretvaračima u obliku štapa, prstena ili čepa) su merila pomaka metalnih tela zatvorene površine od pretvarača ili u pretvaraču za kontrolna i aktivna merenja bez davanja komandnih signala uključenje - isključenje.

Instrumenti ISK čine familiju ISK-1, ISK-2, ISK-3 do ISK-10. Izvršena je tipizacija smeštaja komponenti u kutijama datim na slici 6.

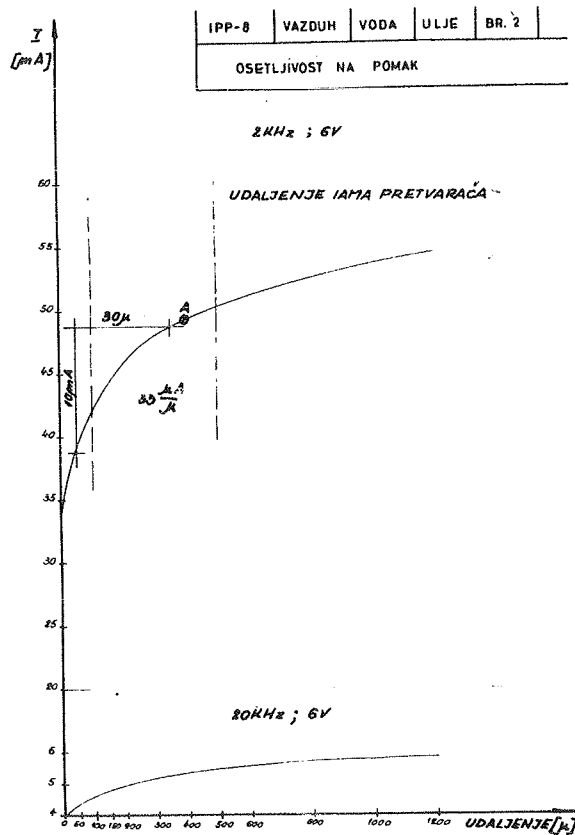
Brojevi u izrazu ISK označavaju da li su to kontrolni ili akti-



Slika 4

vni merni instrumenti, da li mere fero ili obojene metale kao i da li su komparatori ili mikrometri. Reč je, naime, o baždarenju instrumenata, jer svaki od njih pored baždarenja vrednosti električnih komponenata za merni parametar ima i odgovarajuću skalu.

Na slici 7. date su karakteristike jednog elektronskog mikrokomparatora sa izgledom kutije. Preciznost i osetljivost mikrokomparatora ISK-1 je na nivou internacionalnih metroloških instrumenata, a po svojim dimenzijama smeštaja komponenata - kutije



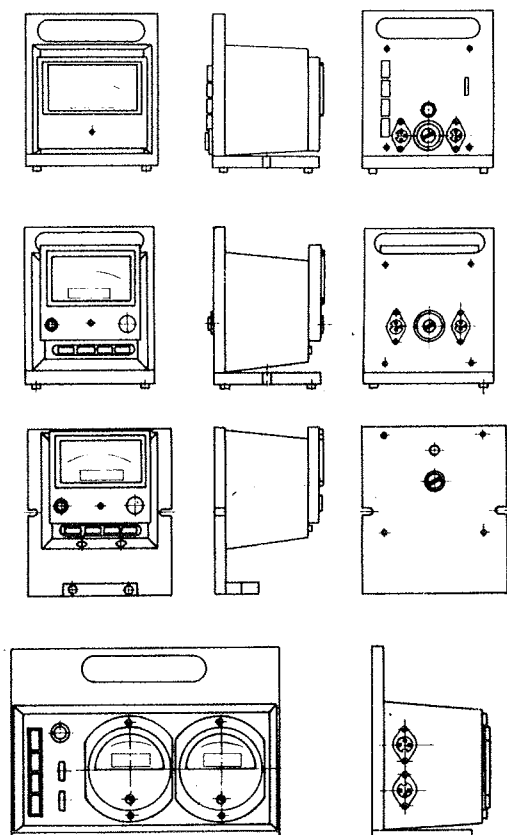
Slika 5

instrumenta - je manji od postojećih.

Skala za indikaciju je dužine 60 mm sa 40 podeoka. Na ovoj skali moguće je prikazati opseg od 10 do 600 mikrometara, tj. moguće je meriti sa preciznošću od 0,25 mikrometara do 15 mikrometara po podeoku širine 1,5 mm.

Samo krišćenjem veće skale, tj. indikacionog instrumenta sa većom skalom koji postoji na tržištu, moguće je jednim podeokom predstaviti od 0,125 do 7,5 mikrometara.

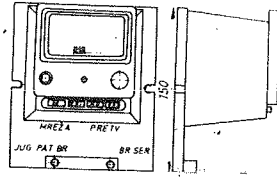
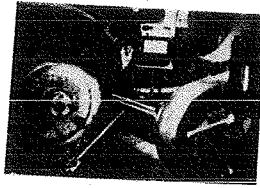
Skale ISK instrumenata su linearne. Kod aktivnih komparativnih



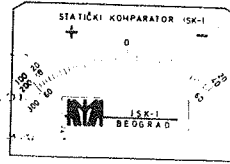
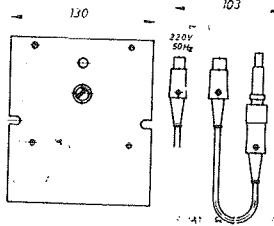
Slika 6

ili mikrometarskih merenja bezkontaktnim IPP pretvaračima na alatnim mašinama za završnu obradu metalna strugotina, tečnost i dimenzije radnog predmeta ne utiču na merenje. Moguće je meriti sa jednim ili sa dva induktivna pretvarača slično kao sa pneumatskim, a kod merenja odstupanja od kružnog i ravnog oblika također je moguće meriti sa jednim ili sa dva pretvarača koji na skali instrumenta indiciraju samo postojanje razlike odstojanja metalnog predmeta od induktivnih pretvarača IPP, slično kao kod pneumatskih.

Instrumenti ISK sa IPP pretvaračima mogu meriti kružne ili rav-



Rastojanje serenja [mm]	Broj i Opseg serena skale
100	1 40
200	2 80
300	3 120
400	4 160
Tačnost čitanja cele skale	±1%
Tačnost čitanja jednog podeoka	±25%
Broj podeoka skale	40
Tip pretvarača	IPP
Najmanji prečnik serenja	Ø 2mm
Dužina kabla pretvarača	do 6 m
Napajanje	220V, 0,1A, 50 Hz
Širina jednog podeoka skale	1,5 mm
Brzina	0,2 Hz
Materijal serenja	Fe
Težina	500 gr.



Prilozi: Prilozi se za aktivno serenje disocija i deforacija oblika metalnih elemenata sa zatvorenim površinama a pri brzina 0,2 Hz i sa prekinutim površinama pri završnoj obradi.

Slika 7

ne prekinute površine jedino u slučaju sporog kretanja, tj. pri brzini ne većoj od 0,8 Hz. Najbolja su merenja pri 0,2 Hz, jer tada igla instrumenta redovno prati svaku tačku prekinute površine koja promiče ispod IPP pretvarača. Pri većim brzinama od 0,8 Hz merenje prekinute površine se pokazuje kao podrhtavanje igle ili uopšte nije moguće.

Induktivne mikrokomparatore i mikrometre tipa ISK moguće je primeniti kod okruglih spoljnjih i unutrašnjih brušenja i struganja kao i kod ravnih brušenja. Moguća je primena takodje i kod drugih završnih obrada okruglih ili ravnih.

Merenja koja se izvode pneumatskim instrumentima firmi Massi, CEJ, Etamic, AIRPOINT mogu se vršiti ISK instrumentima IAMA uz prednost da se pri bezkontaktnom merenju neće poremetiti tačnost merenja usled prisustva tečnosti.

4. Instrumenti za kontrolu odstupanja od oblika

Ovim instrumentima meri se odstupanje od oblika: ravnosti, kružnosti, upravnosti, horizontalnosti i vertikalnosti. Moguća su merenja paralelnosti i pravosti. Osetljivost i preciznost ove grupe instrumenata su slični instrumentima ISK za mikrokomparativna i mikrometerska merenja. Konstrukcija i izgled instrumenata je isti sa izmenjenom skalom i komandama.

5. Instrumenti za merenje sila, momenta i pritiska

Instrumenti za merenje sila, momenata i pritisaka su po svom izgledu slični prethodnim, jer su u jednom od standardnih rešenja smeštaja u IAMA kutije. Merenje sile, momenta i pritiska vrši se izvedenim induktivnim pretvaračima za silu IDP ili IDTP za silu i momenat, ili za pritisak pretvaračem IPPR.

Merno elektronsko kolo je tipa ISK, samo što se u ovom slučaju na skali ne meri pomak, već sila koja izaziva pomak elastične membrane. Ovo isto važi i za pritisak i momenat. Ovim instrumentima moguća su statička i dinamička merenja sila, momenata i pritiska.

6. Instrumenti za merenje hrapavosti površine, vibracija i balansiranja tocila

Ovo su instrumenti za induktivna bezkontaktna merenja pomenutih veličina. Elektronska kola ovih instrumenata su različita od elektronskih kola ISK i za svaku merenu veličinu (hrapavost površine, vibracije metalne površine i balansiranje tocila) koristi se poseban dizajn elektronskog kola. Elektronska kola ovih instrumenata nalaze se u razvojnoj fazi, sa pozitivnim preliminarnim rezultatima.

Induktivni pretvarači koje koriste ovi instrumenti su tipa IPP proizvodnje IAMA.

Nomenklaturom instrumenata IAMA instrument za merenje hrapavosti površine označen je sa IIH (induktivni indikator hrapavosti), za merenje vibracija metalnih površina sa IV (induktivni vibrometar), i za balansiranje tocila IB (induktivni balanser).

7. Z a k l j u č a k

Razvijeni su elektronski mikrokomparatori i elektronski mikrometri za kontrolna i aktivna merenja dimenzija i odstupanja od oblika metalnih radnih predmeta zatvorene površine. Svi pretvarači i instrumenti su isključivo od domaćeg materijala. Instrumenti IAMA za merenje dimenzija su novost u domaćoj mernoj tehnici, a u poredjenju sa internacionalnim dostignućima komparativni su u pogledu kvaliteta i dimenzija. Ovi instrumenti ne vrše davanje signala za isključenje - uključenje mašine.

Instrumenti i pretvarači IAMA za merenje sile, momenta, pritiska, horizontalnosti, vibracija i balansiranja tocila su novina na domaćem tržištu mernih instrumenata, a instrumenti za merenje upravnosti i ravnosti i na internacionalnom tržištu.

Instrumenti u razvoju za aktivna, induktivna, bezkontaktna merenja hrapavosti površine daju povoljne rezultate merenja. Ovi instrumenti se nalaze u fazi laboratorijskih prototipova.

B. Veljković

SOME RESULTS WITH CONTACTLESS INDUCTIVE TRANSDUCERS AND ELECTRONICS CIRCUITS DEVELOPED IN THE INSTITUTE FOR MACHINE TOOLS AND TOOLING (IAMA)

Inductive transducers and electronic circuits have been developed in the Institute for Machine Tool and Tooling, Beograd, for microcomparative and micrometric measurements. The precision of IAMA electronic microcomparators is $0,25 \mu\text{m}$ per 1 division, and the range is $10 \mu\text{m}$. The instruments represent novelty in metrology, because they make possible contactless measurements in liquids. Instruments for force, moment, pressure, horizontality, vibration and balancing measurements with inductive transducers represent original Yugoslav achievements. The development of optical and inductive contactless instrumentation for surface finish measurement is under way.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

A.Perić i saradnici^x

JEDAN PRILAZ ODREĐIVANJU

EKONOMSKO-TEHNIČKE GRANICE UPOTREBLJIVOSTI

UNIVERZALNIH I AGREGATNIH MAŠINA^{xx}

1. Definisanje problema

Savremeni pravci razvoja tehnologije mašingradnje usmjereni su na povećanje proizvodnosti istraživanjem boljih metoda proizvodnje, koje obezbeđuju porast proizvodnje na istim ili smanjenim proizvodnim površinama, uz smanjenje vremena, napora i troškova proizvodnje. Jedan od značajnih pravaca razvitka savremene tehnologije mašingradnje je dalji razvoj i primjena principa agregatiranja u konstruisanju tehnološke opreme. Princip agregatiranja mašina koji je u početku bio razvijen samo za "korpusne" djelove /razna kućišta i sl./ danas se sve više razvija i za pojedine klase djelova, određene na principima tipske i grupne tehnologije. To je dovelo do pojave "elastične" tehnološke opreme, koja dozvoljava razvijanje stepena univerzalnosti automatskih i poluautomatskih mašina u pogledu mijenjanja programa operacije. Razvojem agregatiranja u konstruisanju alatnih mašina mehanička obrada sve se više prenosi sa klasičnih mašina na agregatne poluautomate i automate, sastavljene od niza standardnih radnih jedinica, jer agregatne mašine omogućavaju prilagođavanje konstrukcije mašine optimalnim tehnološkim procesima. Odatle proizlazi da se bitno promjenio princip projektovanja i tehnološke opreme. Tehnologiju ne projektujemo više prema raspoloživim mašinama, već najboljoj varijanti tehnološkog procesa podredjujemo konstrukciju mašine. Na osnovu izloženog moguće je konstatovati, da dalji razvoj savremene tehnologije mašingradnje u ovom pravcu vodi ka intenzivnijem prelasku na "elastičnu" automatizaciju mašine i procesa, čime se omogućava uvođenje auto-

^{x/} Aristid Perić, dipl.ing., docent, Edhem Seferović, dipl.ing., asistent Mašinskog fakulteta Sarajevo, saradnici Zavoda za alatne mašine, Sarajevo i saradnici iz preduzeća: Stevan Cvetković, dipl.ing., Semjan Vladimir, dipl.ing., Semjan Radomir, dipl.tehn.

^{xx/} Saopštenje iz Zavoda za alatne mašine, alat i mjernu tehniku Sarajevo.- izvod iz rada finansiranog od Republ.fonda za naučni rad SRBiH.-

matizacije u uslovima serijske proizvodnje.

Uzimajući u obzir pomenute pravce razvoja savremene tehnologije u svijetu a i kod nas, pojavila se potreba, da se u našim proizvodnim uslovima utvrde određeni parametri i pomoću njih odredi ekonomsko-tehnička granica upotrebe univerzalnih i agregatnih mašina. To je glavni problem koji je obrađen u posebnom radu, iz kojeg će se u ovom natpisu dati kraći pregled sa rezultatima rada.

2. Metodologija rada

Pod boljim metodom proizvodnje podrazumjevamo takav metod koji doprinosi povećanju proizvodnosti uz istovremeno smanjenje vremena, napora i troškova proizvodnje. Nova tehnička rješenja /novi alati, mašine i sl./ uvijek doprinose povećanju proizvodnosti i smanjenju vremena i napora, što nesumnjivo vodi ka razvijanju boljih metoda proizvodnje. Za stvarno dobijanje boljeg metoda od novih tehničkih rješenja traži se još i određena ekonomičnost i to: troškovi proizvodnje po novom metodu moraju biti manji od troškova po starom metodu; u roku od nekoliko godina trebaju se godišnjim bruto uštedama isplatiti nova ulaganja u procesu.

Ove opšte uslove za ocjenu boljeg metoda koristili smo za određivanje pokazatelja ekonomičnosti pri zamjeni univerzalnih mašina sa agregatnim. Pri tome smo uzeli u obzir slijedeće postavke važne za izbor opreme:

- upoređenje efikasnosti specijalne opreme i odgovarajućeg broja univerzalne opreme treba vršiti pri istoj proizvodnosti^x;
- ekonomičnost treba analizirati sa stanovišta izbora i upotrebe nove specijalne i univerzalne opreme;
- u nova ulaganja u procesu treba uzeti samo dodatna osnovna sredstva.

Upoređenje efikasnosti mašina vršili smo pri istoj godišnjoj proizvodnosti mašina a godišnju proizvodnost smo računali prema mogućnosti agregatne mašine. Proizvodnost agregatne ma-

x/

G.I. Melamed, Agregatne stanki, Mašinostroenie - Moskva 1964

šine je uvijek veća od proizvodnosti univerzalne mašine, te smo stoga morali odrediti tačnu računsku količinu pojedine univerzalne mašine da bi upoređenje mogli vršiti pri istoj proizvodnosti. Stoga je bilo potrebno posebno izraditi dio karte tehnološkog procesa za određenu obradu jednog komada u operaciji na agregatnoj mašini /tabl.1/ a zatim dio karte tehnološkog procesa za obradu istih površina komada na određenom broju univerzalnih mašina /tabl.2/. Dobijena vremena za jedan komad služila su za proračun proizvodnosti pojedinih mašina a upoređenjem godišnje proizvodnosti agregatne i pojedine univerzalne mašine određena je računska količina pojedine mašine.

Tačno razrađen dio tehnološkog procesa sa vremenima komada za oba upoređivana metoda proizvodnje bio je osnova za određivanje troškova proizvodnje /tabl.3/. Godišnju bruto uštedu troškova proizvodnje odredili smo uzimajući u obzir samo one troškove koji se primjenom nove opreme mijenjaju. Stoga su u obzir uzeti troškovi amortizacije mašina, kamata na osnovna sredstva, osiguranja, investicionog održavanja, električne energije, naprava i režije radnog mjesta, te lični dohodci izrade. Troškovi reznog alata, prostora, transporta i drugi su izostavljeni jer su njihove promjene manje značajne, te neće prouzrokovati velike greške konačnih rezultata, ali je zato proračun znatno olakšan. Materijal u procesima je ostao nepromjenjen jer se konstrukcija dijela nije mijenjala, pa je stoga i proračun troškova materijala izostavljen. Dodatna osnovna sredstva dobijena su pošto je od cijene nove mašine oduzeta cijena univerzalnih mašina. Pri tome je u cijeni mašine uzeta u obzir i cijena naprava.

Usvajanjem naprijed izloženog i korišćenjem opštih uslova za provjeru boljeg metoda definisali smo osnovne pokazatelje ekonomičnosti primjene nove opreme i to: kritični broj komada - z_k i vrijeme otplate dodatnih osnovnih sredstava - T .

Kritični broj komada - z_k odredili smo računski i grafički na osnovu godišnjih troškova proizvodnje, uzetih u obzir u proračunu.

DIO TEHNIČKOG PROCESA OBRADE PRIRUČNICA KUĆIŠTA ZASUNA NP 25 NO 80
NA AGREGATNOJ MAŠINI - VARIJANTA II

Tablica 1

Opis elemenata operacije	Ø mm	L mm	L ₁ mm	L ₂ mm	v m/min	n obrt/min	Posmak s	Vreme/min	t _k					
										Ulaz i izlaz no reza- nja	Brzina i brzina			
Stezanje i skidanje komada sa centrira- ljem								3,0						
Uključivanje i isku ljučivanje mašine								0,06						
Automatsko primica- nje i odmicanje								0,25						
I i III glava														
Struganje oboda pri- rubnice Ø 200-0,3 mm.	1	200	24	5	9	5	67	106,5	0,265	28,3	1	1,34		
Struganje čela pri- rubnice Ø 200/78 na razdijeljivu 280 i 1		-	61	5	4	4	67	106,5	0,265	28,3	1	2,44		
II glava														
Struganje oboda pri- rubnice Ø 250-0,3, dužine 21 mm		-	21	5	9	5	71	91	0,265	24,1	1	1,45		
Istovremeno struganje čela prirubnice Ø 250 na udaljenosti od 158 mm i upušta Ø 175 du- bine 4 mm		-	55	5	23	5	71	91	0,265	24,1		3,45		
NAPOMENA: Vrijeme obrade je vrijeme duže operacije, tj. Ukupno: operacije glave II. Istovremena obrada sve tri prirubnice												5,15	3,06	10

DIO TEHNOLOŠKOG PROCESA OBRADE PRIRUBNICA KUČIŠTA ZASUNA NP 25 NO 80
NA UNIVERZALNIM MAŠINAMA

Tablica 2

Redni broj	Opis elemenata operacije	Ø mm	L mm	a mm	Lu mm	Li mm	v mm	n obr/min	o/min	Posmak s	Broj obrtaja	Brzina	Vreme/min	Maksimalna brzina	Maksimalna obrtaja
Struganje I i III prirub. I. Svegnuti i centrirati kom.															
1	a/ Strugati čelo I prirub. Ø 200/78 na udaljenost od ose 140 ± 0,5	-	61	1x3	9	4	90	143	0,30	43,0	2	3,44			
1	b/ Strugati obod II prirubnice Ø 200, dužina 24 mm	200	24	1x3	5	3	90	143	0,33	47,2	2	1,36	9,43	24,2	
2. Preokrenuti komad I. Izvesti istu obradu na III prirubnici na udaljenost od 280 ± 1 mm															
a/		-	61	1x3	9	4	90	143	0,30	43,0	2	3,44			
b/		200	24	1x3	5	3	90	143	0,33	47,2	2	1,36			
Struganje II prirubnice Svegnuti i centrirati komad															
a/	Strugati čelo II prirubnice Ø 250/140 na na udaljenosti 158 ± 0,5	-	55	1x3	5	4	90	115	0,30	34,5	2	3,72	5,8	14,6	
b/	Strugati obod Ø 250 dužine 21 mm	250	21	1x3	5	3	90	115	0,33	38,0	2	1,53			
c/	Strugati upust Ø 173/140 dubine 4 mm	17,5	4	5	-	80	143	0,30	43,0	1	0,52				
NAPOMENA: 1. Obrada na 3 univerzalna struga - /17500 kom/god/ Ukupno: 15,37 15,23 38,8 2. Obrada na 5 univerzalnih strugova - /24920 kom/god./															

Tablica Z-33D1.1.MI TROŠKOVI PROIZVODNJE /Metod I i 2/ - Istovr.obrada I,II i III prirubnice

M E T O D - I		M E T O D - 2	
Inventarski broj	univerzalne mašine	inv.br.	agreg.maš.
I	A ₁	A ₂	A ₃
	A ₄	A ₅	214
0,77	0,77	0,77	0,77
Računska količina mašine		I	

- TROŠKOVI AMORTIZACIJE

Cijena mašine /bez naprave/	- C _m /din/	88.550	88.550	88.550	88.550	88.550	610.000
Računski iznos cijene mašine	- C _{rm} /din/	68.000	68.000	68.000	60.000	60.000	610.000
Cijena specijal.naprave	- C _n /din/	2.400	2.400	2.800	2.800	2.800	16.000
Transport i mont.mašine	- k _{tm} /%/	3,8					3,8
Stopa amortizacije	- k _{am} /%/	7,5					7,5
A = /C _{rm} + C _n / / 1 + k _{tm} / * k _{am}	- /din/god/	5.500	5.500	4.900	49.000	49.000	
Ukupno A ₁ :		26.300				49.000	

- TROŠKOVI KAMATA NA OSNOV. SREDSITVA

Kamatna stopa	- k _{os} /%/	8					8
K _{os} = /C _{rm} + C _n / / 1 + k _{tm} / * k _{os}	- /din/god/	5.840	5.840	5.200	5.200	5.200	
Ukupno K _{os}		27.920				52.000	

- TROŠKOVI PREMIJE OSIGURANJA

Stopa premije osigur.	- k _{pr} /%/	0,4					0,4
P = /C _{rm} + C _n / / 1 + k _{tm} / * k _{pr}	- /din/god/	292	292	260	260	260	
Ukupno P ₁		1.396				2.630	

- TROŠKOVI INVESTICIONOG ODRŽAVANJA

Stopa investicionog održavanja	- k _{io} /%/	1,5					1,5
I = /C _{rm} + C _n / / 1 + k _{tm} / * k _{io}	- /din/god/	1.100	1.100	975	975	975	
I ₁ :		5.250				9.800	

NASTAVAK - TABLICE 3

- TROŠKOVI ELEKTRIČNE ENERGIJE

Ukupna instal. snaga	- N_m /kW/	25,6	25,6	25,6	25,6	45
Vrijeme za 1 komad	- t_k /sati	0,405	0,405	0,24	0,24	0,166
Godišnji broj komada	- z_g /kom/	8.310	8.310	12.465	12.465	24.920
Cijena 1 kwh	- C_{kwh} /din/kwh/		0,35			0,35

Ukupni koefic.iskor.mašine ?

	0,325	0,325	0,325	0,325	0,325	0,5
	9.700	9.700	9.700	8.700	8.700	
Ukupno	E_1 :	46.500				32.600

$E = N_m \cdot c_{kwh} \cdot t_k \cdot z_g \cdot \eta$ /din/god/

- LIČNI DOHODCI IZRADE

Prosje.br. LD izrade	- LD /din/sat/	550				340
Br.maš.koje opsluž.dir.radnik-n	/kom/	1				1
LD= $z_g \cdot t_n \cdot LD_1/n$	- din/god/	18.500	18.500	16.500	16.500	14.200
Ukupno	LD_1 :	88.500				

- TROŠKOVI REŽIJE RADNOG MJESTA

Rač.god.trošk.pomoć.materijala	- T_{pm} /din/god/	1.030	1.030	900	900	1.816
Rač.god.trošk.tekuć.održavanja	- T_{od} "	2.380	2.380	2.060	2.060	5.200
Rač.god.režija proizv.radnika	- T_{pr} "	3.880	3.880	3.400	3.400	3.320
Stopa režije						
$k_{re} = \frac{T_{pm} + T_{od} + T_{pr}}{LD} \cdot 100$	/%		0,39			0,7
$R = k_{re} \cdot LD$	- /din/god/	7.290	7.290	6.300	6.300	9.940
UKUPNI TROŠKOVI GODIŠNJI	K /din/god/		R_1 :	34.590		9.940
Ukupno	K_1 :	230.456			K_2 :	170.170

NAPOMENA: Dinarske vrijednosti date su u ND /Novim dinarima/

Za računski proračun koristili smo izraz:

$$z_k = \frac{F_2 - F_1}{v_1 - v_2} \quad /kom/$$

gdje je; F_1 - ukupni godišnji fiksni troškovi po prvom metodu /univerzalne mašine/ - /din/god/
 F_2 - ukupni godišnji fiksni troškovi po drugom metodu /agregatna mašina/ - /din/god/
 v_1 - ukupni jedinični promjenjivi troškovi po prvom metodu - /din/kom/
 v_2 - ukupni jedinični promjenjivi troškovi po drugom metodu - /din/kom/

Kod grafičkih proračuna - z_k , krivulje troškova proizvodnje nacrtali smo u koordinatnom sistemu sa brojem komada na aps-cisi, i troškovima proizvodnje na ordinati i u presjeku ovih krivulja dobili smo tačku kritičnog broja komada.

Vrijeme otplate dodatnih osnovnih sredstava proračunali smo po izrazu:

$$T = \frac{C_{m2} - C_{m1}}{K_1 - K_2}$$

gdje je; C_{m1} - cijena stare opreme /metod 1/ - /din/
 C_{m2} - cijena nove opreme /metod 2/ - /din/
 K_1 - godišnji troškovi proizvodnje na staroj opremi /metod 1/ - /din/
 K_2 - godišnji troškovi proizvodnje na novoj opremi /metod 2/ - /din/

Određivanjem pomenutih pokazatelja riješili smo prvi dio problema. Na osnovu kritičnog broja komada možemo u konkretnom slučaju konstatovati, nakon kojeg broja komada troškovi proizvodnje na agregatnoj mašini postaju manji od troškova na odgovarajućem broju univerzalnih mašina. Vrijednost ovog pokazatelja nam daje određenu apsolutnu mjeru za konkretnu efikasnost mašina ali još nepotpuno odražava mjeru ekonomičnosti.

Na osnovu vremena otplate dodatnih osnovnih sredstava u pojedinom konkretnom slučaju možemo konstatovati, nakon kojeg broja godina će uštede u procesu predstavljati čisti dohodak. Broj godina za otplatu dodatnih osnovnih sredstava u raznim konkretnim situacijama može biti različit, jer zavisi od raz-

ličnih tehničkih, tehnoloških i ekonomskih faktora.

Da bi zamjena stare opreme sa novom opremom u svakom konkretnom slučaju bila ekonomsko-tehnički uporediva, potrebno je utvrditi neko dopušteno vrijeme otplate dodatnih sredstava, koje nam ukazuje da se još uvijek isplati uvoditi savremene agregatne mašine umjesto univerzalnih mašina. Ovako definisamo jedinstveno mjerilo usvojili smo kao ekonomsko-tehničku granicu upotrebljivosti agregatnih i univerzalnih mašina. Ovaj zaključak predstavljao je prvi prilaz za riješavanje drugog djela problema. Dalji radovi su se svodili na izbor pogodnog metoda radi određivanja ekonomsko-tehničke granice. Pošto u raznim konkretnim slučajevima u proizvodnji djeluju različiti tehnički, tehnološki i ekonomski faktori ovu granicu nismo mogli odrediti računskim putem pomoću neke jednačine. Stoga smo se opredjelili za statistički način proračuna, koji se koristi nizom pojedinačnih podataka o nekoj pojavi, podložnoj istovremenom dejstvu niza promjenjivih faktora. Pri tome smo prihvatili slijedeće polazne pretpostavke:

- pri konstruisanju agregatnih mašina, obezbjeđeno je da njihova upotreba predstavlja bolji metod proizvodnje;
- za već uvedene agregatne mašine u proizvodnju, u većini slučajeva računska vrijednost - T će biti povoljna, uzimajući u obzir korišćenje racionalne tehnologije i normalne eksploatacije mašine /rad u 2 smjene/;
- uvođenje agregatnih mašina u proizvodne procese predstavlja jedan kontrolisani proces koji ima određene granice uslovljene ekonomičnošću.

Usvajajući gore navedeno, opredjelili smo se na slučajni izbor nekoliko istraživanja u preduzećima, kako bi na osnovu pojedinačnih rezultata statističkim putem došli do osnove potrebne za zaključak.

3. Industrijska istraživanja

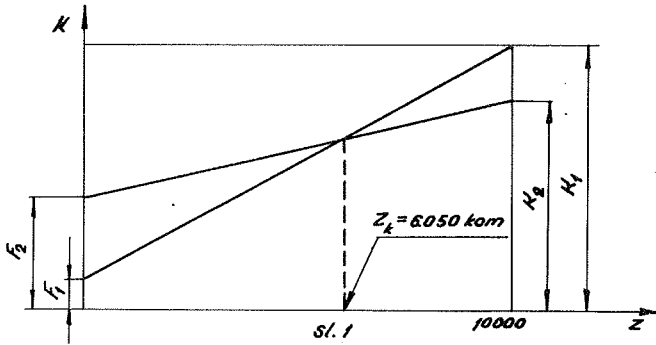
Prvobitno su bila predviđena istraživanja par slučajeva primjene agregatnih mašina u nekoliko preduzeća u SRBiH. Tokom rada istraživanje je, nažalost, svedeno na tri slučaja. Broj istraživanja bio je ograničen i uslovljen nizom okolnosti /ra-

spoločiva preduzeća sa agregatnim mašinama, raspoloživi saradnici iz preduzeća, razne procedure, raspoloživa sredstva itd./ . U prvom slučaju istraživani su pokazatelji ekonomičnosti z_k i T/ zamjene univerzalnih mašina sa agregatnom mašinom u djelu procesa na obradi kućišta motora. Dvostrana agregatna mašina, sa dvije jedinice, snage 36 kw, za bušenje prednje i zadnje strane kućice motora, uvedena je u proizvodnju umjesto horizontalne bušilice /rač.kol. 1,26/ i radijalnih bušilica /rač.količ. 3,2/. Na desnoj jedinici ima 9 a na lijevoj 60 fiksnih vretena, koja zajedno buše rupe na 2 postavljena kućišta /novom dodatnom i ranije bušenom okrenutom/. Jedna jedinica za bušenje zaostaje u odnosu na drugu radi sprečavanja sudara za vrijeme obrade.

U drugom slučaju istraživani su pokazatelji z_k i T/ ekonomičnosti zamjene univerzalnih strugova sa agregatnom mašinom u djelu procesa na struganju prirubnica kućišta zasuna od čeličnog liva. Trostrana agregatna mašina sa tri jedinice, snage 45 kw, za istovremeno struganje tri prirubnice kućišta, uvedena je u proizvodnju umjesto univerzalnih strugova opremljenih visokoproduktivnim napravama /rač.količina je 2,31 struga za I i III prirubnicu i 1,30 struga za II prirubnicu/. Sve tri jedinice agregatne mašine istovremeno vrše obradu i rade sinhrono, obrađuju prirubnicu odrednom sa više strugar-skih noževa.

U trećem slučaju istraživani su pokazatelji z_k i T/ ekonomičnosti zamjene visokoproduktivnih viševretenih vertikalnih bušilica sa agregatnom mašinom u djelu procesa na bušenju otvora na kućištu zasuna od čeličnog liva. Trostrana agregatna mašina sa 3 jedinice, snage 44 kw, za istovremeno bušenje rupa na tri prirubnice /na I i III po 8 rupa, na II 4 rupe/, uvedena je u proizvodnju umjesto viševretenih vertikalnih bušilica sa 18 vretena, opremljenih visokoproduktivnim napravama /računska količina mašine je 1,38 bušilice za I i III prirubnicu i 0,92 za II prirubnicu/.

U sva tri pomenuta slučaja detaljno su razrađeni djelovi tehnološkog procesa po oba metoda proizvodnje, te proračunati godišnji troškovi i uštede. Proračun je izrađen tabelarno a



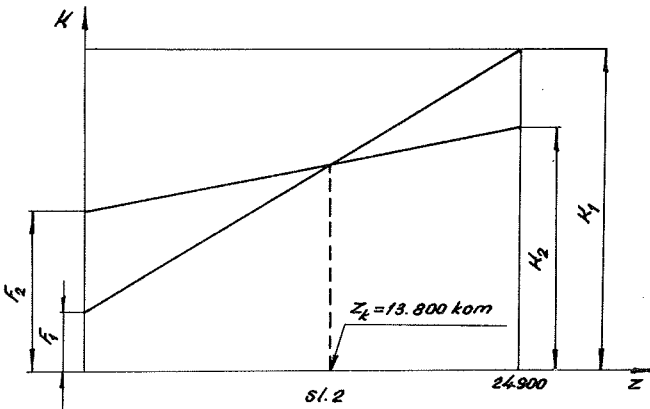
Razmjera:

$$L_k = \frac{1}{4000} \left| \frac{\text{mm}}{\text{Ndin}} \right|$$

$$L_z = \frac{1}{125} \left| \frac{\text{mm}}{\text{kom}} \right|$$

Legenda:

- K - Troškovi proizvodnje
- F - Fiksni troškovi proizvodnje
- Z - Broj komada
- Z_k - Kritični broj komada



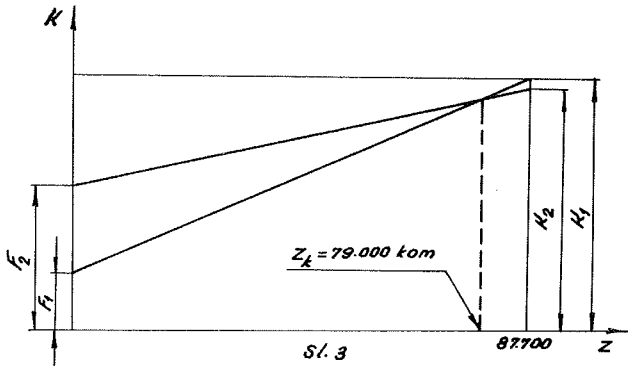
Razmjera:

$$L_k = \frac{1}{4.000} \left| \frac{\text{mm}}{\text{Ndin}} \right|$$

$$L_z = \frac{1}{300} \left| \frac{\text{mm}}{\text{kom}} \right|$$

Legenda:

- K - Troškovi proizvodnje
- F - Fiksni troškovi proizvodnje
- Z - Broj komada
- Z_k - Kritični broj komada



Razmjera:

$$L_k = \frac{1}{3.000} \left| \frac{\text{mm}}{\text{Ndin}} \right|$$

$$L_z = \frac{1}{1.000} \left| \frac{\text{mm}}{\text{kom}} \right|$$

Legenda:

- K - Troškovi proizvodnje
- F - Fiksni troškovi proizvodnje
- Z - Broj komada
- Z_k - Kritični broj komada

primjera radi dat je tabelarni prikaz razrade tehnološkog procesa /tabl.1 i 2/ i proračuna troškova /tabl.3/ samo za jedno istraživanje.

Kritični broj komada određen je računskim i grafičkim putem /sl.1,2 i 3/. Iz dijagrama na slikama uočljive su vrijednosti godišnjih troškova, godišnje uštede i kritični brojevi komada za svako pojedino istraživanje. Vidljivo je, da se svugdje pojavljuje neki kritični broj komada odnosno godišnja ušteda u proizvodnji, nastala uvođenjem agregatne mašine u proces. Podaci iz tablice za proračun troškova proizvodnje po oba metoda poslužili su kod svakog pojedinog istraživanja za određivanje odgovarajućih vremena otplate dodatnih osnovnih sredstava. Iz proračuna /tabl.4/ je uočljivo da u dva slučaja vrijeme T iznosi cca 3 godine, dok u trećem slučaju iznosi cca 6 godina.

Tablica 4-Proračun vremena otplate dodatnih osnovnih sredstava

Istra- živa- nje.	Cijena mašina sa napravama		Godišnji troško- vi proizvodnje		Vrijeme otplate $T = \frac{C_{m2} - C_{m1}}{K_1 - K_2} / \text{god/}$
	C_{m1}	C_{m2}	K_1	K_2	
I	593.200	725.000	206.467	161.850	$T = 2,78 \approx 3 \text{ god.}$
II	455.550	626.000	230.456	170.170	$T = 2,85 \approx 3 \text{ god.}$
III	479.000	512.000	151.000	145.240	$T = 5,8 \approx 6 \text{ god.}$

4. Analiza, zaključak i ocjena zaključka

Pojedinačna istraživanja imala su za cilj da se utvrdi ekonomičnost primjene pojedine agregatne mašine umjesto univerzalnih mašina. Agregatne mašine u posmatranim slučajevima spadaju u teže agregatne mašine, specijalizirane za obradu kućišta. Rezime rezultata istraživanja dat je u tablici 5.

Tablica 5. - Rekapitulacija pojedinačnih podataka

Agregatna mašina	2 - glava bušilica	3 - glava strug	3 - glava bušilica
Obradivani dio	kućica motora	kućište zasuna	kućište zasuna
Vrijeme operacije na agreg.maš. t_k	19 min	10 min	2,95 min
God.broj komada na agreg.mašini z_g	10.000	24.930	87.700
Kritični broj komada z_k	6.050	13.800	79.000
Vrijeme otplate $T/god/$	cca 3	cca 3	cca 6

Prva konstantacija na osnovu vrijednosti vremena otplate T bila je da se ono kreće u intervalu od 3-6 godina. Ova konstantacija nije bila dovoljna i za zaključak o tolerancijama procesa odnosno ekonomsko-tehničkoj granici.

Da smo imali 50 i više istraživanja onda bi bila u mogućnosti da za zaključivanje koristimo vrijednost prirodne gornje granice ovoga skupa podataka koja se statistički izražava uz vjerovatnoću od 95% sa $T_g = T + 2G$; gdje je T - srednje vrijeme otplate; G - standardna devijacija pojedinih vremena T . Medjutim na raspolaganju su bila samo tri podatka T i pomenu-ti metod nismo mogli koristiti. Zato smo za zaključivanje o ekonomsko-tehničkoj granici morali upotrebiti drugi približni metod koristeći mali uzorak. Odlučili smo da na osnovu statističkog proračuna putem malog uzorka ocjenimo interval varijacije prave srednje vrijednosti T podataka i gornju vrijednost tog intervala uzmemo za osnovu pri izvođenju zaključka. Na osnovu tako proračunate vrijednosti gornje granice intervala u iznosu od 6,92 godinu, usvojili smo, za naše uslove vrijeme $T_d = 7$ godina, kao prvu dovoljno dobru ocjenu za dopuštenu granicu odnosno ekonomsko-tehničku granicu upotrebe agregatnih i univerzalnih mašina.

Iako je ovim radom dobijema prva približna ocjena dopuštenog vremena T_d , ipak ona može da korisno posluži u praksi, a naro-

čito metod za određivanje pojedinačnih vrijednosti T . Valjanost dobijenog zaključka možemo ocjeniti upoređujući ga sa drugim poznatim podacima. Tako na pr. u SSSR-u prema tipskoj metodologiji normativni rok otplate dodatnih osnovnih sredstava preporučen je u intervalu od 3-7 godina. Razvojem tehnologije mašingradnje vijek savremenih mašina znatno je smanjen i iznosi 12 - 15 god. /SSSR, SAD, Engleska i dr./. Normalno je, onda od takve mašine zahtjevati da vrijeme otplate mašine iznosi oca pola vijeka, kako bi u toku druge polovine vijeka mašine, uštede u procesu predstavljale čisti dohodak. Ako se gore navedeno uzme u obzir može se dati pozitivna ocjena zaključka teme.

Prema tome univerzalne mašine smatraćemo ekonomičnijim i nećemo ih zamjenjivati agregatnim, ukoliko je vrijeme otplate dodatnih osnovnih sredstava veće od dopuštenog tj. $T > T_d = 7$ god. Ako je $T \leq T_d = 7$ god., onda je ekonomičnije uvesti u proces agregatne mašine umjesto odgovarajućeg broja univerzalnih mašina.

L I T E R A T U R A

1. G.I. Melamed, Agregatne stanki, Mašinstroenie - Moskva 1964
2. N.S. Ačerkan, Metallorežušćie stanki, Mašinstroenie - Moskva 1965
3. V.N. Mateev, Agregatne stanki, Mašinstroenie - Moskva - 1965
4. S.A. Tilles, Ekonomika tehnologićeskikh procesov mehanićeskoj obrabotki, Mašinstroenie - Moskva - 1964
5. E.D. Scheele, Principles and Design of Production Control Systems, prentice-Hall. Inc.- Englewood Cliffs - 1960
6. R. Barnes, Motion and Time study, John Wiley and Sons, Inc. - New York - 1958
7. P.Stanković, Analiza vremena i režima obrade, Naućna knjiga - Beograd - 1959
8. D.Mirković, Proraćun kapaciteta u metaloprerađivaćkoj industriji, Tehnika br.5 - Beograd - 1966.
9. S.Obradović, M.Sentić, Osnovi statistićeke analize, Naućna knjiga - Beograd 1959

A.Perić and others

AN APPROACH TO DETERMINATION ECONOMIC - TECHNICAL LIMIT OF
THE USE A UNIVERSAL AND SPECIAL - AGGREGATE - MACHINE

Exchange universal machine with special - aggregate - machine is limited with a determinate production conditions. The capital factors, which defined determinate production conditions contains a technical and economical elements and indicate efficiency and economy of the use a new equipment. These are following factors: critical number of pieces - z_k and years required for payoff - T . Machine exchange is economical at some case if there is some value - z_k and if is $T \leq T_d$; where - T_d is some allowed time required for payoff. This value - T_d we used as an economic - technical limit of the use a universal and special - aggregate-machine.

The capital problem was to calculate this limit. At the first we determined method for calculate the capital factors, valuable for our production and economy. Then, we decided that value - T_d will be determined with application of statistical calculation. This calculation we applied on sample of T value, which was the result of investigation some example of machine exchange at some enterprise. The final result of investigation was an estimated value $T_d = 7$ year.

At the end we can give following conclusion:

- determined value T_d is an estimated value, but so enough good for practical application as a method for calculation the capital factors;
- if it is $T > T_d = 7$ year, machine exchange is not economical, if it is $T \leq T_d = 7$ year, exchange is economical and it must be employed.

M. Kaplarević x)

NEKI REZULTATI ISPITIVANJA PROTOTIPA PNEUMATSKE AGREGATNE
JEDINICE ZA SUPERFINIŠ POU - 60 xx)

1. U v o d

U cilju podizanja tehnološkog nivoa završne obrade metala u Institutu za alatne mašine i alate radjeno je u toku poslednje tri godine na osvajanju metode superfiniš. Kao što je poznato reč je o specijalnoj metodi oscilatornog brušenja čije su najvažnije karakteristike: velika produktivnost, visok kvalitet i tačnost geometrijskog oblika obradjene površine, kao i vrlo mala debljina defektnog sloja materijala radnog komada, nastala u procesu obrade.

Rezultat radova na ovom problemu je prototip pneumatske agregatne jedinice za superfiniš POU-60 originalne konstrukcije, koja je razvijena u Institutu. Jedinica radi na principu pneumatskog udarno-povratnog oscilatora i napaja se vazduhom pod pritiskom $p = 6 \text{ kp/cm}^2$ iz industrijskog razvoda ili kompresorskog agregata.

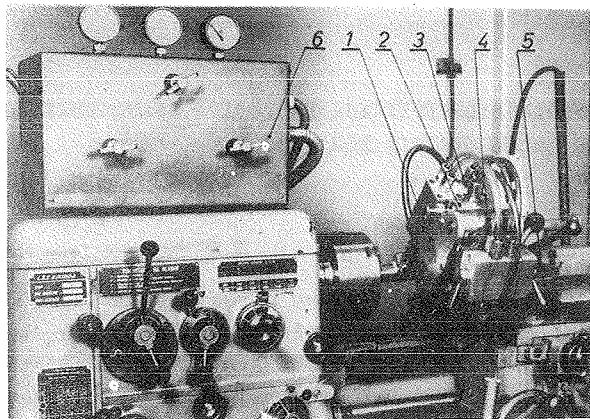
Na sl. 1 prikazan je prototip POU-60 priključen na univerzalni strug marke Batignolles: oscilator (1), inicijalni ventil (2), pneumatske ćelije sa nosačima belegija (3), nosač oscilatora sa razvodnicima (4), nosač uredjaja (5) i komandna jedinica (6).

Kompleksno ispitivanje prototipa POU-60, izvedeno u Institutu za alatne mašine i alate, detaljno je obradjeno u odgovarajućem Elaboratu Instituta [4]. U ovom radu daju se važniji aspekti razmatranja dinamičkog problema pneumatskog oscilatornog siste-

x) Miloš Kaplarević, dipl.ing., saradnik Instituta za alatne mašine i alate, Beograd, 27 marta 80

xx) Saopštenje iz Instituta za alatne mašine i alate.

ma, sa detaljnom analizom kinematike procesa obrade superfinišom i osvrtom na eksploatacijska ispitivanja prototipa pri superfiniširanju kaljenih čelika.



Sl.1. Snimak prototipa pneumatske agregatne jedinice POU-60

2. Otporne sile u dinamičkom sistemu

Diferencijalna jednačina oscilatornog sistema POU-60 ima oblik

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + cx + \mu mg(\text{sign}\dot{x}) = F(t) \quad , \quad (1)$$

gde su: $F_w = b\dot{x} = 2\delta m\dot{x}$ i $F_\mu = \mu mg(\text{sign}\dot{x})$ otporne sile u dinamičkom sistemu. Homogeni deo diferencijalne jednačine (1) posle uvođenja smene $\psi = x + s$, odnosno $\psi = x - s$ i $\frac{mg}{\omega^2} = s$ ima oblik

$$\ddot{\psi} + 2\delta\dot{\psi} + \omega^2\psi = 0 \quad . \quad (2)$$

Pretpostavljajući slabe oscilacije mase m oscilirajućih delova prototipa POU-60, opšti integral diferencijalne jednačine(2) ima oblik

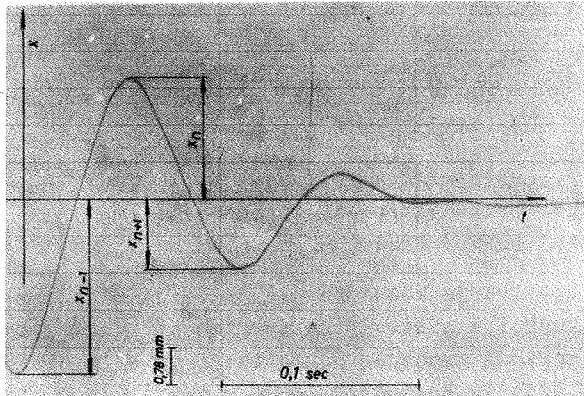
$$\psi = x \mp s = R e^{-\delta t} \cos(pt - \theta_0) \quad . \quad (3)$$

Iz opšteg integrala (3), koji definiše oblik puta pri slobodnim oscilacijama mase m , izvedeni su izrazi za izračunavanje vrednosti koeficijenta prigušenja δ i koeficijenta trenja μ

$$\delta = 2 \ln \frac{|x_{n-1}| - |x_n|}{|x_n| - |x_{n+1}|} , \quad (4)$$

$$\mu = \frac{|x_n|^2 - |x_{n-1}| |x_{n+1}|}{|x_{n-1}| - |x_{n+1}|} \cdot \frac{\omega^2}{g} . \quad (5)$$

Vrednosti koeficijenta $\delta = 3,87 \text{ sec}^{-1}$ i $\mu = 0,09$ sračunate su unošenjem u izraze (4) i (5) vrednosti periode oscilacija T_a i apsolutne vrednosti triju uzastopnih poluamplituda, $|x_{n-1}|$, $|x_n|$ i $|x_{n+1}|$. Ove vrednosti očitane su sa dijagrama eksperimentalne zavisnosti $x = x(t)$ pri slobodnim oscilacijama mase m , datog na slici 2.



Sl.2. Eksperimentalna vrednost $x = x(t)$ pri slobodnim oscilacijama mase m

U daljem razmatranju zanemarena je sila $F\mu = 0,69 \text{ kp}$, kao mala vrednost u odnosu na amplitudu prinudne sile pri prinudnim oscilacijama oscilatora [4]

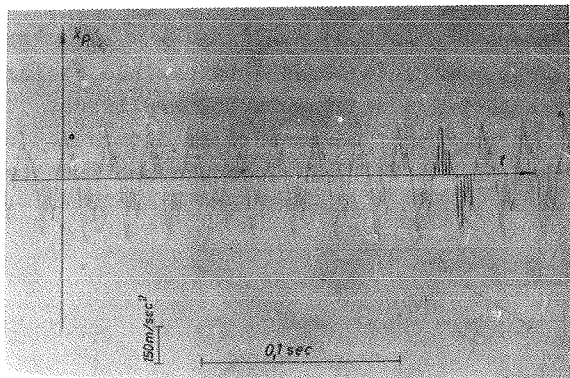
3. Analiza ubrzanja mase m

Na osnovu izvedene analize diferencijalna jednačina oscilatornog sistema ima oblik

$$\ddot{x} + 2\delta\dot{x} + \omega^2 x = \frac{1}{m} F(t) . \quad (6)$$

Pri kompleksnom ispitivanju naročita pažnja je posvećena odre-

djivanju karaktera prinude u nehomogenoj diferencijalnoj jednačini (6). U tom cilju snimljena je eksperimentalna zavisnost ubrzanja mase m , $\ddot{x}_p = \ddot{x}_p(t)$, pri prinudnim oscilacijama mase m na čitavom području radnih pritisaka $p_r = (2 - 6) \text{ kp/cm}^2$. Na dijagramu 3 data je ova zavisnost za $p_r = 3 \text{ kp/cm}^2$. Analizom



Sl.3. Eksperimentalna zavisnost $\ddot{x}_p = \ddot{x}_p(t)$ pri prinudnim oscilacijama mase m za $p_r = 3 \text{ kp/cm}^2$

rezultata ovog ispitivanja konstatovano je da je ubrzanje složena periodična funkcija sastavljena iz niza harmonika, da ima periodu jednaku periodi osnovnog harmonika i da se njegov karakter ne menja na čitavim područjima radnih pritisaka, što je vrlo važno s obzirom na poznatu vezu između oblika prinude i partikularnog integrala kod prinudnih oscilacija.

Harmonijskom analizom ubrzanja mase m za $p_r = 3 \text{ kp/cm}^2$ određen je analitički izraz osnovnog harmonika

$$\ddot{x}_{p1} = 13500 \sin 290 t \quad [\text{cm sec}^{-2}] \quad (7)$$

S druge strane razvijanjem u Furijev red po metodi Runge-a eksperimentalne zavisnosti ubrzanja date na dijagramu sl. 3 dobitan je analitički izraz za ubrzanje mase m .

$$\begin{aligned} \ddot{x}_p = & 172,5 + 458 \cos 290 t + 13450 \sin 290 t - \\ & - 4060 \cos 580 t - 1130 \sin 580 t - \\ & - 200 \cos 870 t - 2120 \sin 870 t - \\ & + 1306 \cos 1160 t - 1180 \sin 1160 t + \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned}
 &+ 1504 \cos 1450 t + 2170 \sin 1450 t + \\
 &+ 625 \cos 1740 t .
 \end{aligned}$$

Poredjenjem ovog izraza sa izrazom prvog harmonika ubrzanja (7) zaključeno je da je razlika između amplitude primitivne funkcije Furijeovog reda i amplitude prvog harmonika ubrzanja vrlo mala i da greška iznosi $\Delta = 0,4\%$. Aproksimacijom izraza (8) izrazom (7) čine se u vremenskom intervalu $0 \leq t \leq T_a$ integralna greška

$$\Delta_i = \frac{\int_0^{T_a} \ddot{x}_p(t) dt - \int_0^{T_a} \ddot{x}_{p1}(t) dt}{\int_0^{T_a} \ddot{x}_p(t) dt} = 0,06$$

Ova greška zanemarena je, s obzirom da u procesu obrade superfinišom trajektorija abrazivnog zrna ne mora imati strogo sinusan oblik. Prema tome, diferencijalna jednačina oscilatornog sistema ima definitivan oblik

$$\ddot{x} + 2\delta\dot{x} + \omega^2 x = h_0 \sin \Omega t \quad (6')$$

gde su: Ω = kružna frekvencija prinude i $h_0 = \frac{F_0}{m}$ = amplituda prinude, veličine zavisne od radnog pritiska vazduha u oscilatoru.

Eksperimentalnim merenjima utvrđeno je da se amplituda prvog harmonika ubrzanja mase m za područje radnih pritisaka $p_r = (2-6) \text{ kp/cm}^2$ kreće u intervalu $\ddot{x}_{p1} = (9750-19500) \text{ cmsec}^{-2}$, a amplituda prinudne sile u intervalu $F_0 = (47-94,6) \text{ kp}$.

4. Amplituda i frekvencija oscilacija mase m

Kao što je poznato iz teorije diferencijalnih jednačina, opšti integral diferencijalne jednačine (6') je

$$x = x_h + x_p ,$$

gde je

$$x_h = e^{-\delta t} (A \cos pt + B \sin pt) ,$$

$$x_p = C \cos \Omega t + D \sin \Omega t .$$

Diferenciranjem izraza x_p i unošenjem u nehomogenu diferenci-

jalnu jednačinu (6') dobija se izraz za partikularni integral

$$x_p = N \sin(\Omega t + \Theta_0) ,$$

gde je

$$N = \frac{F_0}{m\sqrt{(\omega^2 - \Omega^2)^2 + 4\delta^2\Omega^2}} - \text{amplituda prinudnih oscilacija mase } m ,$$

$$\Theta_0 = \arctg \frac{2\delta\Omega}{\Omega^2 - \omega^2} - \text{fazni ugao izmedju prinudne sile i puta mase } m .$$

Prema tome, opšti integral diferencijalne jednačine (6') ima oblik

$$x = e^{-\delta t} (A \cos pt + B \sin pt) + N \sin(\Omega t + \Theta_0) . \quad (9)$$

Pošto je

$$\lim_{t \rightarrow \infty} e^{-\delta t} (A \cos pt + B \sin pt) = 0 ,$$

i s obzirom da je $\delta = 3,87 \text{ sec}^{-1}$, to se posle vrlo kratkog vremenskog intervala uspostavlja režim prinudnih oscilacija mase m

$$x = x_p = \frac{F_0}{m\sqrt{(\omega^2 - \Omega^2)^2 + 4\delta^2\Omega^2}} . \quad (10)$$

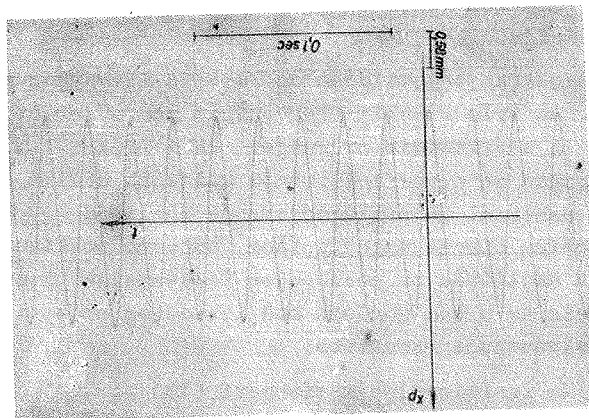
Za radni pritisak vazduha $p_r = 3 \text{ kp/cm}^2$ su: $\omega = 169 \text{ sec}^{-1}$, $r = 290 \text{ sec}^{-1}$, $F_0 = 65 \text{ kp}$ i $\Theta_0 = 182^\circ 18'$, pa analitički izraz za put ima oblik

$$x = 0,16 \sin(290 t + 182^\circ 18') . \quad (11)$$

Na dijagramu 4 data je eksperimentalna zavisnost $x_p = x_p(t)$ za $p_r = 3 \text{ kp/cm}^2$. Maksimalna greška elongacije puta mase m očitanih sa dijagrama sl. 4 u odnosu na elongacije x sračunate po izrazu (11), uz pretpostavku da je $\Theta_0 = 0$, je $\Delta_{\max} = 2,66\%$. To potvrđuje ispravnost aproksimacije ubrzanja mase m , izraz (8), funkcijom sinusnog oblika, izraz (7), jer je odstupanje stvarnog puta mase m od puta koji definiše diferencijalna jednačina (6') zanemarljivo.

Iz izraza (11) dobija se amplituda prinudnih oscilacija mase m

$$N = \frac{F_0}{m\sqrt{(\omega^2 - \Omega^2)^2 + 4\delta^2\Omega^2}} . \quad (12)$$

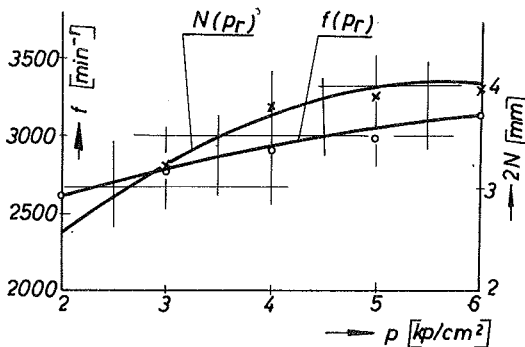


Sl.4. Eksperimentalna zavisnost $x_p = x_p(t)$ pri prinudnim oscilacijama mase m za $p_r = 3 \text{ kp/cm}^2$

Na dijagramu 5 data je eksperimentalna zavisnost amplitude, kriva $N(p_r)$, i frekvencije, kriva $f(p_r)$, prinudnih oscilacija mase m . U opštem slučaju ove karakteristike oscilatornog sistema zavise od više parametara

$$N = N(m, m_k, s_0, V_0, C_r, D, p_r, \Delta f, \delta, \mu) \quad (13)$$

$$f = f(m, m_k, s_0, V_0, C_r, p_r, \Delta f, \delta, \mu)$$



gde su: m - masa oscilatora, m_k - masa klipa, s_0 - hod punjenja, C_r - redukovana krutost oscilatornog sistema, D - prečnik klipa oscilatora, p_r - radni pritisak, f - štetni zazori, δ - koeficijent prigušenja, μ - koeficijent trenja u sklopu klip-cilindar.

Sl.5. Eksperimentalna zavisnost $N=N(p_r)$ i $f = f(p_r)$ pri prinudnim oscilacijama mase m

Funkcionalne zavisnosti (13) nepoznate su i vrlo složene. U [4] izvršena je njihova analiza i učinjen napor da se parametri koji u

žena je njihova analiza i učinjen napor da se parametri koji u

njima figuriraju klasifikuju po veličini uticaja na amplitudu i frekvenciju.

Ovo razmatranje dovelo je do razvoja izvedenog prototipa, POU-60 tip 2, sa vrlo visokim frekventnim područjem $f = (3700 - 4600) \text{ min}^{-1}$ i amplitudnim područjem $2N = (1,1 - 1,3) \text{ mm}$, koji je vrlo pogodan za superfiniširanje kaljenih čelika. Dalji napori bili su usmereni na prilagođavanje amplitudnog područja optimalnom režimu obrade superfinišom, odnosno postizanju efekta smanjenja amplitude sa povećanjem frekvencije. Teorijska razmatranja dala su u tom pogledu kod izvedenog prototipa POU-60 tip 2 zadovoljavajuće rezultate.

Rešenjem funkcionalne zavisnosti (13) po ω^2 dobija se izraz

$$\omega_2^2 = \Omega^2 - \sqrt{4\sigma^2 \Omega^2 + \frac{F_0^2}{N^2 m^2}} \quad (14)$$

Unošenjem u izraz (14) posebnih vrednosti za traženu amplitudu $N = 0,3 \text{ cm}$; $p_r = 2 \text{ kp/cm}^2$, $F_0 = 47 \text{ kp}$, $\sigma = 3,87 \text{ sec}^{-1}$, $m = \frac{7,13}{981} \text{ kpsec}^2/\text{cm}$ i $\delta = 387 \text{ sec}^{-1}$, dobija se $\omega_2^2 = 128500 \text{ sec}^{-2}$.

Unošenjem ove vrednosti u izraz (12) dobija se za $p_r = 6 \text{ kp/cm}^2$ $N = 0,096 \text{ cm}$, pa frekventnom području $f = (3700 - 4600) \text{ sec}^{-1}$ odgovara amplitudno područje $N = (6 - 1,92) \text{ mm}$.

5. Kinematika procesa obrade superfinišom

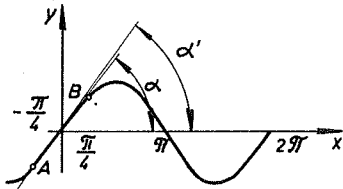
Razmatranje kinematike procesa obrade izvršeno je za superfiniširanje valjkastih radnih komada. Kao što je poznato u tom slučaju radni komad rotira oko svoje ose dok belegija izvodi oscilatorno kretanje u pravcu njegove izvodnice, naležući pri tom na radnu površinu. Superponiranjem ovih uzajamno normalnih kretanja, dobija se trajektorija abrazivnog zrna na radnoj površini, čija je skica data na slici 6.

S obzirom na napred izvedenu analizu, izraz (11), parametarske jednačine trajektorije abrazivnog zrna imaće oblik

$$y = N \sin \frac{\pi r}{30} t, \\ x = \frac{r \pi n_r}{30} t,$$

gde su $n_r \cdot [\text{min}^{-1}]$ = broj obrta radnog predmeta i $r \text{ [mm]}$ = poluprečnik radnog predmeta.

Eliminacijom parametara iz gornjih jednačina dobija se jednačina trajektorije



$$y = N \sin \frac{f}{r n_r} x . \quad (15)$$

Tangens ugla koji tangenta trajektorije zaklapa sa x-osom je

$$\text{tg } \alpha' = \frac{dy}{dx} = \frac{Nf}{r n_r} \cos \frac{f}{r n_r} x ,$$

Sl. 6. Skica trajektorije abrazivnog zrna u procesu obrade

$$x = 0 + 2k \frac{\pi r n_r}{f} \quad (k=1, 2 \dots n)$$

je

$$\text{tg } \alpha' = \frac{Nf}{r n_r} . \quad (16)$$

U literaturi [2] trajektorija abrazivnog zrna aproksimirana je pravom linijom u intervalu $-\frac{\pi r n_r}{4f} \leq x \leq \frac{\pi r n_r}{4f}$, čime je postignuta vernija interpretacija procesa obrade. Međutim, izračunavanje ugla α' , slika 6, matematski je prilično komplikovano, a dobijeni izraz nije pogodan za praktičnu primenu. Ovde se za njega daje jednostavniji uopšten izraz.

Prema jednačini (15) je perioda trajektorije

$$p = \frac{2 \pi r n_r}{f} ,$$

za $x = \frac{p}{8}$ je $x_B = \frac{\pi r n_r}{4f}$ i $y_B = N \frac{\sqrt{2}}{2}$, odakle sledi

$$\alpha = \text{arctg} \frac{2\sqrt{2} Nf}{\pi r n_r} . \quad (17)$$

Iz parametarskih jednačina trajektorije sledi

$$v_z = \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \quad (v_z = \text{brzina abrazivnog zrna}).$$

S obzirom da je

$$\dot{y} = \frac{\pi Nf}{30} \cos \frac{\pi f}{30} t ,$$

brzina abrazivnog zrna menja se u intervalu

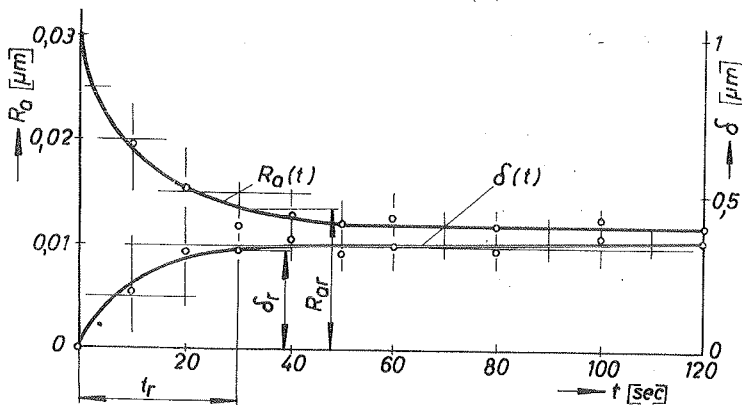
$$v_z \text{ min} = v_r = 2 \pi r n_r \quad (v_r = \text{obimna brzina radnog predmeta})$$

$$V_z \max = 2\pi \sqrt{r^2 n^2 + N^2 f^2}$$

6. Eksploatacijska ispitivanja

Eksploatacijska ispitivanja prototipa POU-60 vršena su pri superfiniširanju kaljenih čelika tvrdoće 57 - 64 Hrc. Pri ispitivanju je usvojen postupak obrade sa postepenim povećanjem finoće belegija.

Na slici 7 data je eksperimentalna zavisnost srednje geometrij-



Sl. 7. Eksperimentalna zavisnost $R_a(t)$ i $\delta(t)$ u trećem prolazu (belegija Nr - 2F - TV₂, $\alpha = 19^{\circ}30'$ i $p_b = 0,7 \text{ kp/cm}^2$)

ske hrapavosti $R_a(t)$ i debljine sloja skinutog materijala $\delta(t)$ u trećem, završnom prolazu. Na dijagramu je naznačeno rentabilno vreme obrade $t_r = 20 \text{ sec}$ i rentabilna hrapavost obradjene površine $R_{ar} = 0,012 \mu\text{m}$.

Karakteristike obradjene površine bile su sledeće

Pre obrade superfinišom:

$$\begin{aligned} R_a &= 0,14 \mu\text{m} , \\ f &= 16 , \\ W_g &= 1,5 \mu\text{m} , \end{aligned}$$

Posle obrade superfinišom
(posle trećeg prolaza):

$$\begin{aligned} R_a &= 0,012 \mu\text{m} , \\ f &= 0 , \\ W_g &= 0 , \end{aligned}$$

$$W = 1,2 \mu\text{m},$$
$$\Delta R = 0,5 \mu\text{m},$$

$$W = 0,7 \mu\text{m},$$
$$\Delta R = 0,4 \mu\text{m},$$
$$\delta = 11,35 \mu\text{m},$$

gde su f = broj valova, W_g = visina vala, W = ovalnost, i
 ΔR = maksimalna razlika prečnika.

Ovi rezultati su za 10 - 30% bolji od rezultata koje poznate evropske firme daju u svojim tehničkim publikacijama.

7. Z a k l j u č a k

Kompleksna ispitivanja pokazala su da je prototip POU-60 po svojim dinamičkim i eksploatacijskim karakteristikama na nivou odgovarajućih uređaja poznatih svetskih proizvođača i da ih u izvesnim karakteristikama nadmašuje: viši nivo frekventnog područja, manja težina ($G = 15 \text{ kp}$) i manji intenzitet dinamičkih momenata ($M_{\text{dmax}} = 17 \text{ kpm}$). Dalji radovi usmereni su u pravcu razvoja agregatnih uređaja sa smanjenim dinamičkim momentima, poboljšanim karakteristikama parametara oscilatornog sistema i širim tehnološkim područjima primene.

Na osnovu rezultata kompleksnog ispitivanja u Institutu je razvijen prototip za serijsku proizvodnju koji će proizvoditi industrija pneumatike i hidraulike "Prva petoletka", Fabrika delova, Brus.

L i t e r a t u r a

- [1] B.E. Balatin, Dinamičeskaja ustojčivost uprugih sistem, Gosizdat, Moskva (1956)
- [2] P.E. Djačenko, Otdelka abraziivnimi bruskami, AN SSSR (Kačestvo poverhnosti - Zbornik 3), Moskva (1957)
- [3] F.R. Gantmaher, Lekcii po analitičeskoj mehanike, Moskva. (1960)
- [4] M. Kaplarević, Kompleksno ispitivanje prototipa pneumatske agregatne jedinice konstrukcije IAMA, Elaborat 71/67, Institut za alatne mašine i alate, Beograd (1967)
- [5] D. Malić, Termodinamika i termotehnika, Gradjevinska knjiga, Beograd (1963)
- [6] R. Milivojević, Istraživanje obrade superfinišom sa postavljanjem originalne pneumatske jedinice, Elaborat 40/66, Institut za alatne mašine i alate, Beograd (1966)

- [7] R. Milivojević, Završna obrada metodom superfiniš, Saopštenja IAMA 2, Beograd (1966) 205
- [8] V.I. Mucjanko, Otdelka cilindričkih detalej abrazivnimi bruskami, AN SSSR (Kačestvo poverhnosti - Zbornik 3), Moskva (1957).

M. Kaplarević

Einige Resultate der Untersuchung des Prototypes der pneumatischen Superfinish-Einheit POU-60

In diesem Aufsatz sind die wichtigere Aspekte der theoretischen Erläuterung des dynamischen Verhaltens des pneumatischen Oszillators mit Rückschlagwirkung für die Verwendung in Superfinish-Einheiten gegeben. Man hat auch die konkrete Benützung der gezogenen Folgerungen aus der Untersuchung des Prototypes POU-60, der im Institut für Werkzeugmaschinen und Werkzeuge, Beograd, entwickelt wurde, ausgelegt. Ausserdem ist eine Analyse der Parameter der Trajektorien des abrasiven Kornes beim Superfinish der walzenförmigen Werkstücke, als auch die Resultate der Betriebsuntersuchung des Prototypes POU-60 in Superfinishbearbeitung der Werkstücke aus gehärtetem Stahl, gegeben.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

I. Bodrožić^{x/}

NEKONVENCIONALNI PROCESI OBRADÉ^{xx/}

Od samog početka razvoja obrade, uslov za postizavanje mogućnosti obrade bio je da materijal alata mora biti tvrdi od materijala obratka - znači boljih mehaničkih svojstava. Razvojem i proširenjem vrsta obrada i materijala, razvijali su se materijali alata i povećavala brzina obrade. Danas bi definiciju zakona mehaničke obrade materijala mogli izreći ovako: - materijal alata mora biti tvrdi od materijala izratka na temperaturi koju određuje režim obrade.

Razvoj novih metala za alate; brzoreznih čelika, tvrdih metala i keramike dosta je povećao mogućnosti reznih alata kod uobičajenih materijala izradaka. Razvojem potreba u industriji za novim materijalima razvili su se i novi postupci obrade za njih, a poslije su se primijenili i kod obrada uobičajenih materijala. Mehanička svojstva nekih novih materijala su naime takva da ih uobičajeni alati ne mogu obradivati jer su slabijih mehaničkih svojstava. Pojedini postupci razvili su se i proširili vrlo brzo i u industriji, kod drugih ide to polaganije, neki su još u eksperimentalnom stadiju ili laboratorijskim ispitivanju.

Što karakterizira nove nekonvencionalne postupke obrade ? Karakterizira ih svojstvo da u procesu obrade alat kojim se obrada vrši nije nikada u direktnom dodiru sa obratkom. Alat je nosioc oblika, on prenosi transformiranu električnu energiju koja vrši radnju obrade, pa zato obično i nisu najvažnija njegova mehanička svojstva.

Gibanje alat - obradak je kod ovih obrada jednostavno i svodi se najčešće na pravocrtno ili, ukoliko je kombinirano onda je u jednoj ravlini i može se postići pomoću dvije pravokutne koordinate.

*/ Ivica Bodrožić, dipl.inž.strojarstva, saradnik Instituta za alatne strojeve Zagreb

xx/

Saopštenje iz Instituta za alatne strojeve Zagreb.

Iako jednostavno - posmično gibanje u većini je automatizirano, jer je to jedini uslov za jednoličan, trajan rad.

Nekonvencionalni procesi obrade u širem značenju ne odnose se samo na područje odnošenja materijala već i na područje oblikovanja, deformacije. Slijedeći pregled neka nam pokaže koje su to obrade:

NEKONVENCIONALNI PROCESI OBRADE

I. OBRADA ODNOŠENJEM MATERIJALA

- ULTRAZVUKOM
- ELEKTROEROZIJOM (iskrenjem)
- ELEKTROLITSKA (elektrokemijska); brušenje i dubljenje
- MLAZOM ELEKTRONA
- LASER-om
- MLAZOM PLAZME

II. OBRADA OBLIKOVANJEM (deformacijom) MATERIJALA

- OKRETNIM PRITISKANJEM
- VISOKOM ENERGIJOM; magnetsko,
elektrohidrauličko,
eksplozivno,
velikom brzinom komprimiranim plinom
- HIDROSTATSKIM ISTISKIVANJEM (ekstruzijom)

Iako ovaj pregled sadrži veći broj procesa, ne mora značiti da je on i potpun. Vjerujemo da postoji još procesa koji se ispituju i o kojima ćemo više čuti onda kad istraživači odluče da objave rezultate.

Napomenimo još uzgred da je razvoj ovih novih procesa tako brz i istovremen na nekoliko mjesta da se pojavljuje problem jednoznačnog naziva pojedinog procesa.

18

U ovim razmatranjima nećemo se pobliže baviti vrstama i načinima automatskog upravljanja, a niti numeričkim upravljanjem. Treba reći da upravljanje ne čini postupak obrade u pravom smislu riječi, već sistem kojim međusobno pomičemo nosače alata i komada na nekom alatnom stroju. Mi pak ovdje razmatramo same procese.

Razni autori upotrebljavaju razne nazive, što znači da se nije našao najtačniji naziv.

Mi ćemo se ovdje baviti samo sa I dijelom, iako treba reći da je II dio isto tako interesantan i sadrži mnoga poboljšanja, čija primjena je također važna.

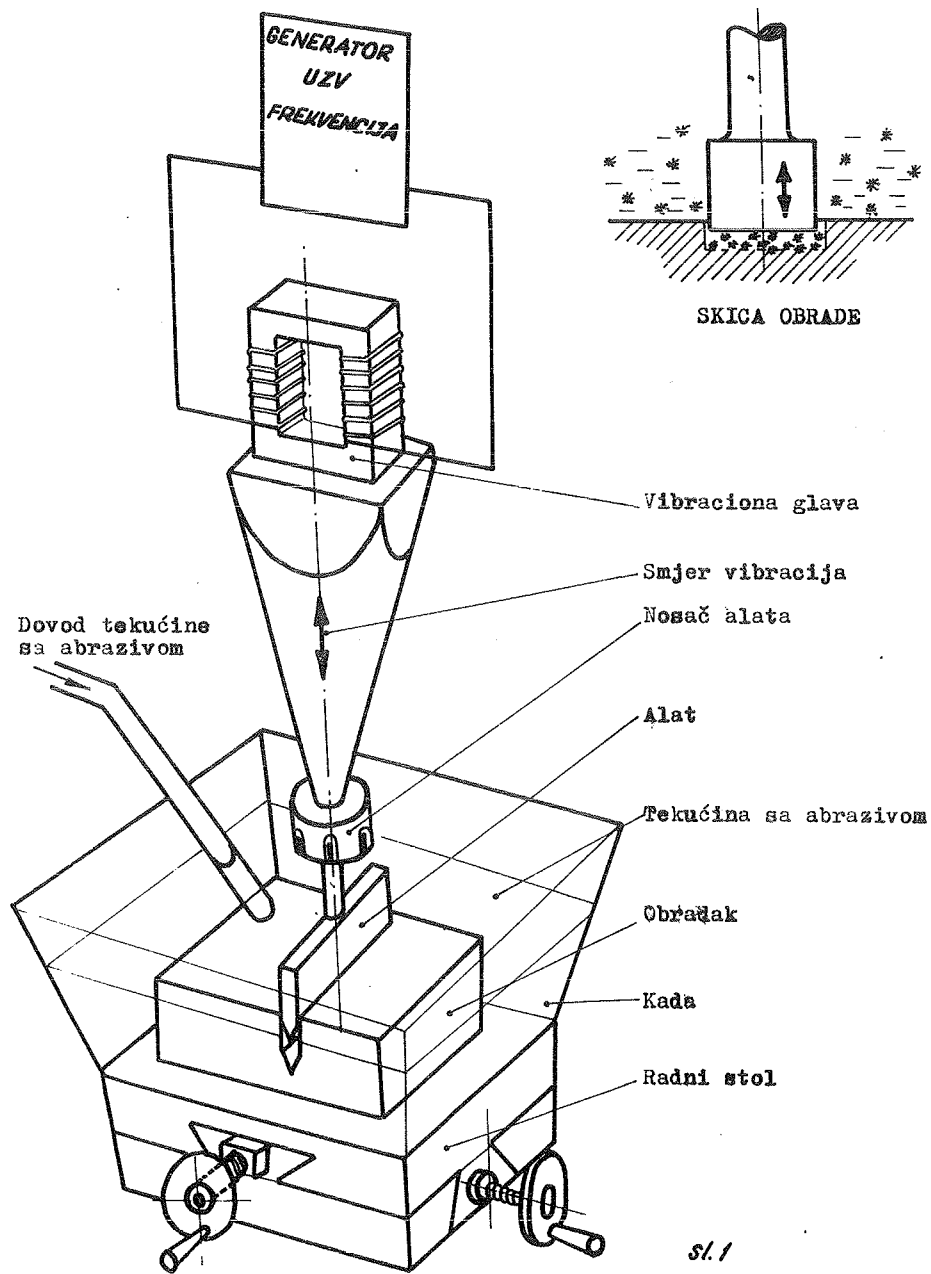
U kratkom pregledu po pojedinim vrstama obrada odnošenjem materijala, pokušat ćemo dati odgovor na pitanja koja se sama po sebi nameću: što je to, na koji način i gdje primijeniti i što se od njih može očekivati ?

Baš kao i kod konvencionalnih procesa obrade ni ovi nekonvencionalni nisu univerzalni i ne rješavaju sve probleme obrade. Sve su brojnija njihova logička i ekonomična korištenja tamo gdje se ne može jednostavno obrađivati konvencionalnim načinom, radi oblika i veličine obratka, radi svojstva materijala i trajanja obrade.

OBRADA ULTRA ZVUKOM

Ubraja se u najstarije nekonvencionalne procese obrade, slika 1 nam prikazuje način rada. Alat oblikovan prema traženom izgledu vibrira ultrazvučnim vibracijama (20.000 do 25.000 Hz), malim amplitudama (0,025 do 0,1 mm). Abrazivna zrnca, raspršena u tekućini, dolaze pod udar alata koji vibrira, bivaju njegovim djelovanjem usmjerena prema površini obratka i buše ga u dodirnim tačkama. Možda je netačno reći "buše ga" jer se obrada abrazivnim zrnima zove u tehnologiji - brušenje. Pri ovome radu, alat daje oblik površine koja se obrađuje, ne dolazi u neposredni dodir sa obratkom, ne troši se, jer operaciju rezanja vrše abrazivna zrnca. Generator ultrazvučnih frekvencija povezan je sa vibracionom glavom kroz koju teče izmjenična struja. Glava je sastavljena od posebne kombinacije metala, takvih magnetskih svojstava da se pod djelovanjem izmjenične struje skuplja i produžuje, te tako dovodi nosač alata s alatom u vibraciju, u smjeru gibanja alata.

Abraziv je obično borov ili silicijev karbid ili aluminijski oksid. Tokom rada alat svojim vibracijama formira mlaz abraziva i tekućine koji se velikom brzinom kreće prema površini obratka, zabija i nju i mehanički otkida dio površine. Budući su abrazivna zrnca vrlo velike tvrdoće, ovim se postupkom može obraditi



svaki materijal bez obzira na tvrdoću i električku provodljivost. Uz obradu tvrdih metala i ostalih legura, obrađuje se staklo, porculan, keramika, germanijem i ostali materijali, krti, bez otpornosti na lomljenje.*

Danas je glavno područje upotrebe ovog procesa obrada materijala nevodiva ili poluvodiča velike tvrdoće u industriji elektronike i plastičnih materija. Učin skidanja materijala je mali, reda veličine kod stakla $20 \text{ mm}^3/\text{min}$.

OBRADA ELEKTROEROZIJOM

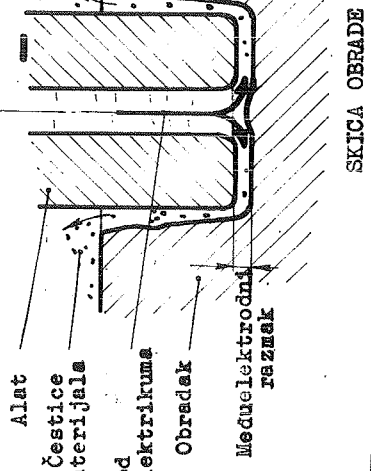
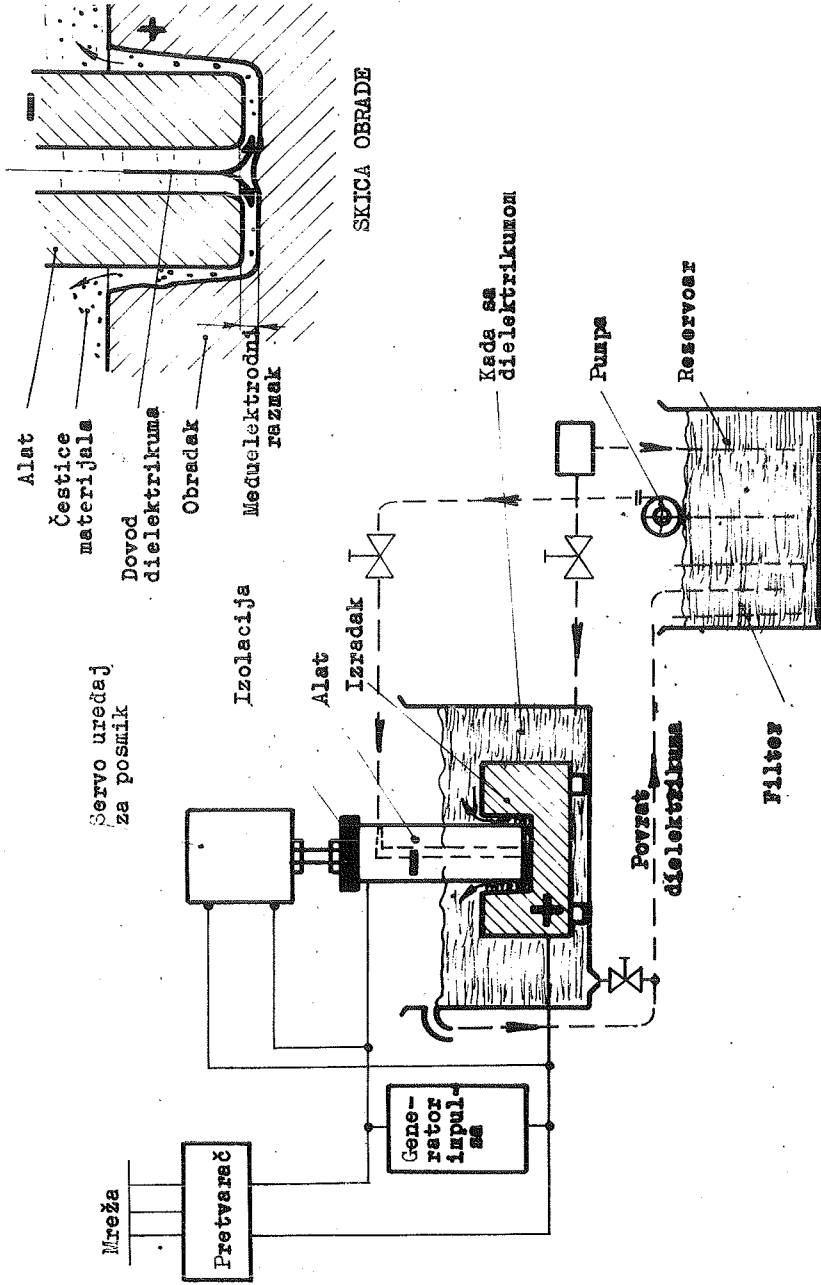
je industrijski najrašireniji proces. Odnosenje metala električnom iskrom nastalom brzim pražnjenjem između dviju metalnih elektroda - alata i obratka - osnova je ovog nekonvencionalnog procesa, (vidi sliku 2).

Elektrode među kojima dolazi do pražnjenja (i do nekoliko stotina hiljada puta u sekundi) uronjene su u dielektrikum (najčešće petrolej, špirit, benzin, ulje, itd.) i među njima je tokom rada razmak reda veličine od nekoliko stotinki mm.

Pražnjenje koje nastaje međusobnim približavanjem elektroda očituje se u preskakivanju električne iskre koja prouzrokuje taljenje i djelomično isparavanje metala u zoni pražnjenja, te odvajanja rastaljene čestice od površine. Dielektrikum koji popunjava meduelektrodni prostor prima toplinu rastaljene čestice metala i odvodi je svojim strujanjem.

U ovom postupku dolazi i do izvjesnog trošenja elektrode - alata, a veličina trošenja je ovisna o vrsti generatora impulsa, o vrsti dielektrikuma i intenziteta njegovog strujanja u međuelektrodnom prostoru, režinu rada i vrstama materijala elektrode alata i obratka. Svakom metalu obratka odgovara jedna vrsta materijala elektrode alata koja daje najbolji učin. Najčešće se upotrebljavaju elektrode na bazi grafita, bakra, volframa, aluminijskih legura i sivog ljeva.

x/ Gledajući strogo i obrada ultrazvukom je u stvari lomljenje materijala mikrolomovima na mjestu gdje udari čestica abrazivnog sredstva.



SLIKA 2. ŠEMA RADA ELEKTROERIZIONOG STROJA

Iako se materijal elektrode - alata troši u procesu obrade, to se nadoknađuje njegovom jeftinoćom i relativno lakom obradom.

Elektroerozijom se mogu obradivati svi metali bez obzira na tvrdoću (kaljeni čelici, karbidi, steliti, brzorezni čelici, tvrdi metali itd.), jer je jedini uslov električna vodljivost. Postignuta kvaliteta površine, ovisna o režimu obrade i preciznost odslikavanja alata dobra je. U obratku nema dodatnih naprezanja nastalih obradom (ni mehaničkih ni termičkih) što je koji puta vrlo važno pri izradi alata.

Najčešća primjena elektroerozije je pri izradi alata za provlačenje iz tvrdih metala, za obradu matrica za kovanje, kalupa i kokila za ljevanje, kalupa za dubcko izvlačenje, za oblikovanje plastičnih materijala i za oštrenje reznih alata.

Nakon pojave elektrolitskog brušenja mnogo se manje upotrebljava za oštrenje reznih alata.

Stroj za elektroerozionu obradu ima automatiziran posmik kojim održava stalni meduelektrodni razmak. Kako teče proces erozije obratka i trošenja alata, tako se automatski približava alat, održavajući stalni potrebni razmak čime je omogućen stalan proces rada i dobivanje tražene kvalitete površine.

Pojava novijih generatora upravljivih impulsa smanjila je odnošenje elektrode alata, a ubrzala tok obrade. Prema novijim podacima normalni učin je oko $3000 \text{ mm}^3/\text{min}$ u čeliku. Gornje granice su postignute u veličini do $10000 \text{ mm}^3/\text{min}$.*

ELEKTROKEMIJSKA OBRADA

ili elektrolitska može se jednostavno nazvati - obrada elektrolizom. Elektrode alat i obradak spojeni su sa jakim izvorom istosmjerne struje i uronjene u elektrolit, gdje dolazi do jakog anodnog rastvaranja metala.

Na ovom istom principu rade dvije vrste strojeva:

* Ovako navedene količine odnosa materijala ne bi trebalo da nam služe isključivo kao pokazatelj koji je stroj ili koji proces bolji.

Mislim da bi odlučniji faktor trebalo biti vrijeme potrebno da se obavi neka obrada, jer ono uz cijenu koštanja alata dozvoljava uspoređivanje sa drugim postupcima

- elektrolitske brusilice, oštrilice,
- elektrolitske dubilice, bušilice.
- Elektrolitske brusilice koju šematski prikazuje slika 3 služe često u industriji za oštrenje reznog alata iz tvrdih metala. U međuelektrodni razmak, koji napajamo elektrolitom, ulaze okretanjem brusne ploče abrazivna zrnca i skidaju već elektrolizom rastvoreni sloj metala na alatu. Ovime se postiže slijedeće:

- nema kratkog spoja između alata i ploče, jer abrazivna zrnca nisu vodiči struje,
- povećava se brzina odnošenja materijala alata, a nije velik pritisak pod kojim brusna ploča radi, zbog čega je smanjeno trošenje brusne ploče,
- ne dolazi do naprezanja materijala alata i on prilikom brušenja ne mijenja svojstva.

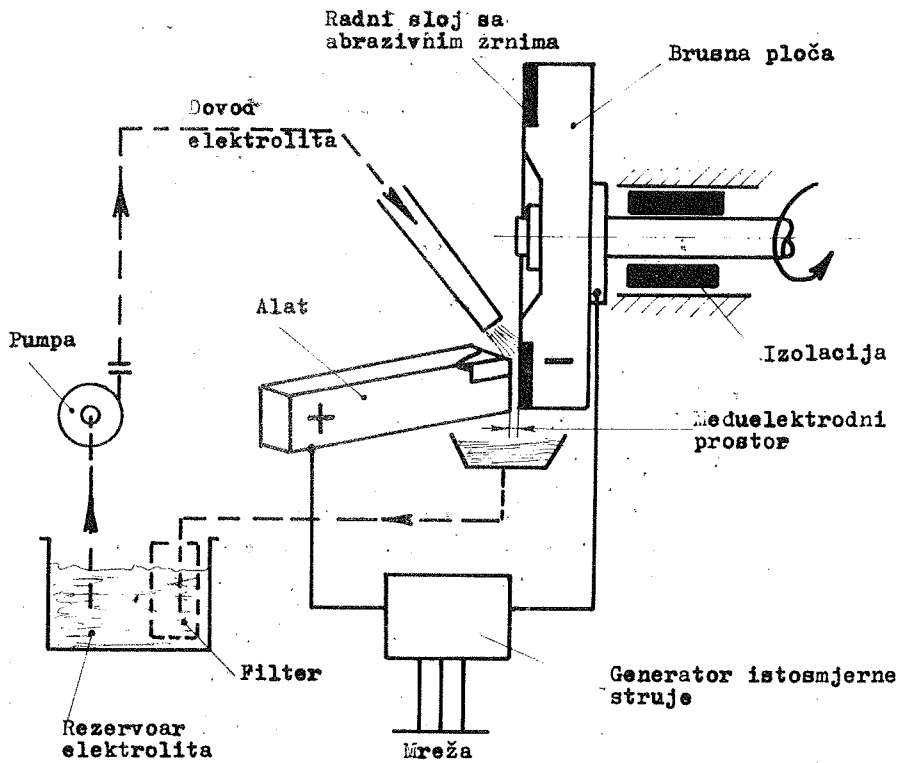
Ispitivanja pokazuju da se od ukupne količine skinutog materijala samo oko 1/10 skine abrazivnim djelovanjem brusna, a sve ostalo elektrolitskim djelovanjem, time je trajanje takve brusne ploče povećano za 20 puta.

ELEKTROLITSKO DUBLJENJE mogli bismo prema odnosu alat-obradak usporediti sa elektroerozijom, slika 4.

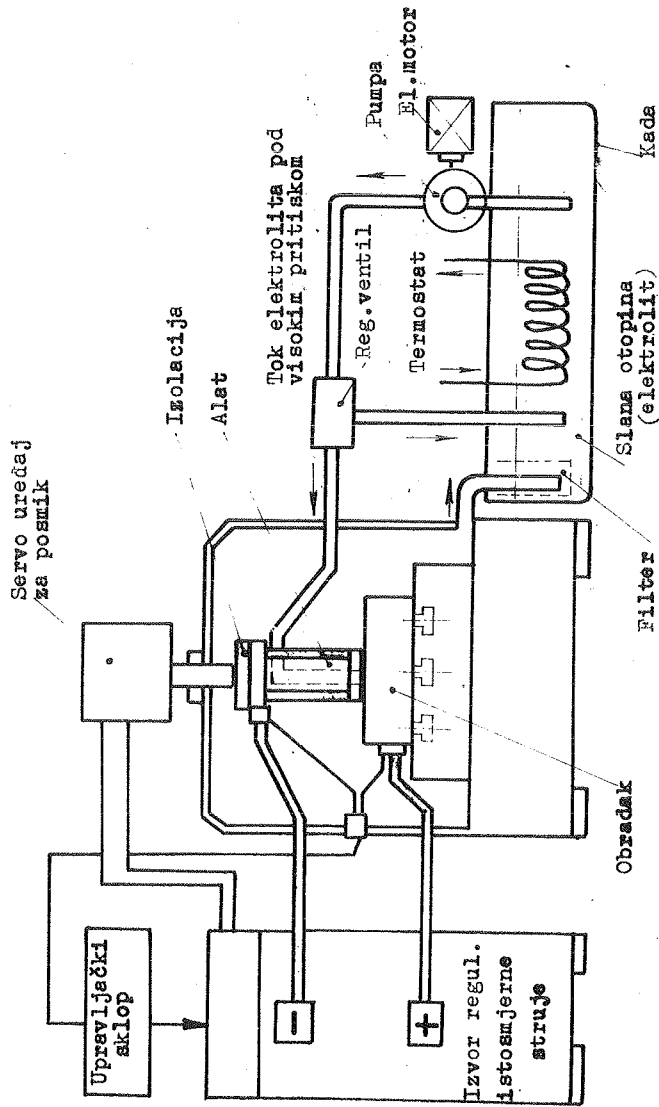
Održavanje međuelektrodnog razmaka je automatsko kao i kod elektroerozije. Po konstrukciji razlika je u tome što se ovdje pri radu javljaju velike sile kao posljedica strujanja elektrolita pod pritiskom (i do 50 atm). Jake struje u radu odaju veliku količinu topline koju odnosi elektrolit. Radi toga treba u stalnom procesu rada biti uključen termostat za elektrolit, odnosno rad se prekida kada elektrolit postigne temperaturu pri kojoj počinje isparavanje. Promjene temperature radnog prostora prouzrokuju i promjene dimenzija alata i obratka, o čemu treba voditi računa pri preciznom radu.

Polje primjene svakim se danom sve više proširuje; pušenje slijepih i prolaznih otvora raznih oblika, obrada šupljina i matrica složenog oblika, skidanje srha nakon obrade.

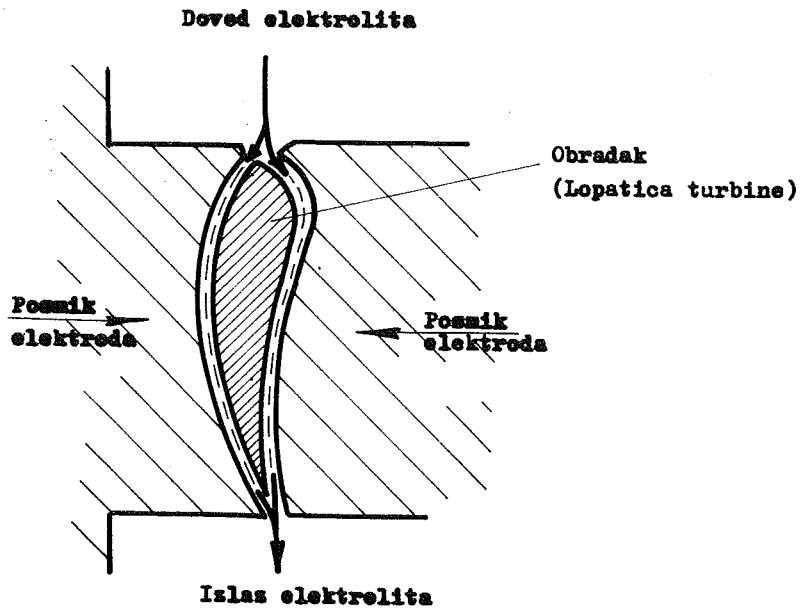
Slika 5 prikazuje alat za elektrolitsku obradu lopatice turbine.



SLIKA 3. ŠEMA RADA ELEKTROLITSKE BRUSILICE



SILKA 4. ŠEMA INSTALACIJE ZA ELEKTROLITSKO BUŠENJE



SLIKA 5. ŠEMA ELEKTROLITSKE OBRADNE LOPATICE TURBINE

Utjecaj površine elektrode alata na oblik obradene rupe vidimo na slici 6. Ukoliko elektroda ulazi sve više u materijal, onda i na bočnim ravninama teče proces elektrolitskog rastvaranja i mlaz elektrolita odnosi rastvoreni materijal - pa se bočni zazor sve više povećava. Izoliramo li bočne strane elektrode nema bočnog rastvaranja i stijenke imaju cilindričan oblik, sa stalnim međuelektrodnim zazorom. Iskustvom se stižu tačni podaci o veličini međuprostora pri pojedinim režimima rada. Detaljnije o ovom načinu rada i rezultatima dato je u referatu kolege inž.Kos-a.

Spomenimo uzgred još jednu novu najjednostavniju izvedbu elektrolitske dubilice, koja radi slobodnim mlazom elektrolita, slika 7.

Kroz cijev na čijem je kraju specijalna sapnica koja služi i kao elektroda, pušta se elektrolit pod pritiskom. Mlaz elektrolita usmjeren je u obradak koji je također elektroda. Elektrolit djeluje u tački udara isto kao i elektrolitska dubilica, tako da je moguće bušiti i oblikovati rupe u teško obradivim materijalima i na komadima koje ne možemo staviti radi svoje glomaznosti na radni stol.

Rekli bismo da je ovo neka lako pokretna izvedba elektrolitske dubilice.

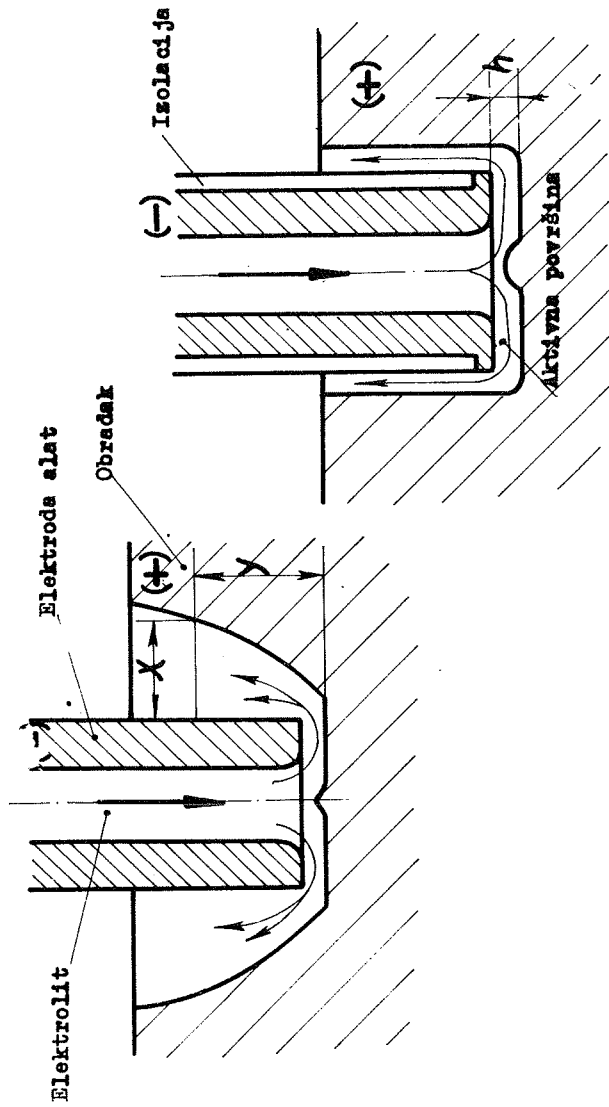
OBRADA MLAZOM ELEKTRONA

Snop elektrona, koji ubrzani jakim električnim poljem i okupljeni pomoću sistema magnetskih i elektrostatičkih leća padaju na površinu obratka - čine radni proces, slika 8.

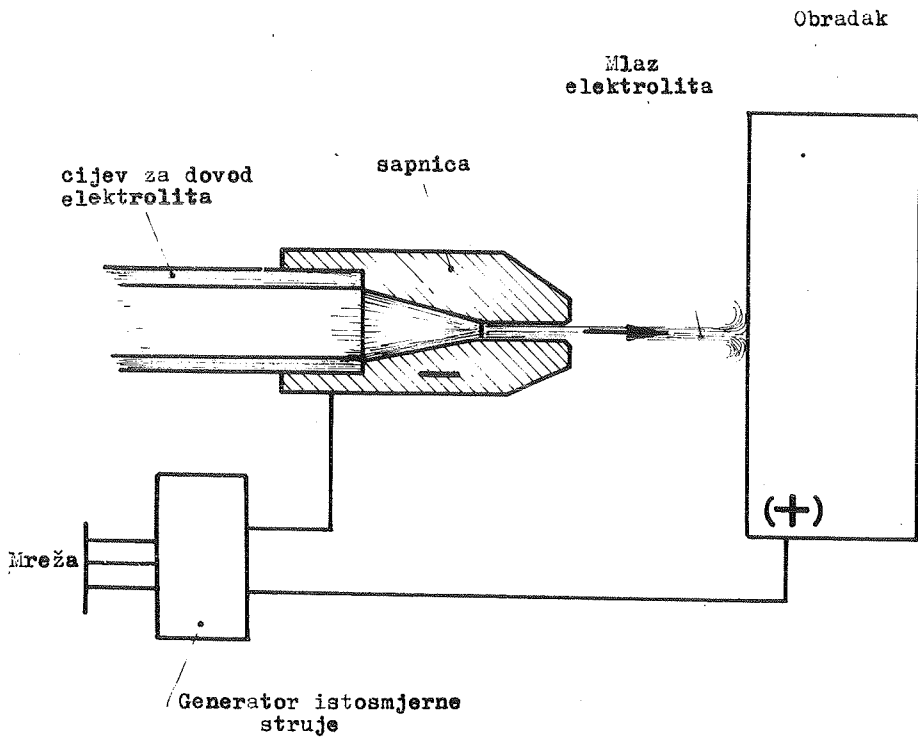
Ovdje se iskorištava toplinsko djelovanje nastalo udaranjem elektrona o površinu obratka i pojava vrlo visokih lokalnih temperatura na maloj površini (0,005 do 0,02 μm promjera) kojoj ne mogu odoljeti ni najvatroostalniji materijali: molibden, tantal, volfram itd.

Obrada se može obaviti samo u visokom vakuumu, pa se pri tome ne treba bojati oksidacije obradenog metala.

Obradak pričvršćen na radni stol najčešće se automatski pomiče tokom rada, čime je omogućeno bušenje rupa različitih oblika



SLIKA 6. UTJECAJ IZOLIRANE POVRŠINE ELEKTRODE ALATA NA OBLIK BUŠOTINE



SLIKA 7. SEMA RADA DUBILICE SA MLAZOM ELEKTROLITA

ili određenih profila. Obrade su moguće samo u malim dimenzijama (debljine materijala do 0,5 mm) i malim brzinama. Traži se visoka kvalifikacija za rukovanje.

Polje primjene i obrade na malim komadima, odrezivanje, urezivanje ureza i složenih oblika, bušenje vrlo sitnih i blizu smještenih rupa, obrade krutih materijala (dijamanti), stakla i keramike.

Ovim postupkom može se provoditi operacije skidanja materijala i zavarivanja odnosno lemljenja (na pr. kod mikrominijaturizacije elektronskih krugova).

OBRADA LASEROM

Postupak je sličan prije spomenutom. Ovdje se električna energija pretvara pomoću posebnog uređaja u svjetlosnu, slika 9. Valovi svjetlosti udaraju na površinu materijala i na mjestu udara dolazi do visoke temperature.

Tako ova obrada ima iste karakteristike i mogućnosti kao prethodna, učin je ovdje mnogo veći, a obrada ne traži da je radni prostor u vakuumu. Sam uređaj je jeftiniji. Intenzivno se radi na pojačanju ovih uređaja.

Primjer obrade - bušenje dijamantske matrice za provlačenje žice do sada je trajalo 10 dana, dok je laserom to urađeno za 2 minute.

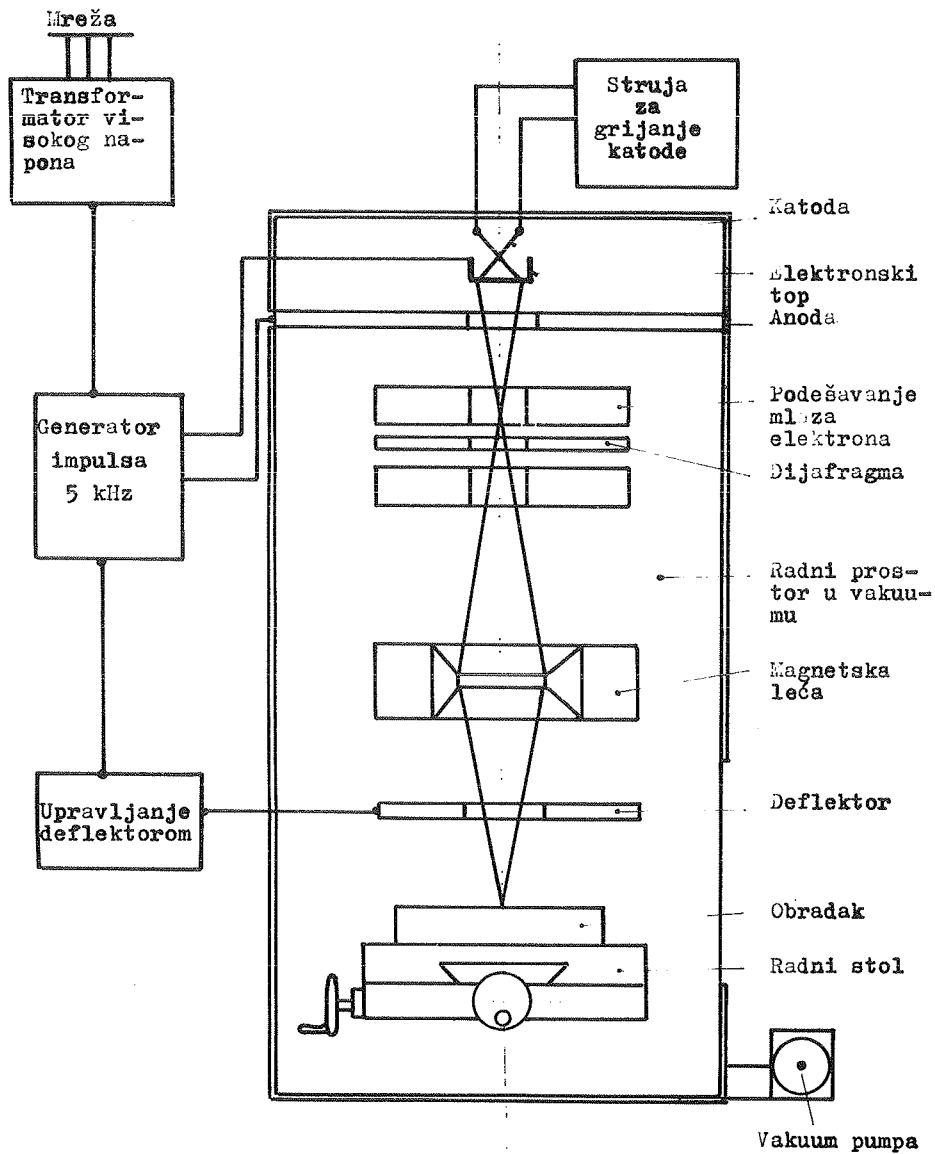
Vjerojatno polje primjene - obrade keramike, cirkonija, dijamanta itd.

OBRADA MLAZOM PLAZME

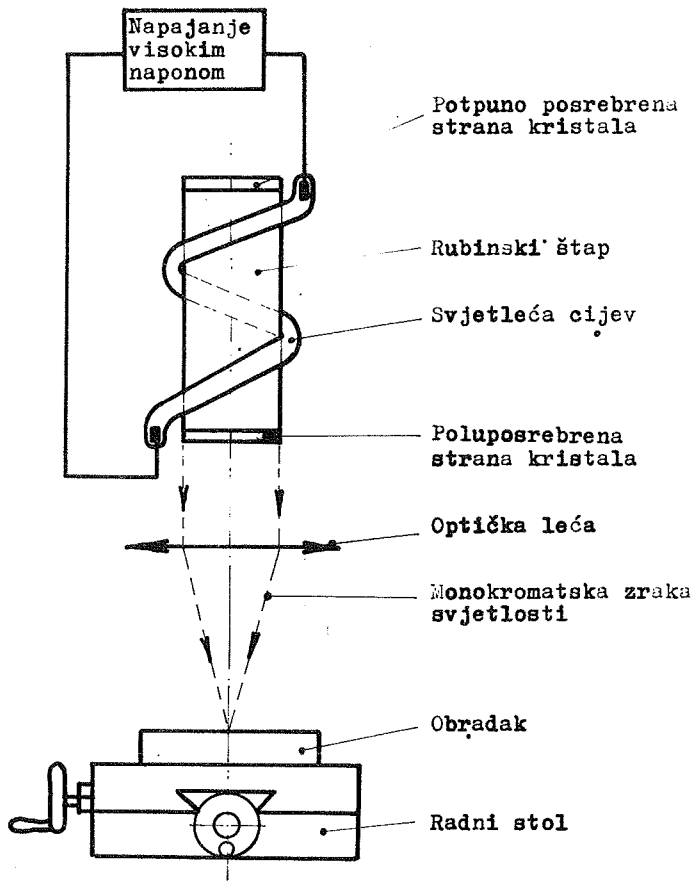
Plazmom nazivamo stanje materije kod plinova na vrlo visokoj temperaturi (od 5500°C do 11000°C), danas već uobičajeno pod nazivom "četvrto agregatno stanje", slika 10.

Obrada mlazom plazme, koja je jako ionizirana, svodi se na isjecanje materijala u pločastom obliku koji se teško režu plamenom acetilena (ploče od Al. i nerđajućih čelika).

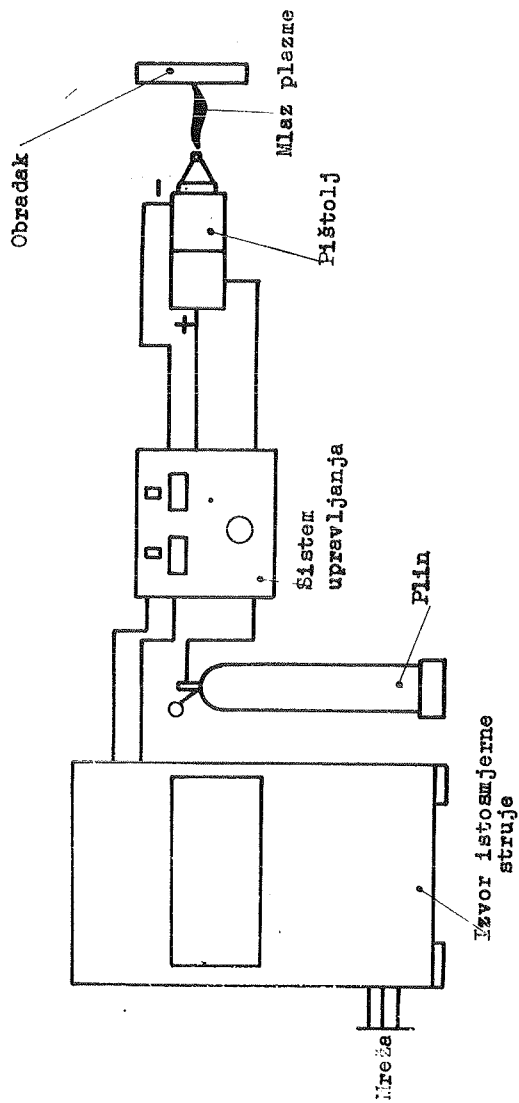
Postizavaju se velike koncentracije topline kojom je moguće ostvariti velike brzine rezanja, 5 x brže nego normalnim načinom tako, da rubovi ostaju strukturno skoro nepromijenjeni.



SLIKA 8. ŠEMA UREĐAJA ZA OBRADU SNOPIOM ELEKTRONA



SLIKA 9. Šema uređaja za obradu laserom



SLIKA 10. ŠEMA UREĐAJA ZA DOBIVANJE PLAZME

Preciznost nije velika, pa se danas još ne upotrebljava za složene oblike. Osim odrezivanja ima podatak o primjeni kod grubog tokarenja i grube obrade navoja na tokarilicama.

Zaključak

Kako se to obično dešava sa svim novitetima, tako su i nekonvencionalni procesi obrade bili u početku loše shvaćeni, slabo primjenjivani i precijenjeni.

Razvojem opreme, proizvodnih metoda i sticanjem iskustva, upoznavajući sve prednosti i ograničenja pojedinih procesa oni se sve više šire i usvajaju kao mogućnost primjene, poboljšavajući kvalitetu proizvoda i smanjujući mu cijenu.

Jedno pitanje postavlja se samo od sebe - gdje je naša zemlja u proizvodnji i primjeni strojeva za nekonvencionalnu obradu?

Najčešće susrećemo elektrolitske brusilice i elektroerozione strojeve, retko ultrazvučne bušilice. Posebno je pitanje stepen iskorištavanja tih strojeva.

Domaća inuistrija počela je pred nekoliko godina proizvodnju jednog tipa elektroerozionih strojeva. U IAS-u je napravljena i ispitana maketa elektrolitske brusilice i elektrolitske dubilice. Jedino poduzeće ponudilo je IAS-u zajednički rad na izvedbi tehnološkog lasera.

LITERATURA:

- ČASOPISI
- PERSPEKTI PROIZVAČA STROJEVA
- INTERNO PREDAVANJE U IAS-u O NOVIM POSTUPCIMA OBRADE.

IV SAVJETOVANJE PROIZVODNOG MAŠINSTVA, SARAJEVO, 1968

Z. Kos^{x/}

ISPITIVANJA MAKETE STROJA ZA ELEKTRO-
KEMIJSKU OBRADU^{xx}

U Institutu za alatne strojeve Zagreb izrađena je maketa stroja za elektrokemijsku obradu u svrhu ispitivanja. Budući da se ovdje radi o jednom novom kod nas još nedovoljno poznatom postupku obrade, maketa treba poslužiti za prikupljanje podataka za konstrukciju industrijskog prototipa a istovremeno i za uvježbavanje ljudi za rad na izvedenoj maketi.

Maketa stroja za elektrokemijsku obradu sastoji se iz nekoliko jedinica:

1. Tijelo
2. Hidraulični krug elektrolita
3. Servomehanizam za posmak elektrode
4. Istosmjerni izvor napona 9 - 20 V, 1200 A.

Gornje jedinice odabrane su i dimenzionirane prema podacima iz literature a prikazane su na slici 1.

Tijelo makete

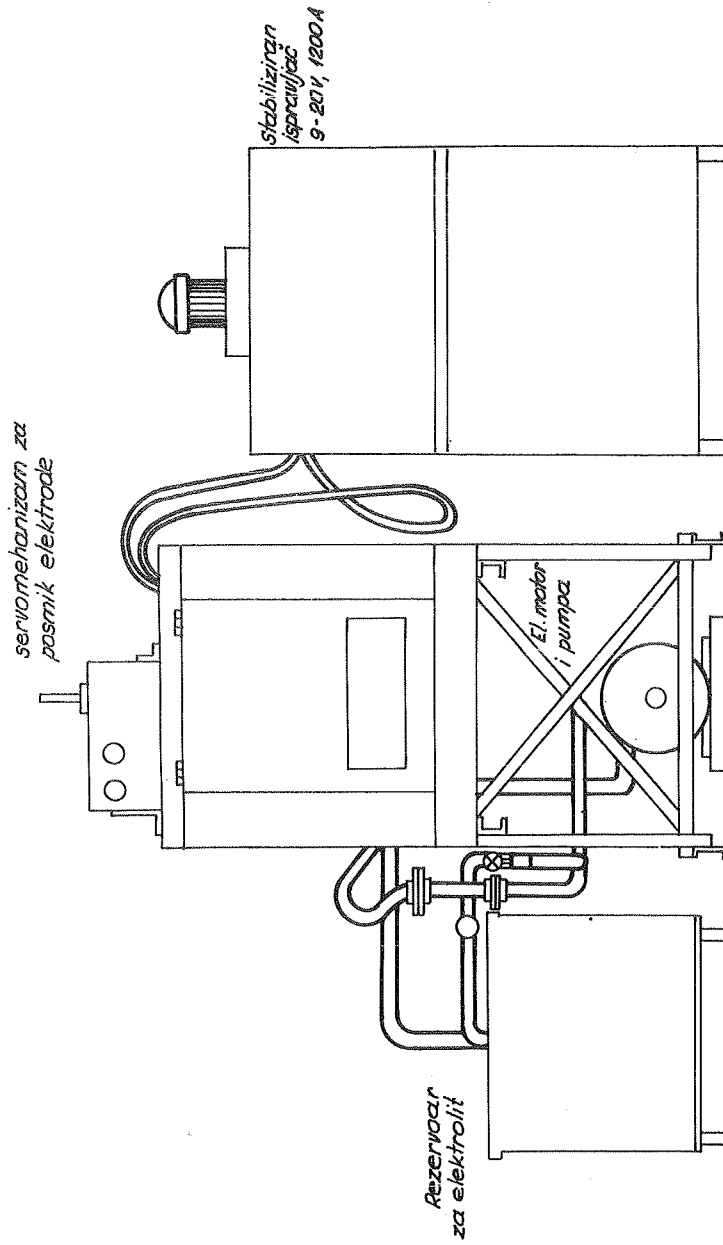
Tijelo makete izvedeno je iz valjanih čeličnih profila u varenoj konstrukciji. Sastoji se iz postolja i radne komore u kojoj se vrši proces eliziranja. Unutar radne komore nalaze se dvije vodilice koje služe za vertikalni posmik nosača elektrode alata. Ovaj nosač slobodno visi na vretenu čiji se jedan kraj nalazi u reduktoru, smještenom na gornjoj ploči makete.

Kod izvedene makete upotrebljene su dvije vodilice \varnothing 50 mm termički obrađene a po njima kližu precizni kavezni ležajevi duljine 150 mm što omogućava paralelnost hoda nosača alata.

Na prednjoj strani radne komore nalazi se prozorčić veličine 200 x 350 mm od pleksi stakla koji omogućuje promatranje procesa eliziranja

^{x/} Z.Kos, dipl.inž.stalni suradnik Instituta za alatne strojeve, Zagreb, Đure Salaja bb.

^{xx} Saopćenje iz Instituta za alatne strojeve Zagreb



Slika 1
Skica makete za elektokemijsku obradu

Elektroda alat se može pomicati lijevo-desno, a radni stol naprijed-natrag. Na taj način omogućeno se koordinatno namještanje elektrode alata u odnosu na izradak.

Radna komora izvedena od čeličnog lima debljine 3 mm da može izdržati udarce elektrolita. Sa prednje strane su vrata koja se otvaraju prema gore, što omogućava pristup stolu u svrhu namještanja alata i izratka. Na gornjoj ploči nalaze se dva otvora promjera 100 mm kroz koji se vrši usisavanje plinova koji nastaju za vrijeme obrade.

Krug elektrolita

Hidraulični krug elektrolita prikazan je na slici 2. Upotrebljena vijčana pumpa može dati pritisak od 20 at i protok od 60 l/min. Na izlazu ima impulsni ventil podešen na 20 at. Pritisak elektrolita između elektrode alata i izratka regulira se odvodnim prolaznim ventilom A, a očitava se na manometru smještenom na izlaznom dijelu prema elektrodi. Drugi manometar postavljen neposredno iza pumpe pokazuje pritisak koji ostvaruje pumpa.

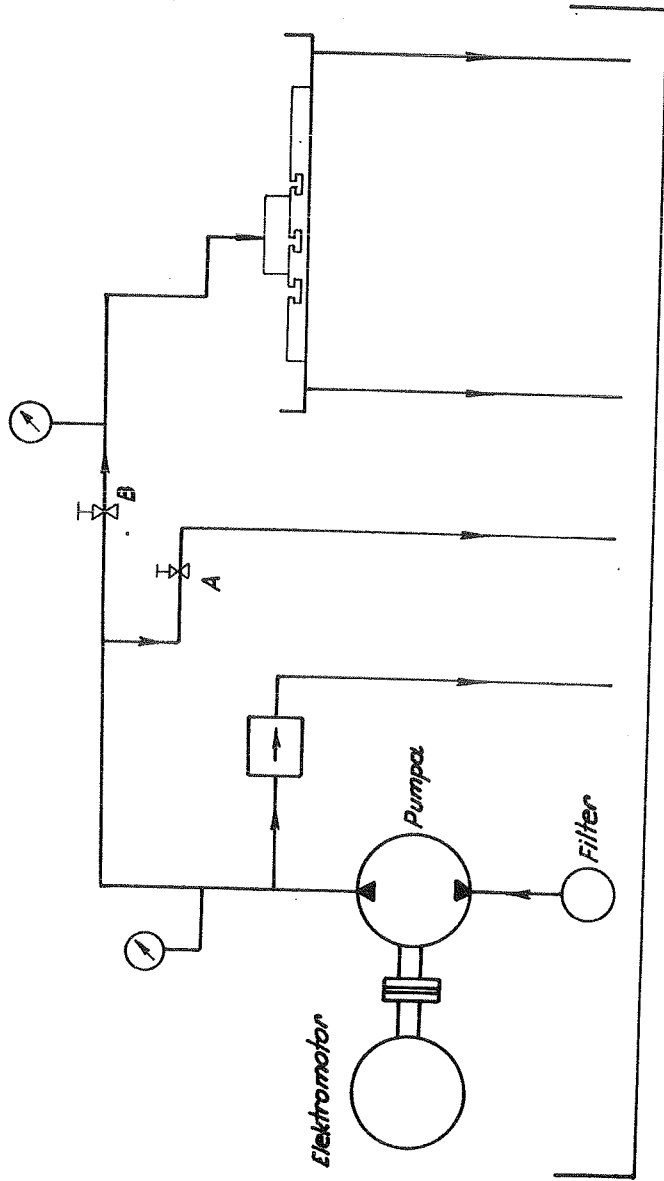
Kako je elektrolit nagrizajuće sredstvo cijela instalacija mora biti zaštićena od korozije. To je postignuto upotrebom nerđajućih čelika za pumpu i pribor, a cijevi su premazane sa epoksi lakom.

Elektrolit je smješten u posebnoj kadi izrađenoj od lima debljine 3 mm koja sadrži 600 l elektrolita. Smještena je na posebnim kolicima te se može lako odvojiti od stroja. Svi ulazni i izlazni otvori smješteni su sa gornje strane poklopca koji se može lako skidati u svrhu čišćenja kade i promjene elektrolita. Površine koje su u dodiru sa elektrolitom zaštićene su epoksi lakom.

U krugu instalacije nalazi se filter smješten u samoj kadi. Filter omogućava dobavu čistog elektrolita u radni prostor. Načinjen je od 12 papirnih filtera spojenih paralelno što omogućava filtraciju 1080 gr/sat.

Servomehanizam za posmak elektrode

Neobično je važno prilikom obrade održavati stalni razmak između elektroda jer o tom razmaku ovisi jakost struje eliziranja, pri-



Slika 2

tisak elektrolita, a prema tome naravno i tačnost obrade. Uzimajući jakost struje kao ulaznu varijablu, regulaciju posmaka elektrode izvedena je preko servomehanizma sa diferencijalom i sa dva elektromotora. Svaki elektromotor vrši prijenos preko puža i pužnog kola. Pužna kola spojena su sa diferencijalom (vidi sliku 3). Sateliti diferencijala su preko zupčanika spojeni sa vretenom preko matice.

Opisani uređaj omogućuje kontinuiranu promjenu brzine posmaka i uključivanje brzog posmaka gore i dole čisto električnim putem.

Elektromotor M1 je asinhroni kavezni motor sa brojem okretaja $n_1 = 2600$ o/min, a M2 je univerzalni kolektorski motor kojemu se brzina okretanja može kontinuirano mijenjati preko posebnog elektronskog sklopa sa tiristorima. Maksimalna brzina mu je $n_2 = 5500$ o/min. Kad se oba motora okreću istim brojem okretaja elektroda miruje. Ako se elektromotoru M2 poveća broj okretaja elektroda dobiva posmik prema gore i obrnuto ako se smanji broj okretaja elektroda ima posmik prema dolje. Brzina posmika ovisi o razlici broja okretaja oba motora i uz upotrebljene prenosne omjere iznosi

$$s = \frac{n_1 + n_2}{400} \quad (\text{mm/min})$$

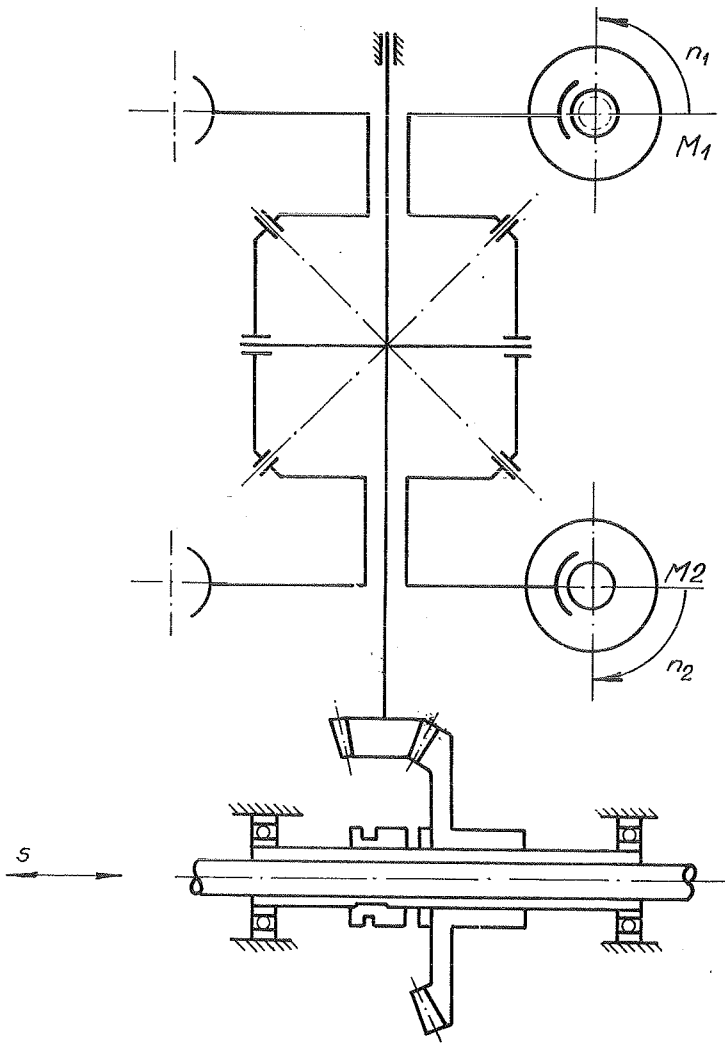
Kod izvedene makete brzina posmika se može mijenjati od 0-6,5 $\frac{\text{mm}}{\text{min}}$ u jednom i u drugom smjeru. Djelovanjem povratne veze posmik se drži stalan u toku obrade eliziranjem.

Sve klizne površine koje dolaze u doticaj sa elektrolitom moraju biti od nerđajućeg čelika ili, ako je to moguće, premazane sa zaštitnim lakom.

Elektroda alat može biti izrađena od bilo kojeg električki vodljivog materijala. Ispitivanja su vršena i sa željeznim elektrodama, ali su one nepovoljne zbog korozije.

Tehnički podaci makete za eliziranje:

- Količina elektrolita 600 l
- Protok pumpe 75 l/min
- Pritisak pumpe 20 at



Slika 3

Diferencijalni reduktor sa dva elektromotora

- Regulacija posmaka kontinuirano 0-6,5 mm/min
- Visina radnog prostora 300 mm
- Veličina radnog stola 350 x 300 mm
- Visina radnog stola od tla 1250 mm
- Regulacija napona kontinuirano 9-20 V
- Struja 0 - 1200 A
- Priključna snaga cca 33 h VA

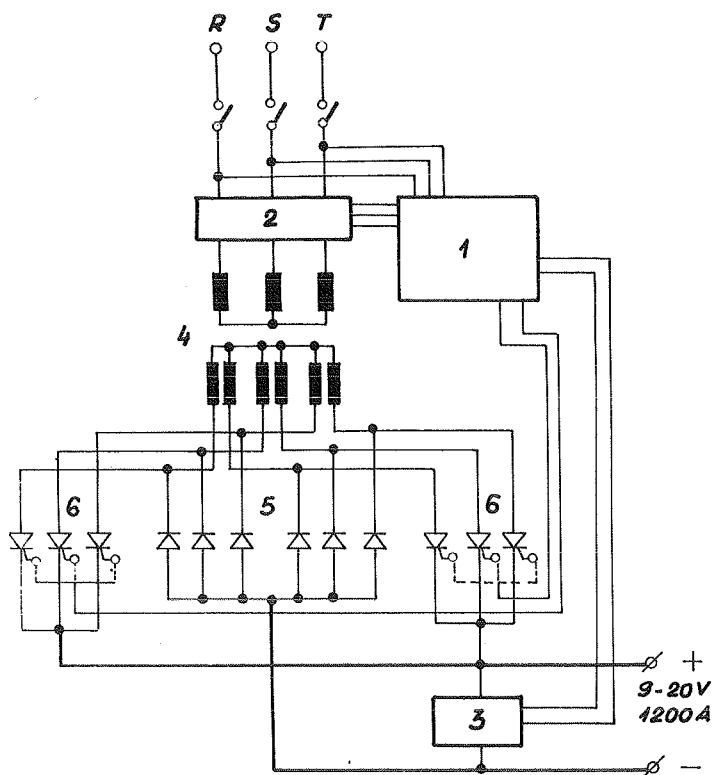
Električni dio makete

Kao generator istosmjerne struje upotrebljen je ispravljač sa silicijskim diodama i sa tiristorima. Napon mu se može kontinuirano mjenjati od 9 - 20 V, a postavljena vrijednost je stabilizirana bilo zbog promjene opterećenja bilo zbog kolebanja napona mreže. Upotrebljen je trofazni mosni spoj koji je zbog svoje jednostavnosti popularan način konstrukcije ispravljača srednjih pa i većih snaga. Upotreba tiristora omogućava elektronsku regulaciju izlaznog napona što daje ispravljaču veliku fleksibilnost.

Principijelna shema ispravljača prikazana je na slici 4. Pomoću ove sheme ostvarene su slijedeće karakteristike ispravljača:

- Istosmjerni napon kontinuirano promjenjliv 9-20 V
- Maksimalna struja 1200 A
- Elektronsko osiguranje od preopterećenja i od kratkog spoja
- Napon stabiliziran $\pm 2\%$.

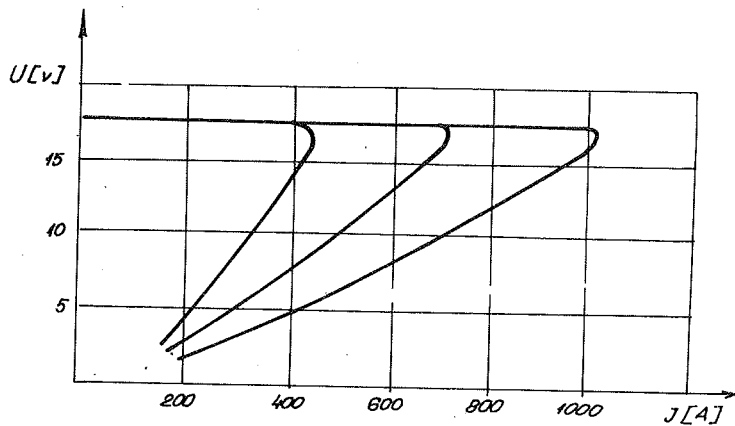
Sklopovi za regulaciju izvedeni su sa tranzistorima koji osiguravaju siguran rad i dugi vijek trajanja. Regulacija napona vrši se elektronskim putem promjenom kuta paljenja tiristora. Kod pojave preopterećenja kut provođenja tiristora se smanjuje djelovanjem sklopa za ograničenje struje. Ovaj sklop djeluje na preopterećenja koja su dulja od jedne trećine perioda. Unutar trećine perioda struju ograničava rasipanje transformatora i omški otpor provodnika, tako da je ispravljač siguran od kratkog spoja. Opteretna karakteristika ispravljača prikazana je na sl.5.



Slika 4

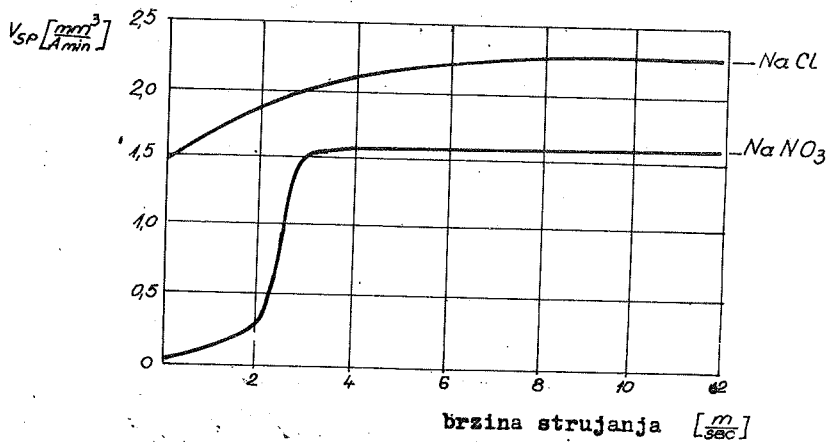
Principijelna šema ispravljača

1. Sklopovi za regulaciju
2. Mjesto za mjerenje izmjenične struje
3. Mjesto za mjerenje ispravljenog napona
4. Mrežni transformator
5. Silicijske diode
6. Tiristeri



Slika 5.

Opteretna karakteristika ispravljača



Slika 6.

Utjecaj brzine strujanja na specifično odno-
 šenja V_{sp} za elektrolit od Na Cl i Na NO₃.

Osim kontinuirane regulacije napona moguće je vršiti promjenu valovitost ispravljivog napona. Ovo se postiže promjenom izmjeničnog napona koji dovodimo na ispravljač, a može se vršiti u tri stupnja.

U toku ispitivanja makete pokazalo se da je izbor valovitosti od velike važnosti. Naročito je to važno pri radu sa malim radnim razmakom, gdje treba paziti da između elektroda ne dođe do preskoka električne iskre uslijed prevelike tjemene vrijednosti napona.

Ispitivanje makete u radu

Ispitivanja makete koja su vršena u prvoj fazi imala su za cilj uz ostalo i uvježbavanje ljudi za rad sa ovom kod nas još nedovoljno poznatom vrstom obrade. Trebalo je ispitati funkcionalnost pojedinih dijelova makete i prilagoditi ispravnu povratnu vezu kod servo pojačala za posmik elektrode.

Kao elektrolit upotrebljen je 10 postotni rastvor natrijevog nitrata NaNO_3 . Ovaj elektrolit je odabran jer djeluje manje koroziono. On daje prema podacima iz literature (slika 6) za oko 30% manji specifični volumen odnošenja. Kod brzine strujanja ispod 3 n/sec specifični volumen brzo opada. Ovo svojstvo se pokazalo kao poželjno kod izrade raznih ukovnja, jer ne dovodi do velikog bočnog odnašanja materijala. U slučaju rada sa NaN_3 potrebna je mnogo manja korekcija elektrode alata, jer u povećanom bočnom zazoru brzina strujanja opada, pa kad opadne ispod 3 n/sec bočno odnašanje se znatno smanji.

Vrlo pogodna veličina za praksu koja pokazuje mjeru za obradivost raznih materijala je specifični volumen. On je definiran kao elizirani volumen materijala po pojedinoj struji i jediničnom vremenu. Dobije se iz Faradayevog zakona elektrolize uvodenjem izraza za specifični volumen je

$$V_{sp} = \frac{60 A}{h \cdot 96500} \frac{mm}{A \cdot min}$$

gdje je A - atomska težina (za željezo A=55,85)

n - valencija (u našem slučaju to željezo n=2)

96500 - Faradayeva konstanta

- specifični volumen (to željezo = 0,00786 $\frac{\text{cm}^3}{\text{mm}^2}$)

Teoretska vrijednost izračunata prema gornjoj jednadžbi iznosi

$$V_{sp} = 2,21 \frac{\text{mm}^3}{\text{A min}}$$

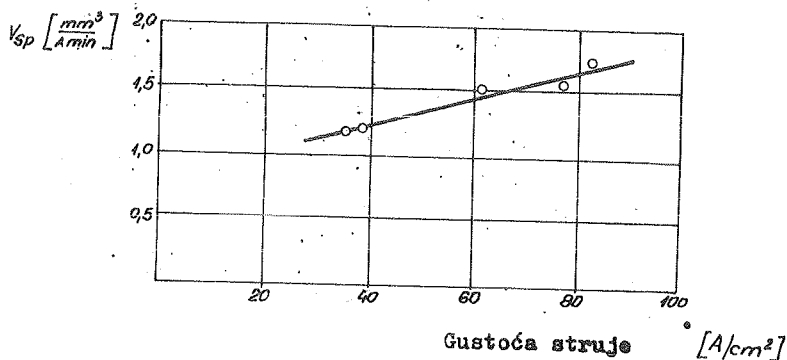
Mjerenja u Institutu za alatne strojeve u Zagrebu vršena su sa okruglom elektrodom od željeza čeonog presjeka 650 mm². Kao izradak služile su kaljene pločice od alatnog čelika. Vrijeme obrade se je mijenjalo od 20 - 30 min, a odneseni volumen ustanovljavao se je vaganjem. Rezultati mjerenja prikazani su tabelarno i grafički na slici 7.

Uslovi rada: pritisak elektrolita 7 at, napon 12,5V

Gustoća struje $\frac{\text{A}}{\text{mm}^2}$	35	39	61,5	77	81,5
Vrijeme eliziranja (min)	30	40	30	25	20
Težina eliziranog mat. (gr.)	62,5	132	138,6	152	141,7
Specifični volumen $\frac{\text{mm}^3}{\text{A min}}$	1,18	1,2	1,48	1,56	1,71

Mjerenja su vršena sa izoliranim vanjskim plaštem. Neizolirani dio na vrhu iznosio je 0,5 mm. Postignuti bočni zazori bili su 0,2 mm tj. promjer rupe bio je za 0,4 mm veći od promjera elektrode.

Rezultati mjerenja pokazuju da se kod gustoća struje iznad 30 A/mm² postižu vrijednosti kakove susrećemo u literaturi za upotrebljeni elektrolit od Na NO₃, tj. za 30% manje vrijednosti od teoretskih.



Slika 7.

Ovisnost specifičnog volumena o gustoći struje

Zaključak:

Izvršena mjerenja pokazuju rezultate kakovi se i inače susreću u literaturi. Uz činjenicu da se elektroda kod eliziranja uopće ne troši jasno je vidljiva velika prednost obrade eliziranjem prema elektro-erozionoj obradi. Naročita prednost je kod kompliciranih oblika bušotina gdje izrada elektrode predstavlja ozbiljnu stavku u ukupnim troškovima.

Ipak obrada eliziranjem naročito ako se radi o ukovnjima ili kalupima, pogodna je i ekonomična tek za serijski rad većeg broja komada. Ovo je zbog toga jer uslijed bočnog odnošenja treba vršiti korekciju oblika elektrode koja se obično ne isplati za izradu jednog komada.

Za izradu ukovnja i kalupova naročito je pogodan kao elektrolit rastvor NaNO_3 jer mu se kod manje brzine strujanja odnosno rastvaranje znatno smanjuje. Nakon postizavanja jednog izvjesnog bočnog zazora bezina strujanja se u zazoru smanji pa se i bočno eliziranje smanji. Zbog toga je potrebna manja korekcija u obliku elektrode.

