Karol VASILKO

*

TEÓRIA A PRAX TRIESKOVÉHO OBRÁBANIA

Prešov 2009

Teória a prax trieskového obrábania

Monografia, venovaná štúdiu procesu obrábania materiálov. Objasňuje základné zákonitosti procesu vzniku obrobeného povrchu, sprievodné javy rezného procesu (rezné sily, teplo, kmitanie). Objasňuje zákonitosti opotrebenia nástrojov, ich trvanlivosť a životnosť, metrologické charakteristiky obrobených plôch. Obsahuje rozsiahle výsledky autorovho experimentálneho štúdia procesu obrábania. Je určená ako pomocná vysokoškolská učebnica pre študentov odboru výrobných technológií a pracovníkom v technickej príprave a riadení prevádzok obrábania súčiastok.

Lektori:
dr.h.c., Prof. Dr. hab. Ing. Stanislav Adamczak, DrSc., Prof. Ing. Givi Bokučava, DrSc.,
prof, Ing. Jozef Pilc, CSc.

© prof. Ing. Karol Vasilko, DrSc.

ISBN 978-80-553-0152-5

Použité symboly

Symbol	Význam	Jednotka
a	pásmo počiatočného opotrebenia	min
	zrýchlenie	$m.s^{-2}$
	merné teplo	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
	veľký polomer elipsy	mm
a_p	hĺbka rezu	mm
a_{ph}	hrubovacia hĺbka rezu	mm
a_{pd}	dokončovacia hĺbka rezu	mm
A	práca	N.m
	označenie roviny	
	amplitúda	mm
A_α	rovina čela	
A_γ	rovina chrbta	
A_t	práca trenia	N.m
	amplitúda kmitov	mm
b	pásmo normálneho opotrebenia	min
	šírka reznej časti zrna	mm
	šírka rezu	mm
	konštanta	
b_m	odpisy budov, pripadajúce na min. práce zariadenia	Sk
B	šírka rezu	mm
	šírka frézovania	mm
	odolnosť proti opotrebeniu	$N.m.kg^{-1}$
c	pásmo katastrofálneho opotrebenia	min
	tuhosť	$N.mm^{-1}$
	merné teplo materiálu	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
	konštanta	
C	konštanta	
C_E	náklady na energiu na 1 h. práce stroja	Sk
C_{Fc}	konštanta v závislosti $F_c = f(v_c)$	
C_n	cena nástroja	Sk
C_{nz}	zvyšková cena nástroja	Sk
C_s	cena stroja	Sk
C_o	konštanta	
C_v	konštanta v závislosti $v_c = f(T)$; (v_c pri $T = 1$)	$m.min^{-1}$
C_T	konštanta v závislosti $T = f(v_c)$; ($T = v_c = 1$)	min
d	priemer obrobenej plochy	mm
	priemer vrtáka	mm
d_0	priemer jadra vrtáka	mm
D	priemer polovýrobku	mm
D_n	priemer obrobku, odpovedajúci otupeniu nástroja	mm
e	referenčný materiál	
	základ prirodzeného logaritmu	

	koeficient	
	hádzanie obrobku	mm
	merná práca	$N.s.mm^{-2}$
e	index s významom „pracovný“	
E	modul pružnosti v ťahu	MPa
f	posuv	mm
	frekvencia	Hz
f_d	dokončovacia hĺbka rezu	mm
f_h	hrubovacia hĺbka rezu	mm
f_o	posuv na otáčku	mm
f_m	minútový posuv	$mm.min^{-1}$
f_z	posuv na zub	mm
f	index s významom „bočný“	
F	sila	N
F_c	hlavná (tangenciálna) rezná sila	N
F_{cz}	elementárna sila na zube frézy	N
F_f	posuvová (axiálna) sila	N
F_u	upínacia sila	N
F_k	konštantná sila	N
F_n	normálová sila	N
F_0	osová sila	N
F_p	prísuvová (radiálna) sila	N
F_t	trecia sila	N
G	pomer základného a sledovaného kritéria otupenia	
h	hrúbka odrezávanej vrstvy	mm
	dĺžka deformovaného elementu	mm
	zdvih nástroja	mm
h_l	okamžitá hrúbka odrezávanej vrstvy,	mm
h_m	okamžitá hrúbka triesky	mm
h_n	hrúbka odrezávanej vrstvy vplyvom nárastku	mm
h_0	počiatočná dĺžka deformovaného elementu	mm
h_x	hrúbka odrezávanej vrstvy v danej polohe zuba	mm
h_z	stredná hodnota hrúbky odrezávanej vrstvy	mm
h_1	hrúbka triesky	mm
H	výška nárastku	mm
H_d	hĺbka drážky	mm
H_s	celkové náklady na hodinu práce stroja	Sk
HB	tvrdosť podľa Brinella	
HV	tvrdosť podľa Vickersa	
i	počet pracovných prechodov nástroja	
I'	reznosť nástroja	$kg.min.mm^{-3}$
I	intenzita opotrebenia	$mm.min^{-1}$
	moment zotrvačnosti	mm^4
k	koeficient	
	koeficient vyjadrujúci vplyv tvaru zubov	
	stlačenie triesky	
	plastická konštanta materiálu	

	koeficient pružnosti	
	nadstavenie hrotu nástroja k osi obrobku	mm
k_s	merná rezná sila	$N.mm^{-2}$
k_b	merná rezná sila pri brúsení	$N.mm^{-2}$
k_{vr}	koeficient obrábateľnosti	
K_e	koeficient energetickej obrábateľnosti	
KB	šírka žliabku opotrebenia na čele nástroja	mm
K_F	koeficient dynamickej obrábateľnosti	
K_{mg}	mikrogeometrická obrábateľnosť	
KM	vzdialenosť stredu žliabku	mm
K_o	objemový súčiniteľ triesok	
K_{tt}	obrábateľnosť podľa tvaru triesky	
KT	hĺbka žliabku	mm
$K_{\tau s}$	koeficient obrábateľnosti podľa strojového času	
K_v	reznosť nástrojového materiálu	
	kinetická obrábateľnosť	
KV_f	posunutie reznej hrany na chrbte	mm
KV_S	posunutie reznej hrany na čele	mm
K_{vr}	koeficient obrábateľnosti pri skúške vrezávania	
K_{tt}	koeficient obrábateľnosti podľa tvaru triesky	
l	dĺžka obrábanej plochy	mm
	dĺžka plastickej oblasti v trieske	mm
	dĺžka styku triesky s čelom nástroja	mm
	dĺžka plôšky opotrebenia na chrbte	mm
l_n	nábeh nástroja	mm
	vyloženie nástroja	mm
l_p	dĺžka plastickej oblasti	mm
	dĺžka preťahováka	mm
l_{RO}	celková dĺžka pracovného chodu	
	vrtáka z RO počas jeho trvanlivosti	mm
l_{SK}	celková dĺžka pracovného chodu	
	vrtáka zo SK po dobu jeho trvanlivosti	mm
l_v	výbeh nástroja	mm
l_{vn}	dráha nástroja	mm
l_l	dĺžka elementu triesky	mm
L	dráha nástroja	mm
m	exponent v závislosti $T = f(v_c)$	
	hmotnosť materiálu	kg
	prevýšenie nástroja	mm
	konštanta	
m_i	mzda inžiniersko-technických pracovníkov	
	pripadajúca na minútu práce zariadenia	Sk
m_n	minútová mzda nastavovača	Sk
m_o	minútová mzda obsluhy stroja	Sk
M_k	krútiaci moment	N.m
M_o	mzda ostriča	Sk
M_s	menovitý rozmer	mm

M_1	horný medzný rozmer	mm
M_2	dolný medzný rozmer	mm
n	frekvencia otáčania	min^{-1}
	počet zdvihov	min^{-1}
	normála	
	počet hodnôt	ks
	konštanta	
	počet výmien nástroja	
	do opotrebenia držiaka	
n_1	počet súčiastok, vyrobených počas	
	trvanlivosti nástroja	ks
$_n$	index s významom „normálny“	
n_{Fc}	exponent v závislosti $K_{MFc} = f(R_m)$	
n_o	počet preostrení	
N_o	náklady na obrábanie (strojovú prácu)	Sk
N_m	súčet nákladov, pripadajúcich na min. práce stroja	Sk
N_n	náklady na nástroje	Sk
N_{sh}	odpis stroja, údržba a energie na 1 h práce stroja	Sk
N_{1o}	náklady na jedno ostrenie nástroja	Sk
N_T	náklady, spojené s využitím nástroja počas	
	jeho trvanlivosti	Sk
N_v	náklady na výmenu (upínanie a meranie obrobku)	Sk
o_m	odpisy výrobného zariadenia,	
	pripadajúce na minútu práce stroja	Sk
$_o$	index s významom „ortogonálny“	
p	produktivita obrábania	ks
	priehyb	mm
	celkový počet hodín práce stroja	
	po dobu jeho životnosti	h
p_{ee}	merná energia trenia pre referenčný materiál	$N.m^{-1}.min^{-1}$
p_{e1}	merná energia trenia pre sledovaný materiál	$N.m^{-1}.min^{-1}$
P	označenie roviny	
	výkon	kW
P_r	základná rovina	
P_e	výkon frézovania	kW
P_f	bočná rovina	
P_o	ortogonálna rovina	
P_p	zadná rovina	
P_s	rovina reznej hrany	
$_p$	index s významom „zadný“	
q	kvocient geometrického radu	
	merný tepelný tok	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
Q	minútový objem odobratého materiálu	mm^3
	teplo	J
Q_m	hmotnosť materiálu, odobratého za min.	kg
Q_n	teplo pohlcované nástrojom	J
Q_o	teplo pohlcované obrokom	J

Q_t	teplo, pohlcované trieskou	J
Q_1	teplo prvotnej deformácie	J
Q_2	teplo sekundárnej deformácie	J
Q_3	teplo trenia	J
r	koeficient tlmenia	
	polomer	mm
r_m	celopodniková réžia, pripadajúca na minútu práce zariadenia	Sk
r_{nn}	polomer nárastku	mm
r_ε	polomer zaoblenia reznej hrany nástroja	μm
R	smer pohľadu	
	konštanta	
	stopník	
	relaxácia	
R_d	réžia dielne	%
R_o	réžia ostriarne	%
s	rozmer	mm
	stúpanie skrutkovice	mm
S	hlavná rezná hrana	
	plocha prierezu rezu	mm^2
S''	vedľajšia rezná hrana	
S_1	plocha prierezu triesky	mm^2
$š_f$	šírka fázky	mm
p	priehyb obrobku	mm
r	polomer obrábanej plochy	mm
	koeficient odporu prostredia	
	koeficient tlmenia	
	hustota materiálu	$g.cm^3$
r_d	polomer dokončovacieho nástroja	mm
r_h	polomer hrubovacieho nástroja	mm
r_ε	polomer hrotu nástroja	mm
r_n	polomer zaoblenia reznej hrany	mm
r_t	polomer krivosti triesky	mm
R	polomer krivosti	mm
Ra	stredná aritmetická výška nerovností profilu	μm
R_e	medza pružnosti obrábaného materiálu	Pa
R_m	pevnosť v ťahu	Pa
R_n	polomer, odpovedajúci otupeniu nástroja	mm
R_p	najväčšia výška nerovností profilu	μm
Rq	stredná kvadratická výška nerovností profilu	μm
R_v	najväčšia hĺbka prehĺbeniny profilu	μm
Rv	hĺbka najväčšej prehĺbeniny profilu	μm
Rz	najväčšia výška nerovnosti profilu	μm
s_c	poloha vpichu v rovine P_S	mm
s_p	poloha vpichu	mm
S	plocha prierezu odrezávanej vrstvy	mm^2

S_m	plocha obrobená za minútu	$m^2.min^{-1}$
S_x	prierez triesky pri definovanej polohe zuba	mm^2
S_z	plocha prierezu odrezávanej vrstvy jedným zrnom	mm^2
$š_f$	šírka fázky	mm
T	trvanlivosť nástroja	min
T_h	hospodárna trvanlivosť nástroja	min
T_{opt}	optimálna trvanlivosť	min
T_{RO}	trvanlivosť nástroja z rýchloreznej ocele	min
T_{SK}	trvanlivosť nástroja zo spekaného karbidu	min
u	vnútorná energia	$kg.s.m^{-3}$
	rýchlosť pohybu vlny	$m.s^{-1}$
	dĺžka žliabku opotrebenia na čele	mm
u_m	náklady na údržbu výrobného zariadenia, pripadajúce na minútu jeho práce	Sk
U	súčiniteľ údržby a opráv stroja	
v	rýchlosť	$m.min^{-1}$; $m.s^{-1}$
	rýchlosť rezného pohybu	$m.min^{-1}$
v_e	rezná rýchlosť referenčného materiálu	$m.min^{-1}$
v_c	rezná rýchlosť	$m.min^{-1}$; $m.s^{-1}$
v_f	rýchlosť posuvu	$mm.min^{-1}$
v_{ch}	charakteristická rýchlosť	$m.min^{-1}$
v_n	rezná rýchlosť pri určitej frekvencii otáčania	$m.min^{-1}$
	obvodová rýchlosť rotujúceho nástroja	$m.min^{-1}$
v_o	počiatočná rýchlosť triesky	$m.min^{-1}$
	obvodová rýchlosť obrobku	$m.min^{-1}$; $m.s^{-1}$
v_{opt}	optimálna trvanlivosť nástroja	min
v_s	obvodová rýchlosť súčiastky	$m.min^{-1}$
v_t	rýchlosť pohybu triesky	$m.min^{-1}$
v_t	rezná rýchlosť skúmaného materiálu	$m.min^{-1}$
V	objem polovýrobku	m^3
VB	šírka opotrebenej plôšky na chrbte nástroja	mm
VB_k	kritérium otupenia nástroja	mm
VB_{T}	opotrebenie po definovanom čase obrábania	mm
V_m	objem odrezaného materiálu	mm^3
V_t	objem voľne uložených triesok	mm^3
w	poddajnosť	$mm.N^{-1}$
	objemový súčiniteľ triesok	
w_e	objem triesok, získaných pri obrábaní referenčného materiálu	mm^3
w_l	objem triesok zo skúmaného materiálu	mm^3
W	energia	$kg.s.sm^{-3}$
x	vzdialenosť medzi nožom a čelom obrobku	mm
	dráha	mm
	súradnica	
	výchylka	mm
x_{Fc}	exponent v závislosti $F_c = f(d)$	
x_{mRO}	počet otvorov, vyvŕtaných za minútu	

	nástrojom z RO	
x_{mSK}	počet otvorov vyvŕtaných za minútu nástrojom zo spekaného karbidu	
x_{RO}	počet opracovaných otvorov počas trvanlivosti nástroja z RO	
x_{SK}	počet opracovaných otvorov počas trvanlivosti vrtáka zo spekaného karbidu	
x_θ	exponent v závislosti $\theta = f(a_p)$	
x_T	exponent v závislosti $T = f(a_p)$	
x'	rýchlosť	$mm.s^{-1}$
x''	zrýchlenie	$mm.s^{-2}$
y	posunutie súradnica	mm
y_{Fc}	exponent v závislosti $F_c = f(f)$	
y_θ	exponent v závislosti $\theta = f(f)$	
y_T	exponent v závislosti $T = f(f)$	
y''	zrýchlenie	s^{-2}
z	počet zubov nástroja súradnica počet výmien nástroja (pootočení platničky) počet preostrení nástroja	
z_o	počet preostrení nástroja po dobu životnosti	
z_θ	exponent v závislosti $\theta = f(v_c)$	
Z_p	vyvýšenina profilu	μm
Z_v	prehĺbenina profilu	μm
$Z(x)$	absolútna odchýlka profilu	mm
$\check{Z}$	životnosť nástroja	min
α	uhol sklonu závislosti $n = f(R_n)$ uhol čela koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti	^{o} ^{o} $mm.K^{-1}$
α_o	ortogonálny nástrojový uhol chrbta	^{o}
α_{nn}	normálový uhol chrbta nárastku	^{o}
β_0	ortogonálny nástrojový uhol rezného klina	^{o}
β_{l1}	okamžitý uhol hranice plastickej deformácie	^{o}
γ	hustota materiálu	$kg.m^{-3}$
γ	uhol čela	^{o}
γ_0	ortogonálny nástrojový uhol čela	^{o}
γ_{nn}	normálový uhol čela nárastku	^{o}
γ'	intenzita deformácie pomerné posunutie pomerné stlačenie	
δ	tolerancia	mm
Δ	tolerancia odchýlka	mm mm
Δ_M	hmotnosť produktov opotrebenia	g

∇	Laplaceov diferenciálny operátor	
Δl	teplotná dilatácia	mm
	deformácia	mm
ΔVB	úsek opotrebenia na chrbte	mm
Δ_t	technologická tolerancia	mm
Δ_x	hĺbka odleptanej vrstvy	mm
Δ_y	údaj odchýlkomera	mm
$\Delta\tau$	časový úsek	min
ε	kinematický pracovný uhol	^{o}
	pomerné predĺženie	
	odtlačenie obrobku	mm
ε_p	pomerná plastická deformácia	
ε_r	nástrojový uhol hrotu	^{o}
η	koeficient	
	polohový pracovný uhol	^{o}
θ	teplota	^{o}C
θ_n	stredná teplota vyloženej časti noža	^{o}C
θ_o	teplota okolia	^{o}C
θ_p	stredná teplota polovýrobku	^{o}C
$\Delta\theta$	zmena teploty	^{o}C
κ_r	nástrojový uhol nastavenia hlavnej reznej hrany	^{o}
κ_r'	nástrojový uhol nastavenia vedľajšej reznej hrany	^{o}
λ	dĺžka vlny	mm
λ_s	nástrojový uhol sklonu hlavnej reznej hrany	^{o}
λ_s'	nástrojový uhol sklonu vedľajšej reznej hrany	^{o}
ν	odchýlka	mm
μ	koeficient trenia	
μ_s	stredný koeficient trenia	
π	Ludolfovo číslo	
ρ	polomer polohy palca unášača	mm
	uhol trenia,	^{o}
	hustota materiálu	kg.m^{-3}
	rovina rezu	
σ	napätie	MPa
σ_{max}	maximálne normálne napätie	MPa
τ	čas	s
	tangenciálne napätie,	MPa
τ_k	kusový čas	min
τ_n	čas na výmenu otupeného nástroja	min
τ_{os}	čas na preostrenie nástroja	min
τ_p	pomocný čas	min
τ_s	strojový čas	min
τ_{sm}	zmenový čas	min
τ_{um}	čas na upínanie a meranie obrobku	min

τ_v	čas na technickú obsluhu stroja (výmena obrobkov a nástrojov)	min
τ_{vn}	čas na výmenu nástroja	min
τ_k	definovaný čas obrábania	min
φ	uhol	^{o}
φ	uhol sklonu vzorky	^{o}
φ_x	uhol polohy zuba frézy	^{o}
ϕ	uhol hranice plastickej deformácie	^{o}
	sumárna funkcia napätia	
ϕ_l	uhol textúry	^{o}
ψ_r	doplnkový uhol nastavenia hlavnej reznej hrany	^{o}
ω	kruhová frekvencia	s^{-1}
	uhol stúpania skrutkovice	^{o}

ÚVOD

Úlohy, ktoré sú kladené na výrobu zvyšujú nároky na prevádzky s mechanickým obrábaním. V týchto prevádzkach sa spotrebuje najväčšia časť živej a zhmotnenej práce, vynakladanej na výrobu strojov a zariadení. Preto má význam nielen zvýšené úsilie o zvyšovanie úrovne technologickej prípravy výroby pre tieto prevádzky, ale aj samotná racionalizácia procesov obrábania kovov na pracoviskách.

Práca na zlepšovaní úrovne obrábania kovov je charakteristická príslušnými inžiniersko-technickými prepočtami, robením záverov na základe zákonitostí procesov obrábania a experimentálnym prehlbovaním poznatkov pri riešení konkrétnych problémov. Táto práca je náročná a vyžaduje si ucelenú prípravu na osvojenie si technologických náuk.

Pri štúdiu technologických náuk a učebných predmetov treba rešpektovať niektoré osobitosti, spojené s ich rozvojom. Technologické disciplíny patria do kategórie empirických náuk, ktoré sa obohacujú informáciami o technologických procesoch a štruktúrach. V súčasnosti v tvorivej práci nadobúda prioritu rozvoj metód poznávania, ktorá je stabilnejšia ako informačná základňa.

Pri obrábaní materiálov ide o pracovný proces, pri ktorom polovýrobok dostáva požadovaný tvar a rozmer strojovej súčiastky, odoberaním materiálu z povrchovej vrstvy Odoberanie sa môže uskutočňovať rôznymi spôsobmi, pričom najviac rozšírené je rezanie, pri ktorom sa od základného materiálu oddeľujú triesky. Preto aj súčasné výklady transformácie premeny vlastností tuhých objektov sa odvodzujú od mechanizmu premeny materiálu na triesku.

Formulované postuláty vedú v praktických podmienkach k racionálnemu výberu podmienok obrábania, vyznačujúcich sa minimálnou spotrebou ľudskej práce, elektrickej a iných druhov energií a materiálu nástroja. Intenzifikácia a optimalizácia procesu obrábania si vyžaduje obsiahnuť súbor poznatkov o správaní sa materiálu v procese obrábania, o javoch vzájomnej interakcie medzi nástrojom a obrokom a o zmenách vlastností materiálu v procese obrábania.

Rozvoj teoretických poznatkov o obrábaní kovov sa v značnej miere opiera o požiadavky vývoja a praxe vo výrobných prevádzkach. Prax stavia požiadavku, aby sa problémy obrábania riešili v interakcii s ostatnými problémami technológie. Nadväzné chápanie obrábania a montáže pôsobí v tom smere, že súčiastky sa vyrobia tak, aby sa vylúčili, alebo aspoň skrátili prispôsobovacie práce pri montáži. Technológia obrábania, ako aj ostatné technológie vyžaduje pamäť na spojitosť s organizáciou práce. Technologické opatrenia ak ich sprevádzajú aj organizačné opatrenia, sú vždy efektívnejšie ako izolované.

1 PODSTATA TVORENIA TRIESKY A OBROBENÉHO POVRCHU

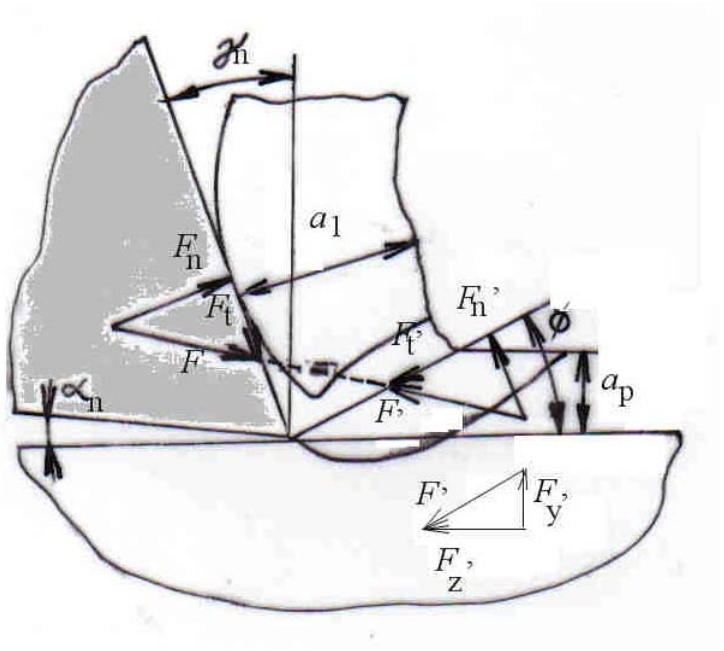
1.1 Tvorenie triesky

Proces tvorenia triesky pri obrábaní kovov patrí k zložitým heterogénnym deformačným a deštrukčným procesom. Doterajšie prístupy k definícii mechanizmu tvorby triesky pri rezaní sú založené prevažne na geometrických modeloch. Časť autorov preferovala deformačné a strihové procesy v rovine (Time, Merchant, Brix, Glebov, Usačev), časť v objeme rozvinutom pod reznou hranou nástroja (Okoshi – Hitani, Palmer - Oxley, Zorev , Johnson). Najbližšie k realite procesu rezania došiel Loladze, ktorý definuje proces rezania ako obtekanie rezného klina obrábaným materiálom prostredníctvom plastickej deformácie [36].

Na objasnenie podstaty procesov tvorby triesky považujeme za významný metalograficko – fraktografický prístup, ktorý bol prezentovaný vo viacerých prácach [25], [36], [48]. Podstata experimentov spočívala v okamžitom zastavení procesu pri minimálnom ovplyvnení geometrických procesov tvorby triesky [12]. Takto získané materiály sú podrobené metalografickým a fraktografickým rozborom na báze súčasných fyzikálno-metalurgických poznatkov. Pôsobenie nástroja na obrábaný materiál vyvoláva silový účinok, ktorý možno v princípe charakterizovať ako silu normálneho tlaku triesky na čelo nástroja F_n a silu trenia F_t, ktorá pôsobí na ploche styku nástroja s tvoriacou sa trieskou (obr.1). Tieto zložky sa sumarizujú na výslednú silu F, ktorá má pôsobisko približne v strede kontaktu triesky s čelom nástroja. Výsledná sila vyvoláva v obrábanom materiáli reakciu opačného znamienka F', ktorá pôsobí v strede úsečky , považovanej za rozhranie medzi základným materiálom a tvoriacou sa trieskou. Fyzikálnu podstatu tejto sily tvorí deformačný odpor materiálu. Silu F' môžeme rozložiť na zložku F_t', ktorá reprezentuje šmykový deformačný odpor v rovine rozhrania. Štruktúrna analýza ukazuje v rámci hraničnej roviny dochádza k vysokým stupňom šmykovej deformácie, čo sa prejavuje tvorbou deformačnej textúry.

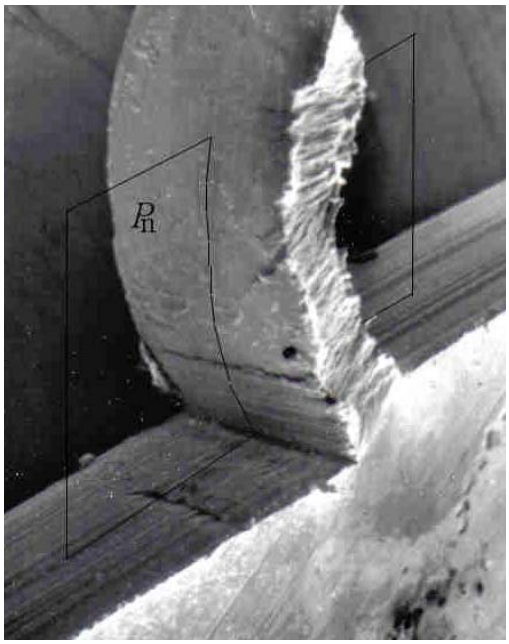
Druhú zložku tvorí sila F_n', ktorá zodpovedá za mieru porušovania elementov tvoriacej sa triesky paralelne s čelom noža. Z hľadiska súradnicového systému stroja sa sila F' rozkladá ortogonálne na zložky F_y' a F_z'. Ostatné parametre uvedené na obr. 1 zodpovedajú bežnej, v literatúre uvádzanej symbolike [19], [20], [42].

Schéma tvorenia triesky s rozložením síl podľa obr. 1.1 je založená na literárnych poznatkoch, meraniach, ktoré preferujú obrábanie ako ustálený proces.



Obr. 1.1 Schéma tvorenia triesky so silovými pomermi pri voľnom reze

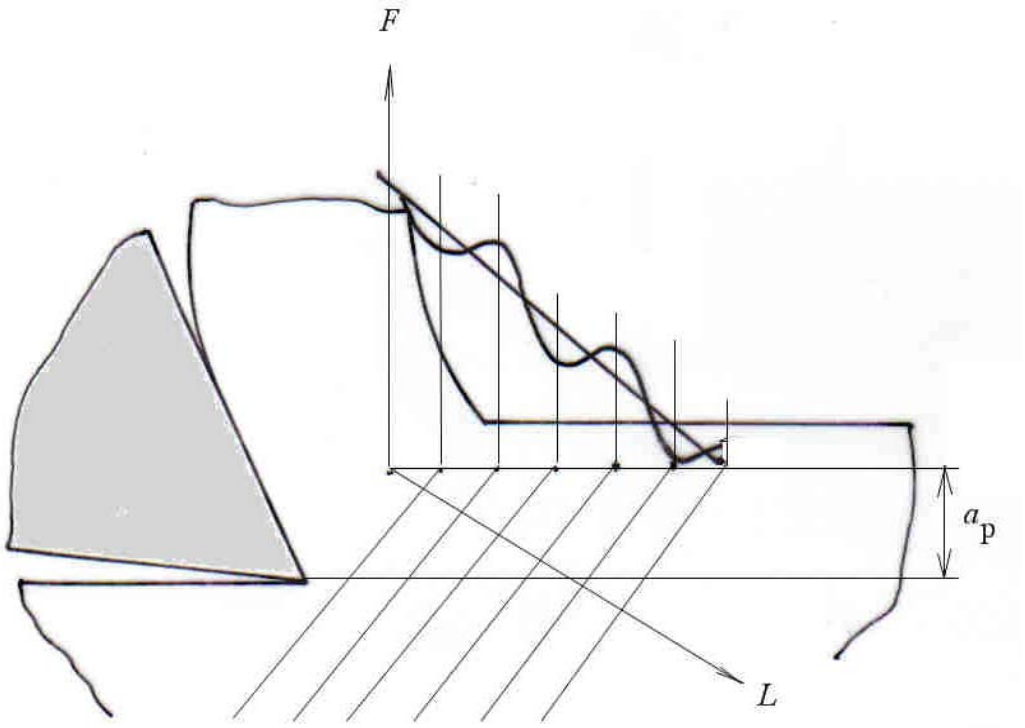
V skutočnosti silové pomery pri obrábaní majú vlnový charakter. Svedčí o tom pohľad na tvorenie triesky (obr. 1.2), ktorý dokumentuje periodickú plastickú deformáciu bočnej steny triesky. Proces periodických šmykov prebieha v celom priereze triesky. Preto pozorovať len vonkajšie prejavy je nedostatočné a je potrebné realizovať metalografický rez stredom triesky vo smere pohybu nástroja (rovina P_n). Ako vidno z obr. 1.2, šírka triesky je väčšia ako šírka obrobku. V dôsledku plastickej deformácie dochádza k priečnym sklzom v trieske. To je potrebné zohľadniť pri obrábaní drážok, aby bol zabezpečený transport triesky z medzery.



Obr. 1.2 Pohľad na tvoriacu sa triesku pod riadkovacím elektrónovým mikroskopom

V premiestňujúcom sa pružne – plastickom

poli materiálu pred pôsobiacim nožom vznikajú vlny od periodických napäťovo-relaxačných zmien v tvoriacej sa trieske [25], [32]. V prvom priblížení môžeme ich charakter objasniť podľa obr. 1.3.

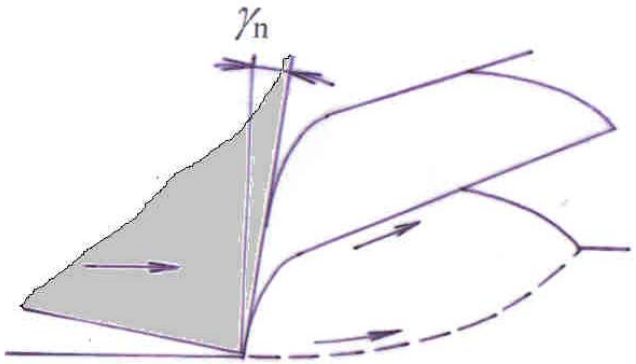


Obr. 1.3 Dynamický priebeh reznej sily pri tvorení triesky

Pri prechode noža obrábaným materiálom sa vzhľadom na jeho nehomogenitu dynamicky mení rezná sila. Vznikajú „vlny napätia“, ktoré sa šíria od noža do pružného prostredia kovu. To nás núti skúmať proces obrábania ako vlnový proces [32].

Vlna v súvislom prostredí vzniká pri poruchách ľubovoľného druhu a zároveň ich sprevádza. Rovnice kmitov možno skúmať v spojení s rovnicami vlnového prenosu energie. To dáva možnosť určiť frekvenciu porúch pri obrábaní, ako sú frekvencie uzlov namáhaného systému v rezonančnom pásme s frekvenciami porúch. V elementárnom hranolčeku po jeho priblížení k nožu narastie napätie vlnovým charakterom. Z obr. 1.3 vidno, že ak by sa stacionárne narastanie napätia riadilo Hookovým zákonom, graf by bol lineárny. Pretože v sledovanom elemente nôž presekáva hranice pozdĺžnych vĺn, smerujúce napr. vo smere *L* potom v každom momente stretnutia s určitou vlnou sa upravuje napätie o určitú hodnotu $\pm \Delta\sigma$. Výsledkom je sinusový priebeh. Dôvodom vlnových porúch v jednotlivých vrstvách sú periodické uvoľňovania napätí pri veľkých intenzitách deformácie a tvoriacich sa stykových a trhlinových poruchách. V elementárnych vrstvách môžu vznikať a rozširovať sa pozdĺžne vlny. To vyplýva zo skutočnosti, že sledovaná vrstva sa nachádza pod vplyvom medzných tlakových aj šmykových napätí. O vzniku a existencii porúch v šmykových rovinách svedčia viaceré morfologické charakteristiky triesky [48].

Komanduri [29] dokázal, že proces tvorenia triesky sa deje lokálnymi šmykmi podľa obr. 1.4.



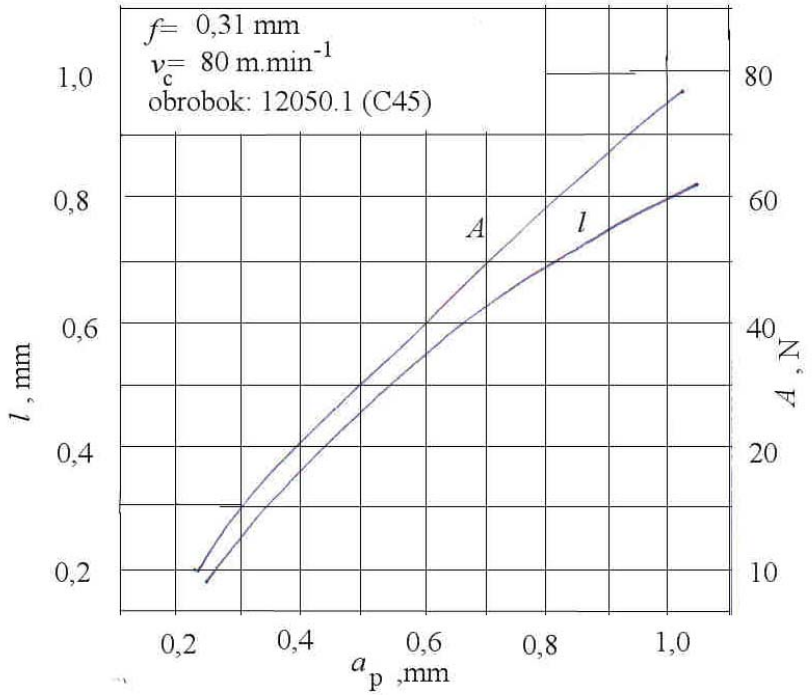
Obr. 1.4 Schéma postupných šmykov v trieske

Tvorenie segmentov sa začína vyrovnávaním elementov klinového tvaru pred nástrojom. Počiatočný kontakt čela noža s vytváraným segmentom je veľmi krátky a dĺžka styku rastie s premiestňovaním noža. V tomto štádiu takmer prestáva relatívny pohyb medzi segmentom a čelom noža, kým sa plocha segmentu, ktorá je v kontakte s čelom noža nevyrovná. Vtedy sa zintenzívňuje prenos tepla do kontaktnej zóny noža a a stimuluje sa chemická reakcia medzi trieskou a nožom, čo môže viesť k urýchleniu opotrebenia nástroja.

Postupné stlačovanie rodiaceho sa segmentu triesky vytláča segment nahor. Kontakt medzi vytvoreným segmentom a novým sa postupne premiestňuje v dôsledku vyrovnávania segmentuu zo strany noža. Rýchlosť pohybu triesky pozdĺž čela noža bude rovnaká ako rýchlosť stlačovania segmentu triesky. Pretože šmyk vznikol a rýchle sa rozširuje, bude posúvať vznikajúci segment vo smere rovnobežne s plochou šmyku. To v podstate musí urýchliť premiestňovanie segmentu. Táto časť cyklu, ktorá je sprevádzaná pohybom segmentu po čele noža má periodické zabrzdenia, ktoré sú zvláštne tým, že na stlačenie segmentu je potrebná minimálna sila.

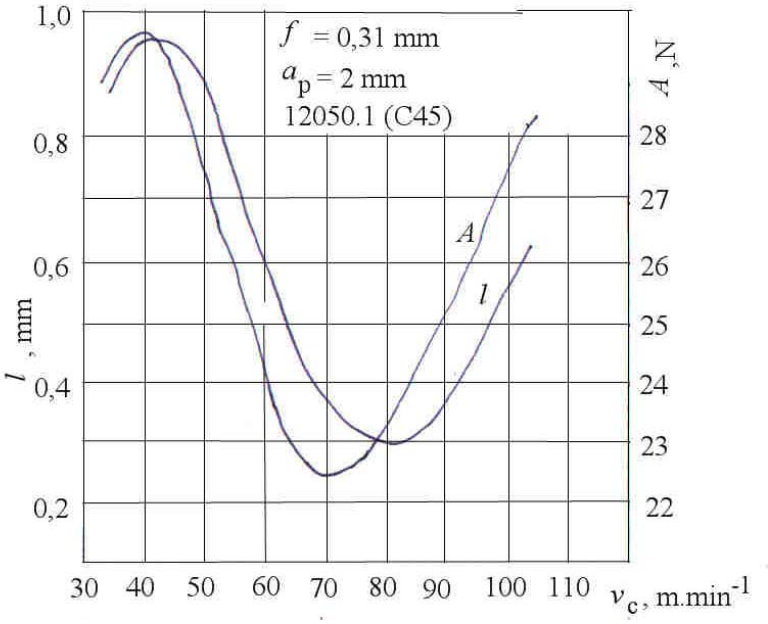
Opisovaný mechanizmus vysvetľuje dynamiku procesu a vznik periodickej reznej sily. Rezná sila F_c rastie pri vzniku segmentu triesky. V momente počiatku šmyku a tvorenia triesky prudko klesá. Tým sa zmenšuje zaťaženie noža a nôž sa vracia do východiskovej polohy. Tento postup sa opakuje, pričom vznikajú vibrácie a môže dôjsť k únavovému porušeniu rezného klina.

Na objasnenie zákonitostí vzniku trhlín boli získané závislosti dĺžky trhliny l (dĺžka v priečnom reze trieskou) na rezných podmienkach. Súčasne bola sledovaná amplitúda kolísania reznej sily A. Na obr. 1.5 je závislosť oboch parametrov na hĺbke rezu a_p. Vidno, že oba parameter s hĺbkou rezu rastú, čo svedčí o zrejmej interakcii medzi nimi.



Obr. 1.5 Závislosť amplitúdy a frekvencie trhlín v trieske na hĺbke rezu

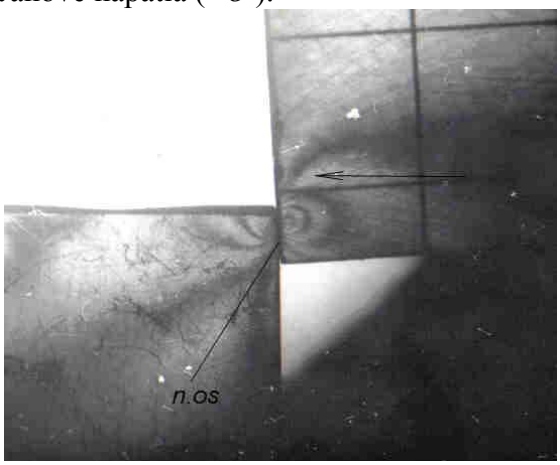
Zaujímavá je závislosť A a l na reznej rýchlosti (obr.1.6). Ukazuje, že pre daný material existuje presne definovaná oblasť v ktorej je trhlinotvorný proces najviac a najmenej intenzívny. Priebeh má nelineárny charakter s minimum a maximum a jeho hlbšie štúdium pre rozličné materialy môže priniesť nové poznatky o optimalizácii rezných podmienok pre daný material.



Obr. 1.6 Experimentálna závislosť amplitúdy kolísania reznej sily a dĺžky trhliny v trieske na reznej rýchlosti

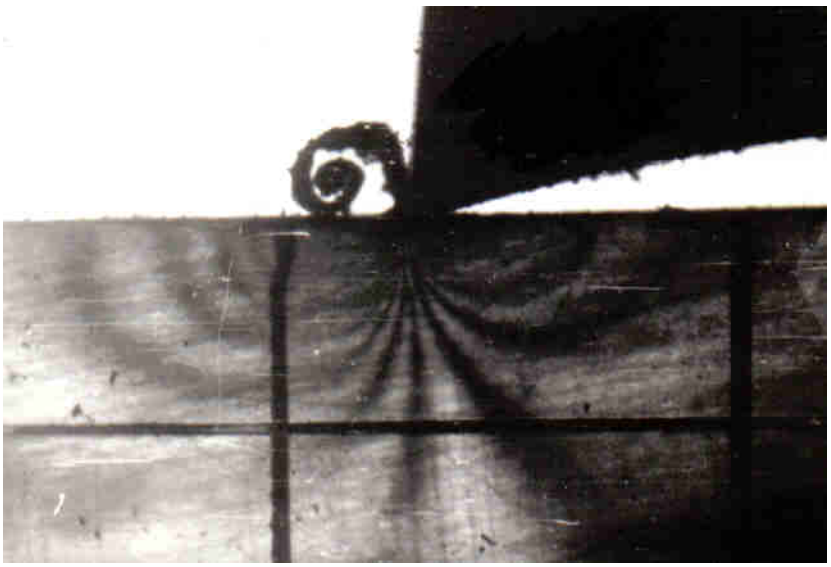
Schémy uvedené na obr. 1.5 a 1.6 charakterizujú silovú rovnováhu v makroskopickom ponímaní a podobne tiež javy relaxácie.

Nevysvetľujú dostatočne mechanizmus provotnej plastickej deformácie a porušovania materiálu. Pre vysvetlenie tohoto mechanizmu je potrebné sledovať javy, ktoré prebiehajú bezprostredne v kontakte rezného klina a obrobku. Fotoelasticimetrické štúdium ukazuje, že pri prvom kontakte rezného klina o obrobok sa napätia koncentrujú pred čelo nástroja do určitej zóny a majú tlakový charakter (obr. 1.7). Neutrálna os prebieha blízko pri nábehovej stene obrobku a za ňou v úzkej oblasti vznikajú ťahové napätia ($+\sigma$).



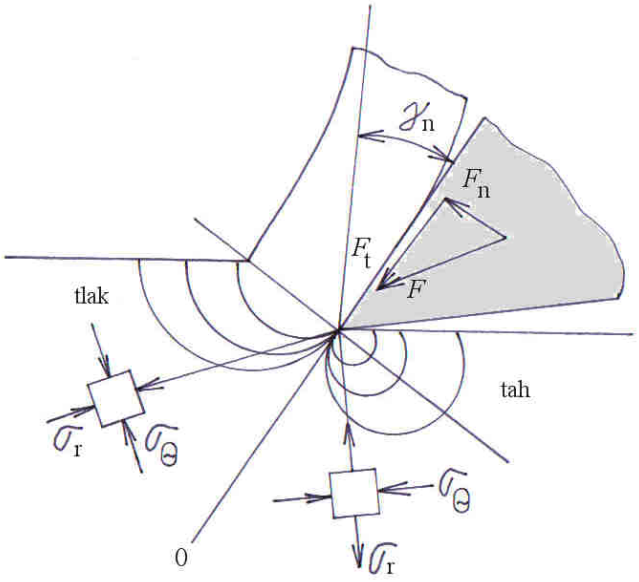
Obr. 1.7 Fotoelasticimetrický model vchádzania noža do obrobku

Pri ďalšom pohybe nástroja sa rozdelenie napätí javí nasledovne (obr. 1.8). Pred rezným klinom zostáva zachovaná tlaková zóna, neutrálna os je však posunutá dozadu a za ňou je veľká ťahová oblasť. Treba zdôrazniť, že ide o sledovanie napätí v pružnej oblasti.



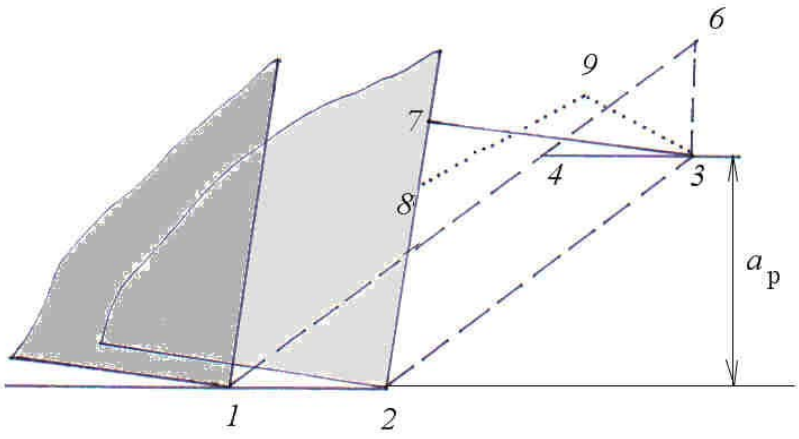
Obr. 1.8 Obraz napätí na fotoelasticimetrickom modeli plynulého obrábania

Na obr. 1.9 je schéma napätí v obrobku, vytvorená na základe experimentálneho sledovania izoklín.



Obr. 1.9 Schéma napätí v obrobku pri plynulom obrábaní

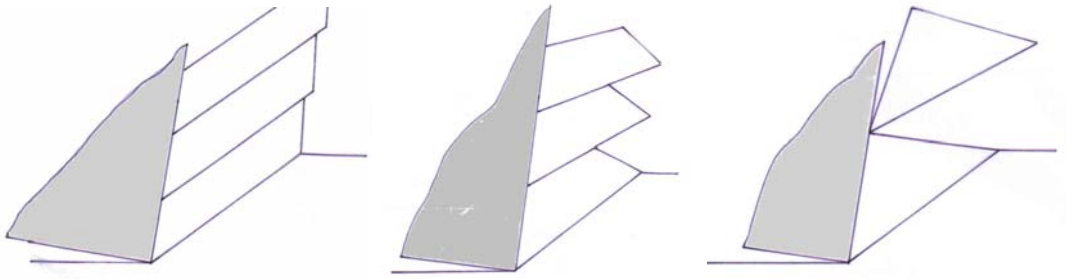
Deformácia segmentu triesky sa dá opísať aj metódami teórie plasticity. Na obr. 1.10 sú znázornené varianty tvaru deformačnej oblasti v trieske.



Obr. 1.10 Model variántov deformácie triesky a tvar odchádzajúcich triesok

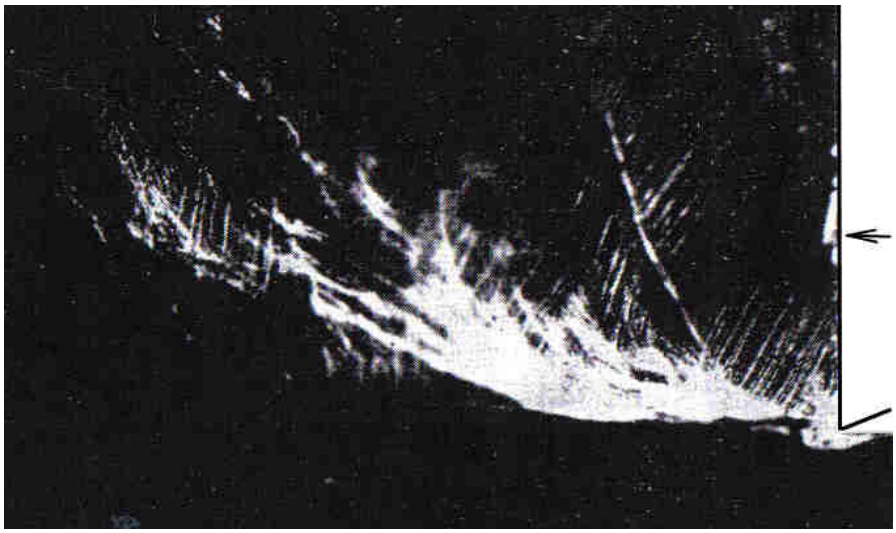
Ak sa nástroj premiestňuje z bodu *1* do *2*, odrezaná vrstva *1234* sa transformuje pri jednoduchom šmyku na *2365*, čo vedie k tvoreniu plynulej triesky, alebo na segment *237* pri jednoduchom stlačení. Potom úsečka *15* je rovná *27*. Pri súčasnom stlačení a šmyku vzniká segment *2398*. Na vytvorenie segmentu *2398* je potrebná intenzívna deformácia (alebo

adiabatický pás), ktorá začína v bode *1* a rozširuje sa pozdĺž čiary *12*, potom pozdĺž *23*. Povrch, porušený šmykom sa ďalej deformuje pri tvorení nasledovného segmentu a nadobúda tvar, analogický *2398*. Preto čas deformácie, ktorá vzniká v zóne kontaktu nástroj-trieska sa musí sledovať v tomto kontexte a nie ako sekundárna deformácia, ktorá sa objavuje pri tvorení planulej triesky. Model tvaru triesok, vznikajúcich podľa jednotlivých schém deformácie je na obr. 1.11.



Obr. 1.11 Tvar triesok, vznikajúcich pri jednotlivých typoch deformácie

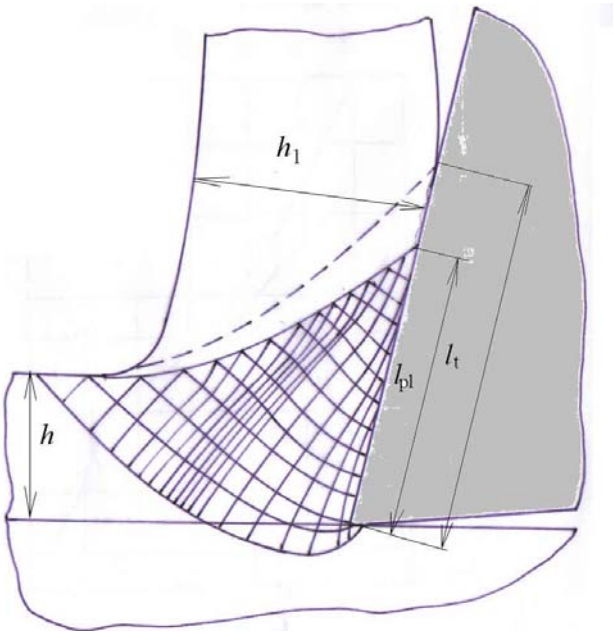
Charakterizované silové pomery majú bezprostrednú súvislosť s mechanizmom tvorby triesky. Pretože u väčšiny strojárskych materiálov je tvorba triesky sprevádzaná intenzívnou plastickou deformáciou, treba rozvíjať poznatky o procesoch plastickej deformácie. Prvotná deformácia materiálu pri dotyku nástroja je pružná. Po prekročení medze slzu materiálu dochádza k plastickej deformácii, ktorá sa navonok prejavuje vznikom sklzových čiar (obr.1.12).



Obr. 1.12 Obraz sklzových čiar pred rezným klinom nástroja. (Fotografia bočnej strany leštenej vzorky obrobku v tmavom poli mikroskopu)

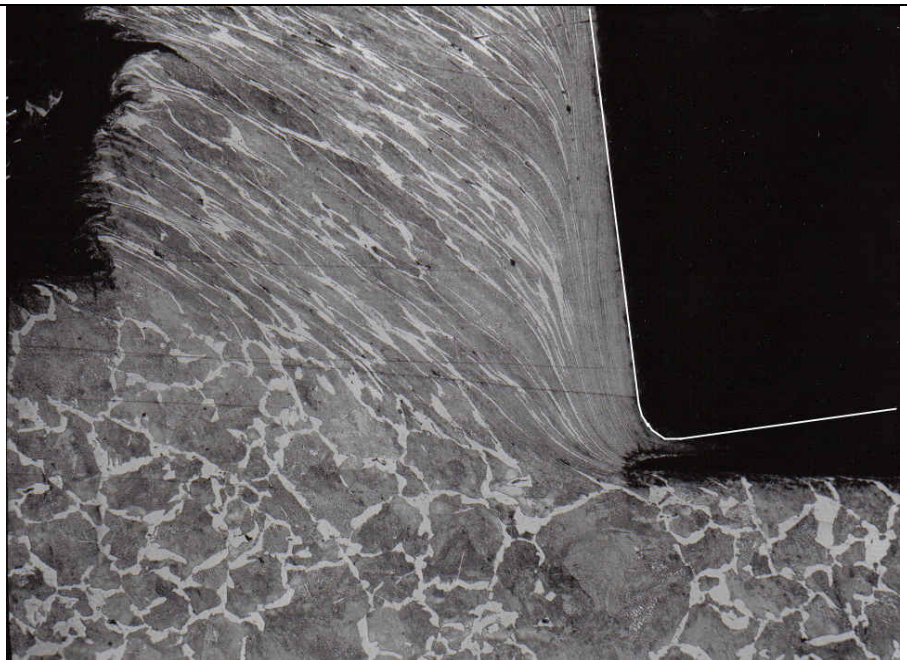
Podrobnejšie štúdium sklzových čiar umožňuje ich zobrazenie v celej zóne deformácie. Na obr. 1.13 je takáto schéma.

Vidno, že úplne plastická oblasť je rozšírená nielen na oblasť styku, ale zasahuje do triesky.



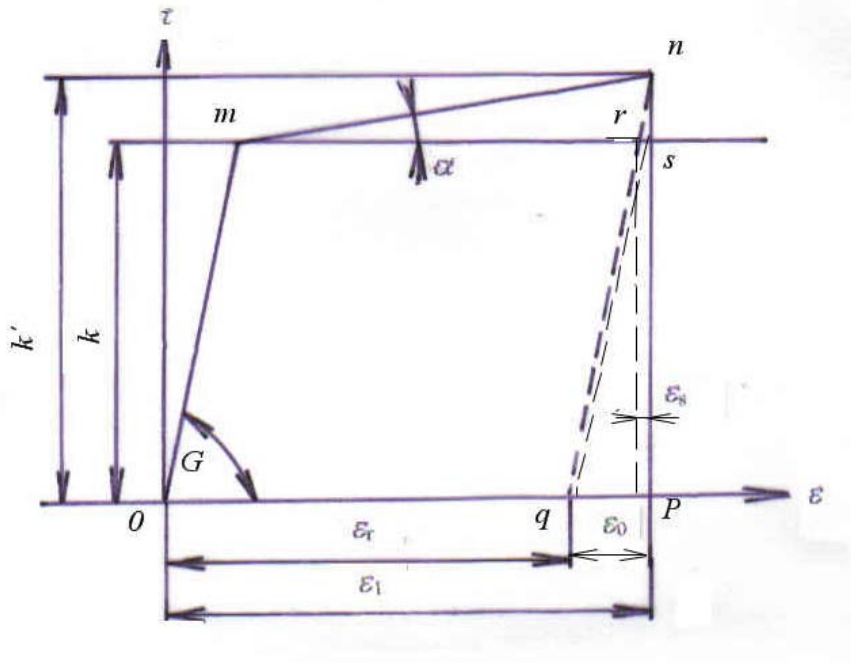
Obr. 1.13 Typické pole sklzových čiar. l_{pl} – dĺžka zóny plastického styku, l_t –dĺžka styku triesky s čelom nástroja

Dĺžka l_{pl} je dĺžkou plochy plastického kontaktu a pozdĺž nej je materiál pod vplyvom šmykovej deformácie vo smere rovnobežne s čelom nástroja. Vysoká intenzita tejto plastickej deformácie je zrejmá z fotografie na obr. 1.14. Dĺžka l_t označuje úplný styk triesky s čelom nástroja



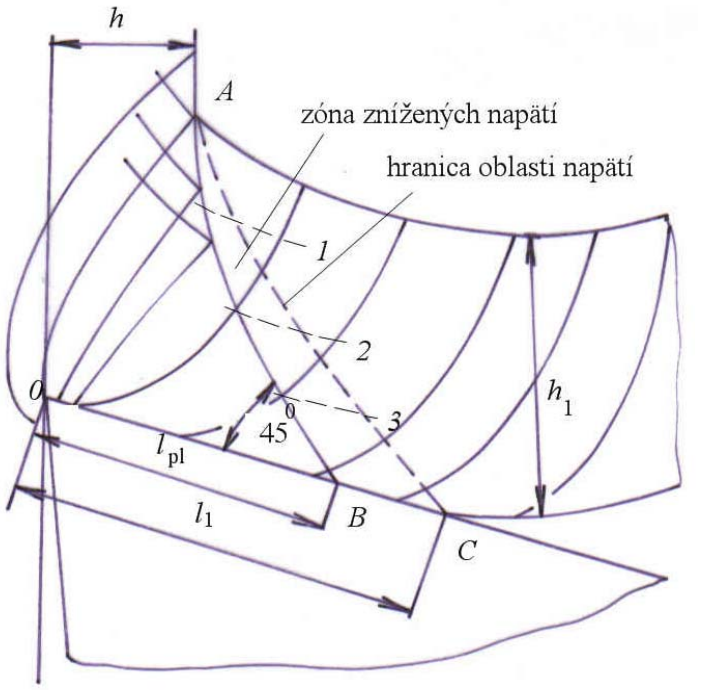
Obr. 1.14 Fotografia metalografického výbrusu triesky zo strany , kontaktujúcej s čelom nástroja .oceľ C45, $\gamma_n = -6^0$

Sledujme deformáciu elementu, ktorý sa pohybuje pozdĺž čela v plastickej oblasti. Počas pohybu sa stále viac deformuje. Najskôr vyšetríme diagram deformácie materiálu a napätia v prípade šmyku. Pre všetky materiály, rozšírené v praxi, ktoré spevňujú na povrchu má diagram deformácia - napätie v šmyku tvar podľa obr. 1.15.



Obr. 1.15 Diagram napätie - deformácia v šmyku pre spevnený materiál

Nech bod *n* charakterizuje stav napätie - deformácia elementu v bode *B*, podľa upravenej schémy na obr. 1.16, teda na konci oblasti plastickej deformácie.



Obr. 1.16 Pootočenie vlákien pozdĺž plastického styku. l_{pl} – dĺžka zóny plastickej deformácie, l_1 – dĺžka styku čela nástroja s trieskou

Pretože kontakt triesky končí v bode *C*, musí byť napätie v tomto bode rovné nule. Preto sa musí ľubovoľné napätie, ktoré pôsobí v bode *B* zmenšovať na nulu pozdĺž čiary *BC*.

Na diagrame napätie - deformácia (obr. 1.15) tento úbytok napätia prebieha pozdĺž čiary *nq*. Preto v bode *C* bude napätie rovné nule, ale šmyková deformácia má veľkosť *0q* a zostáva v elemente, ktorý sa nachádza v bode *C*.

Ako bolo uvedené vyššie, pozdĺž čiary *AB* musia pôsobiť napätia, ktoré klesajú pri ďalšom pohybe elementu pozdĺž oblasti zníženia napätí. Pre všetky materiály, používané v praxi, podliehajúce mechanizmu spevnenia sa odpor proti šmyku mení súčasne s šmykovej intenzitou deformácie. Súdiac podľa deformovaných štvorcov siete, vytvorenej na stene vzorky možno vidieť, že prvotná šmyková deformácia v jednotlivých rezoch *1, 2, 3* sa zintenzívňuje. Preto v spevnenom materiáli bude pevnosť v šmyku od rezu *1* k bodu **B** klesať. Teda odpovedajúce úseky znížených napätí sa budú zväčšovať. Od bodu *A* do *B* možno predpokladať, že oblasť zníženého napätia bude mať klinový tvar, podľa obr. 1.14. Vráťme sa k závislosti šmykových deformácií od napätia. Vidno, že úsek *pq* je deformácia, úmerná dĺžke oblasti znížených napätí, odpovedajúca napätiu v bode *n* a *0q* je zvyšková šmyková deformácia, ktorá zostáva v trieske po odstránení napätí.. Zvyšková deformácia ε_0 bude závisieť od hodnoty napätia v bode *B*, t.j. od napätia v bode *n*. Ak použijeme túto úvahu, vidíme, že v jednotlivých rezoch 1*,2,3...B* zvyšková deformácia aj zvyškové napätie stúpajú nasledovne: $\varepsilon_{01} \langle \varepsilon_{02} \langle \varepsilon_{03} ... \langle \varepsilon_{0B}$.

Tieto deformácie zostávajú v trieske v rozličných prierezoch podľa jej hrúbky, keď uvedené vrstvy nepretínajú čiaru oblasti bez napätí *AC*. U vlákien, ktoré boli od začiatku medzi sebou rovnobežné v blízosti čela nástroja je zvyšková šmyková deformácia väčšia, ako vo vláknach v blízkosti voľného povrchu triesky. Preto podľa toho, ako vlákna vychádzajú za

hranicu *AC* sa natáčajú následkom rozličných hodnôt zvyškových šmykových deformácií. Nakoľko trieska odchádza plynule, toto otáčanie spôsobuje jej zvinovanie.

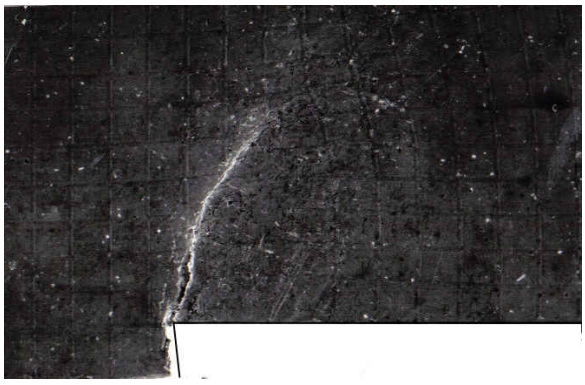
Z predchádzajúcich úvah je zrejmé, že polomer stáčania triesky bude závisieť na veľkosti úsečky *BC*. Pri vysokých rezných rýchlostiach a kladných uhloch čela sa bude úsečka *BC* zmenšovať, tým aj zvyškové deformácie v trieske, následkom čoho sa trieska bude vyrovnávať. Analogicky možno povedať, že pri malej reznej rýchlosti a pri malých, resp. záporných uhloch čela sa táto úsečka bude zväčšovať, preto trieska bude zvinovaná viac. Štúdium procesov obrábania s chladením zóny rezania ukazuje, že pri použití reznej kvapaliny sa veľkosť úsečky *BC* sa zmenšuje, čo vedie k lepšiemu zvinovaniu triesky.

K oddeľovaniu triesky plastických materiálov dochádza v mieste kritickej šmykovej deformácie v blízkosti reznej hrany nástroja. Táto skutočná deformácia tvorí podstatnú časť spevnenia čela triesky a prípadne tvorby zabrzdenej zóny. Vplyv trenia triesky o čelo nástroja možno považovať za sekundárny a ovplyvňuje stabilitu zabrzdenej zóny. Šmykové deformácie kontroluje tiež spevnenie a mikrogeometria obrobeného povrchu.

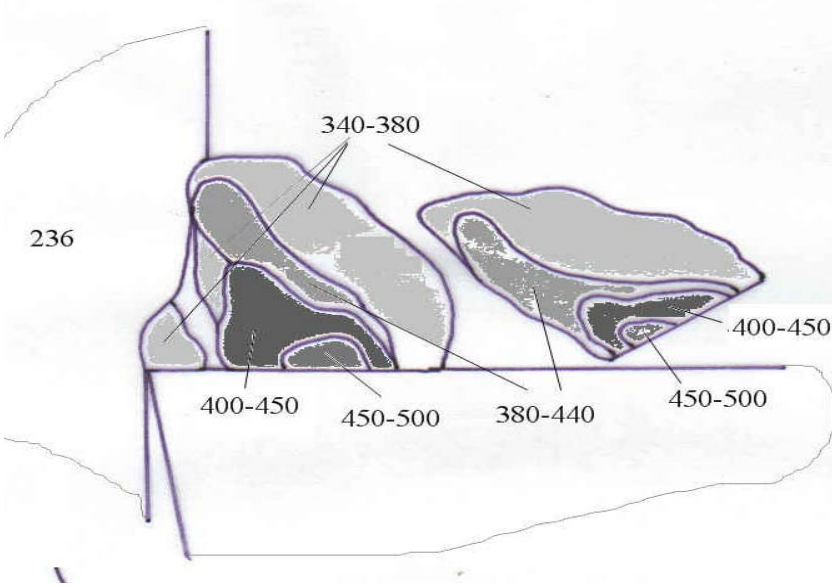
Podmienkou vzniku šmykovej zóny je vytvorenie potrebného deformačného odporu pri formovaní triesky. Tento odpor vytvárajú šmykové deformácie a spevňujúce procesy rozvíjajúce sa v okolí hraničnej roviny šmykových deformácií. V závislosti od štruktúrnej stavby, plasticity koexistujúcich fáz, prítomnosti vmestkov môžu tvorbu triesky sprevádzať napäťovo-relaxačné procesy, alebo v podobe šmykovej deformácie, alebo v podobe vzniku šmykovej trhliny. Tieto trhliny prispievajú ku tvorbe členitosti triesky, makro a mikroreliefu zadnej strany triesky.

Iná situácia nastáva pri malých rezných rýchlostiach, keď sa obrábaný materiál správa ako krehký.

Na obr. 1.17 je profil triesky, získanej pri sústružení ocele malou reznou rýchlosťou (1 $m.min^{-1)}$. Za týchto podmienok vzniká elementárna trieska a obrábaný materiál sa správa ako krehký. Na prvom obrázku je na vzorke nanesená štvorcová sieť na sledovanie intenzity plastickej deformácie.



a

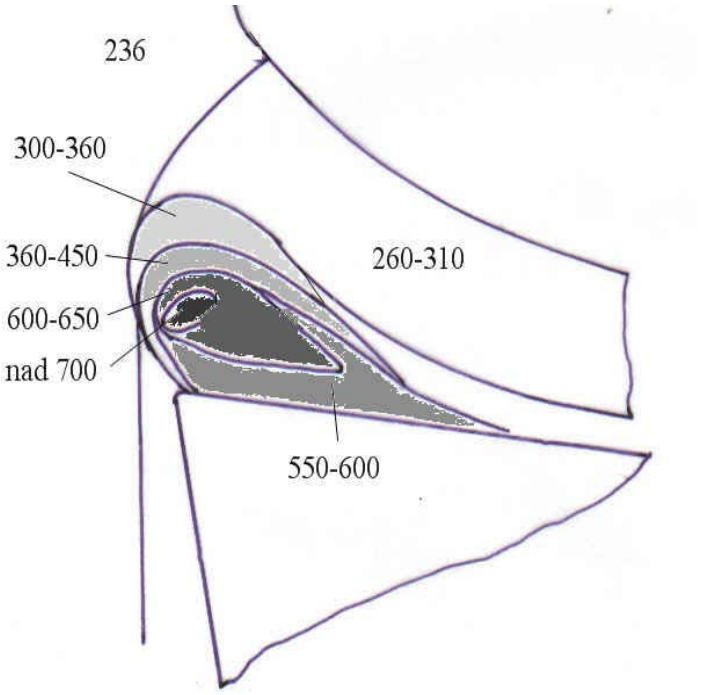


b

c

Obr. 1. 17 Vznik a spevnenie segmentovej triesky. obrobok: 12 060.1(C55), nástroj: RO, $a_p$xf = 2 x 2,5 mm, v_c = 1 m.min^{-1}. a – začiatok vzniku trhliny, b – elementy triesky, c – príklad výbrusu zóny tvorenie triesky pri obrábaní sivej liatiny

Proces tvorenia triesky prebiehal nasledovne. Pri vrezaní nástroja vznikol nad reznou hranou element triesky. Vplyvom normálneho napätia vznikla trhlina a element triesky kĺzal po čele nástroja, pričom dochádzalo k jeho plastickej deformácii. Pri dosiahnutí kritickej hodnoty napätia sa trhlina rozšírila a došlo k oddeleniu triesky. Ako vidno, mikrotvrdosť stúpla z pôvodnej hodnoty 236 $HV_{0,1}$ na strane triesky, kontaktujúcej s čelom nástroja až na 500 $HV_{0,1}$. Je to potvrdením skutočnosti, že na čele noža vzniká aj sekundárna plastická deformácia. Pri zvyšovaní reznej rýchlosti sa trieska stáva plynulou a tvorí sa nárastok. Na obr. 1.18 je rozloženie tvrdosti v trieske a nárastku pri obrábaní rovnakej ocele, pri reznej rýchlosti 15 m.min^{-1}.



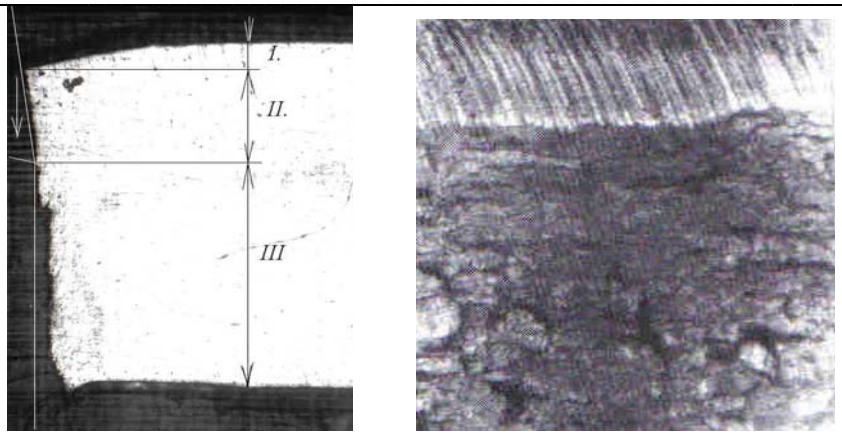
Obr.1.18 Mikrotvrdosť v štruktúre nárastku. Podmienky ako na obr. 1.17, v_c= 15 m.min^{-1}

Pri tvorbe plynulej triesky sa táto neoddeľuje vplyvom trhliny, ale nepretržitou deformáciou kovu v zóne nárastku. Ako vyplýva z obr. 1.18, v trieske sa po prechode cez zónu šmyku nezvyšuje spevnenie, teda už nedochádza k ďalšej plastickej deformácii. Pri ďalšom zvyšovaní reznej rýchlosti sa nárastok stráca a výška zabrzdenej vrstvy sa málo mení, v podstate má konštantnú veľkosť. Spevnenie je v zóne nárastku podstatne väčšie, ako v elementárnej trieske.

Pri odoberaní triesky bez nárastku má štruktúrny stav tečúcej vrstvy zvláštny význam, pretože táto vrstva je po celej dĺžke v styku s nástrojovým materiálom (obr. 1. 14). Tečúca vrstva berie na seba úlohu vyrovnávania reznej rýchlosti a rýchlosti odchodu triesky.

V hraničnej vrstve prebieha zmena fázy α na γ. V súlade s tým oblasť tvorenia nárastku závisí od reznej rýchlosti a je charakterizovaná prechodom od delenej triesky k plynulej. Treba poznamenať, že nárastky sa odlišujú tvarom a veľkosťou. Ako vidno z obr. 1.18, najväčšia tvrdosť je v strede nárastku. Najmenšia je v prechode nárastku do triesky.

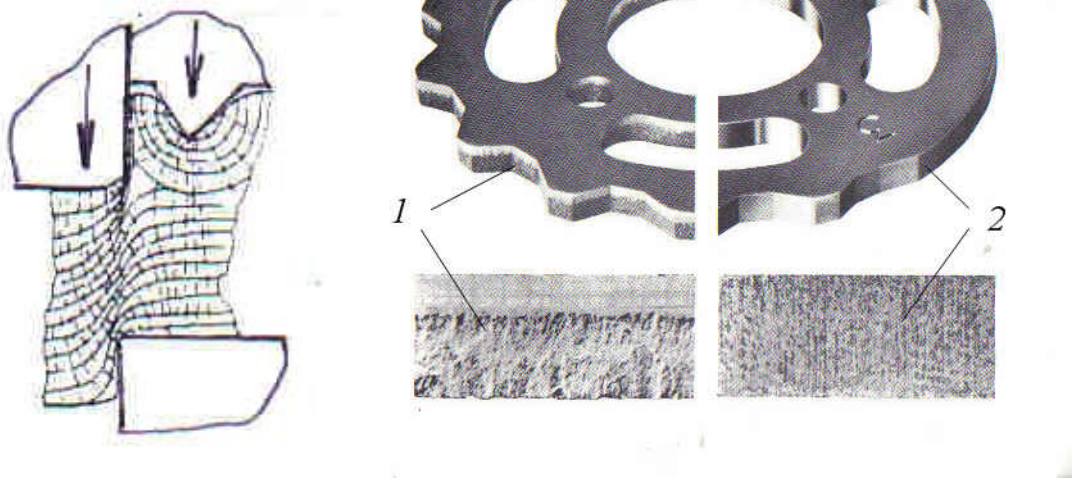
Prípady vzniku segmentovej triesky možno abstrahovať na strihanie materiálu. Pri strihaní tiež pôsobí na materiál rezný klin strižníka, používajú menšie rezné rýchlosti ako pri obrábaní a proces oddeľovania materiálu prebieha mechanizmom podľa obr. 1. 19.



a *b*

Obr. 1.19 Fotografia strižnej plochy v reze (a) a pohľade (b)

V prvej fáze strihania *I* dochádza k plastickej deformácii povrchu rezným klinom, ktorá zostáva na hotovej súčiastke. V druhej fáze dochádza k čistému strihu *II*. Povrch je lesklý a pripomína povrch pri hobľovaní, alebo preťahovaní. Vplyvom zložitého napätia však v tretej fáze dochádza k vytrhnutiu materiálu šikmo, smerom k reznej hrane strižnice. Povrch je nekvalitný s trhlinami *III*. Existuje viacero metód na rozšírenie fázy čistého strihu, zmenšenie strižnej vôle, alebo zavedením ťahového napätia do povrchu vzorky sekundárnymi klinmi, podľa obr. 1.20.

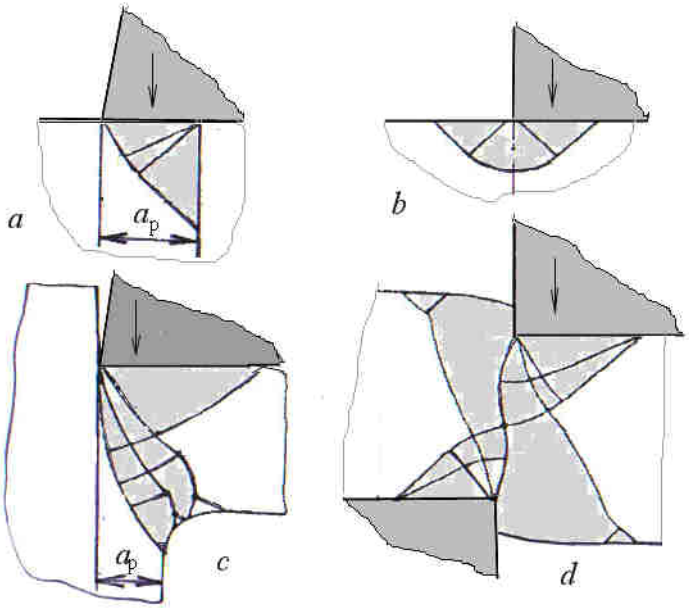


a *b*

Obr. 1.20 Znázornenie priebehu vlákien strihaného materiálu pri strihaní s predpätím(a) a pohľad na strižnú plochu 1 – klasický strih, 2 – strihanie s predpätím (Feintool)

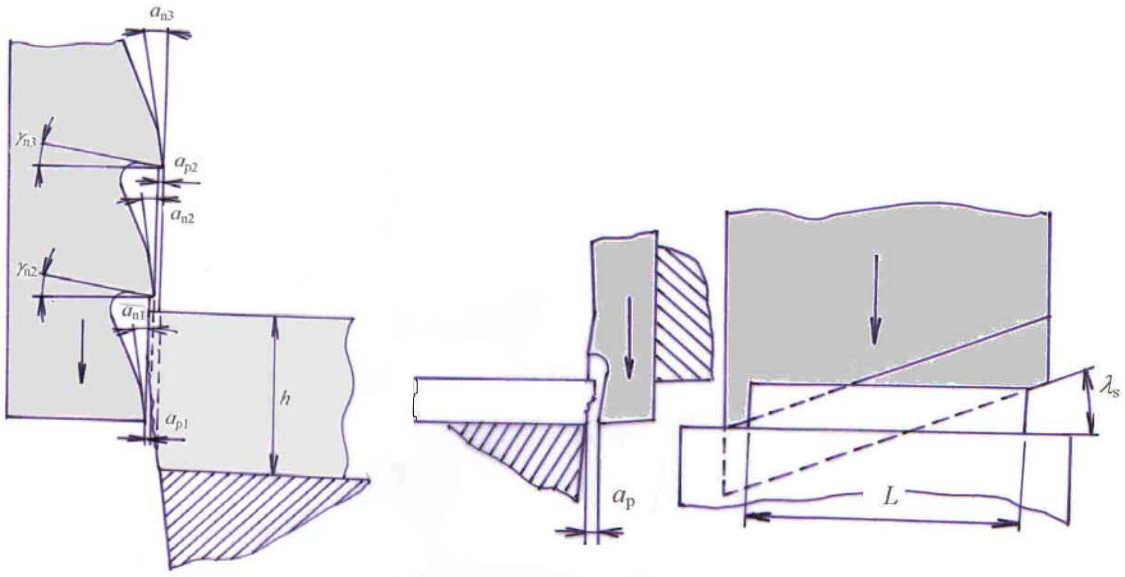
Pomocou klina, vtlačeného do povrchu v blízkosti strižníka sa na povrchu obrobku vytvára ťahové napätie. Ktoré napomáha strižnému procesu. Strih potom ako vidno prebieha na celej výške plechu (vlákna sú rovnako ohnuté). Strižná plocha je kvalitná po celej dĺžke

strihu. Aplikácia tohto princípu si vyžaduje presné vedenie nástroja. Priebeh sklzových čiar pri strihaní je podobný odoberaniu triesky. Na obr. 1.21 je niekoľko prípadov, ktoré túto podobnosť potvrdzujú.



Obr. 1.21 Schémy sklzových čiar pri strihaní a obrábaní. a – prvá fáza odstrihovania, b – prvá fáza strihania, c – druhá fáza odstrihovania, d – druhá fáza strihania

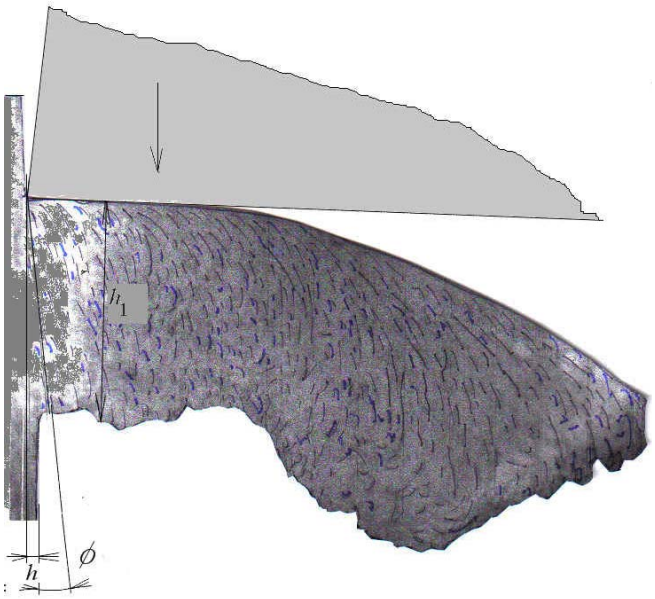
Možno využiť integrované strihanie, teda strihanie, spojené s obrábaním vzniknutej nerovnosti. Je možné použiť jeden, alebo viac rezných zubov s geometriou podobnou preťahovaciemu nástroju. Princíp pre hrubšie plechy je na obr. 1.22 [62]. Posledný zub je umiestnený s nulovou vôľou. Je to možné realizovať, ak je rezná hrana strižníka sklonená pod uhlom l_S (obr. 1.22*b*).



a *b*

Obr. 1.22 Schéma integrovaného strihania. b – súčasné strihanie a obrábanie dvoma reznými klinmi, b – dokončovanie jedným rezným klinom skloneným pod uhlom sklonu λ_S

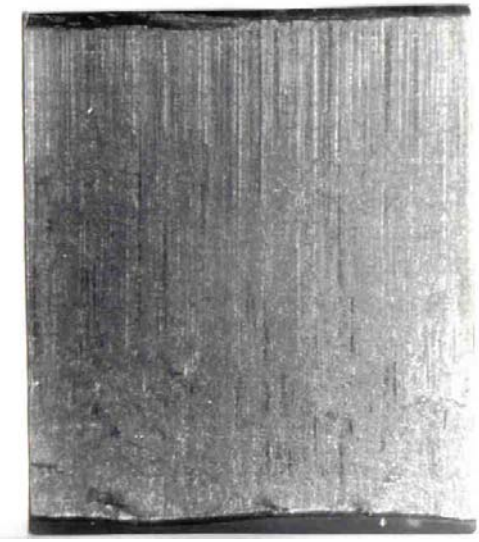
Na obr. 1.23 je fotografia výbrusu triesky, vznikajúcej pri obrábaní nerovnosti po strihaní (konečná fáza s minimálnou hrúbkou odrezávanej vrstvy



Obr. 1.23 Trieska, vznikajúca pri obrábaní rezným klinom, umiestneným za strižníkom, s nulovou „strižnou vôľou“. Oceľ SMn28

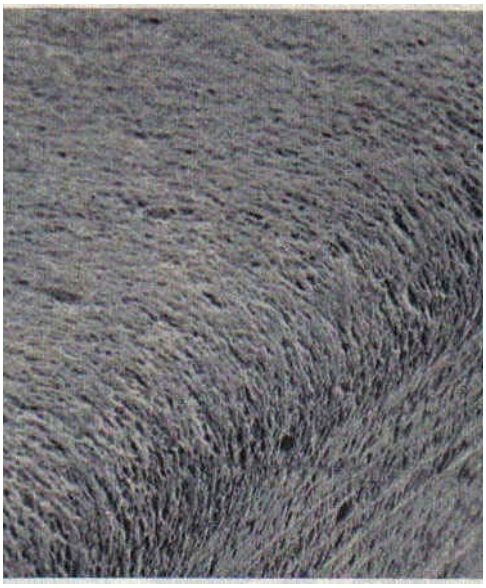
Na obr. 1.24 je pohľad na dokončený povrch. Vidno, že jeho kvalita odpovedá preťahovaniu. Rezný klin odstránil defektnú vrstvu s trhlinami.

Obr. 1.24 Rez prestrihnutým plechom a pohľad na dokončený povrch po strihaní

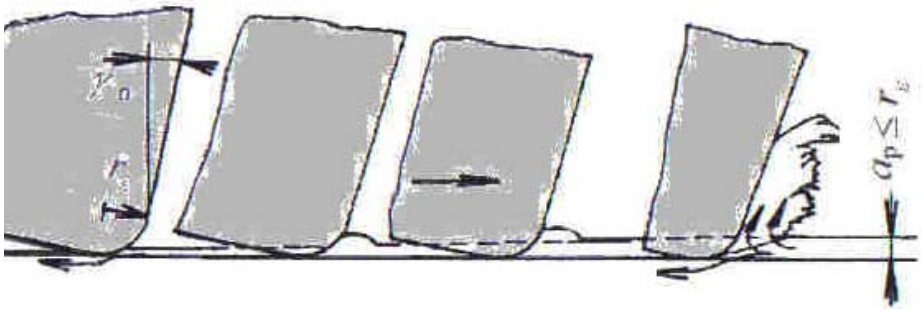


Odlišný charakter má mechanizmus plastickej deformácie v podmienkach nulovej, resp. minimálnej hrúbky odrezávanej vrstvy. Vzniká pri všetkých spôsoboch obrábania (prvý dotyk nástroja a obrobku pri sústružení, vrezávanie zuba pri frézovaní...). Na obr. 1.25 je postup vchádzania rezného klina do áberu od momentu nulovej hrúbky odrezávanej triesky. Pretože polomer zaoblenia reznej hrany nie je nulový, (obr. 25*a*) v prvej fáze vlastne

dochádza k tvárneniu povrchu. Iba po prejdení určitej dráhy sa začne tvoriť trieska, podľa obr. 1.25*b*.



a



b

Obr. 1.25 Precízne zaoblená „rezná hrana“ nástroja zo spekaného karbidu(a) a fázy postupného vchádzania zaoblenej reznej hrany do záberu so šikmým obrokom (b)

V prvej fáze dochádza ku pružnej deformácii povrchu. Postupne sa materiál vtláča pod rezný klin nástroja pri výrazne zápornom uhle čela. Podmienkou prechodu od pružnej deformácie k plastickej, t.j. plastickému vyhladzovaniu povrchu možno definovať nasledovne:

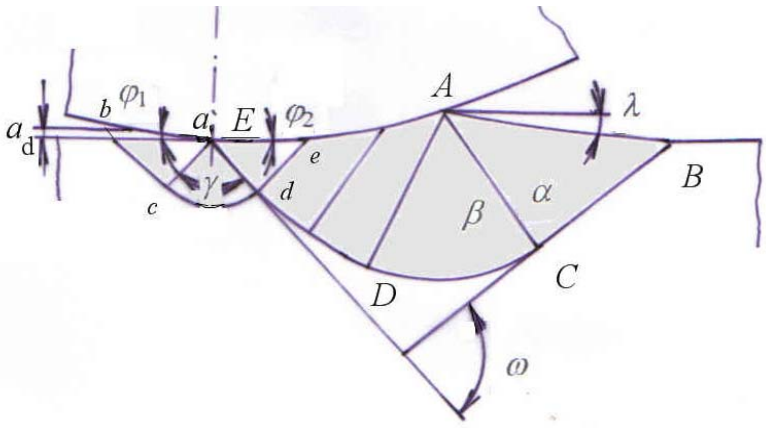
$$\frac{a_p}{r_n} = 240.\frac{R_e^2}{E^2}, \qquad (1.1)$$

kde R_e je medza sklzu obrábaného materiálu, MPa,

E – modul pružnosti, MPa.

Obrábaný materiál je vtláčaný pod rezný klin pri značne zápornom uhle čela. To spôsobuje spevňovanie povrchu. Zaoblený rezný klin pred sebou „hrnie“ materiál až do okamžiku jeho oddelenia vo forme triesky.

Na objasnenie podmienok, ktoré vplývajú na proces plastickej deformácie je vhodné sledovať sklzové čiary, vznikajúce pred nástrojom. Za nástrojom bude vznikať oblasť plastickej deformácie. Za hraničnú zónu plastickej deformácie možno považovať čiaru *ABCDdcb* podľa obr.1.26 [60].



Obr. 1.26 Možné pole sklzových čiar pri vchádzaní nástroja so zaoblenou reznou hranou do záberu s obrobkom

Prechod od pružnej oblasti do plastickej je možný po dosiahnutí medze sklzu, pri splnení podmienky:

$$\frac{\sigma_{ad}}{2.k} \le -\left(\frac{1}{2}+\gamma\right), \tag{1.2}$$

kde σ_{ad} je stredné normálne napätie na čiare *ad*, MPa,

k – plastická konštanta materiálu: $k = \dfrac{R_e}{\sqrt{3}}$,

γ – uhol klina *cad*.

Pritom predpokladáme, že na čiare *ab* nie je plastický kontakt, čiže tlak nástroja neprevyšuje medzu pružnosti materiálu.

Z geometrických vzťahov môžeme napísať:

$$\gamma.\frac{\pi}{4}+\frac{1}{2}\arccos 2\mu+\varphi_1+\varphi_2,$$

Alebo ak položíme $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$:

$$\gamma=\frac{\pi}{4}+\frac{1}{2}\arccos 2\mu+2.\varphi\ ,$$

kde μ je koeficient trenia na povrchu kontaktu, rovný $\frac{\tau_k}{2.k}$.

τ_k je tangenciálne napätie na kontaktnom povrchu.

Za podmienky, že hranica *AB* nemá vonkajšie silové zaťaženie a stredné normálne napätie je tu $\sigma_{ad} = -k$, dostaneme:

$$\sigma_{ad} = -k.(1 + 2\omega_{ab}), \tag{1.3}$$

kde ω_{ab} je uhol pootočenia čiary pri prechode od bodu *b* do bodu *a.*

Z obr. 1.26 možno napísať:

$$\omega_{ab} = \frac{3}{4}.\pi - \frac{1}{2}\arccos 2\mu - \lambda,$$

kde λ je uhol, tvorený hranicou *AB* (pre jednoduchosť aproximovaná priamkou) a osou *z*.

Po dosadení za γ a σ_{ad} z predchádzajúcich vzťahov, dostaneme podmienku:

$$\frac{\pi}{2} \le \arccos 2\mu + 2.\varphi + \lambda.$$

Táto podmienka udáva, pri akých parametroch poľa sa stráca stabilita plastickej deformácie, t.j. udáva hranicu realizácie poľa, zobrazeného na obr. 1.26.

Ak vezmeme do úvahy, že $\varphi = \arcsin\frac{d}{2.r_n}$, podmienka sa upraví na tvar:

$$\frac{d}{r_n} \ge 2.\sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}\arccos 2\mu - \lambda\right).$$

Odtiaľ vyplýva, že nedochádza ku strate stability plastickej deformácie, čiže: $\frac{a_d'}{r_n} = 0$, pri podmienke:

$$\frac{1}{2}\arccos 2\mu + \lambda = \frac{\pi}{4}.$$

Pri $\lambda \ge \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}\arccos 2\mu$ začína proces tvorenia triesky a pole sklzových čiar dostáva iný tvar.

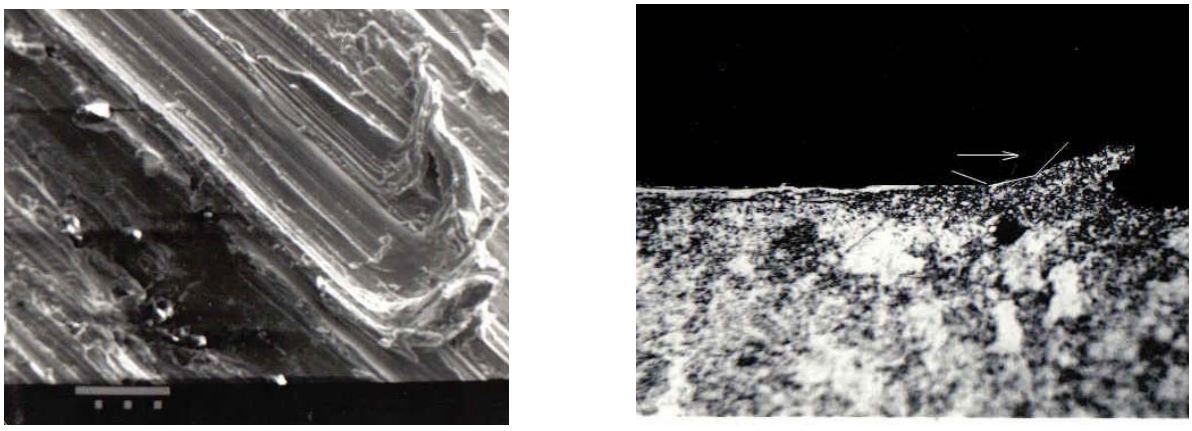
Z podmienky konštantného objemu pri malých pomeroch $\frac{a_d}{r_n} \cong 0{,}01$ môžeme približne napísať:

$$\lambda = \operatorname{arctg}\left[\frac{1}{\left(1-\frac{a_{\mathrm{d}}^2}{a_{\mathrm{p}}^2}\right).\sqrt{2.\frac{r_{\mathrm{n}}}{a_{\mathrm{d}}}-1}}\right].$$

S uvažovaním predchádzajúceho vzťahu , môžeme podmienku napísať v tvare:

$$\frac{a_{\mathrm{d}}}{r_{\mathrm{n}}} \geq \left[\frac{2.\left(1-\frac{a_{\mathrm{d}}^2}{a_{\mathrm{p}}^2}\right)}{\operatorname{cot g}\left(\frac{\pi}{4}-\frac{1}{2}.\arccos 2\mu\right)+\left(1-\frac{a_{\mathrm{d}}^2}{a_{\mathrm{p}}^2}\right)^2}\right]. \qquad (1.4)$$

V podmienkach hladenia zaobleným nástrojom sa materiál spod neho začne vytláčať a rozteká sa na strany. Dobre to možno dokumentovať začiatkom vzniku triesky pri brúsení (brúsne zrno abstrahujeme ako guľu). Obr. 1.27 predstavuje takýto okamžik. Vidno, že hrúbka triesky sa postupne zväčšuje. Za brúsnym zrnom vidno spevnený povrch v dôsledku plastickej deformácie.



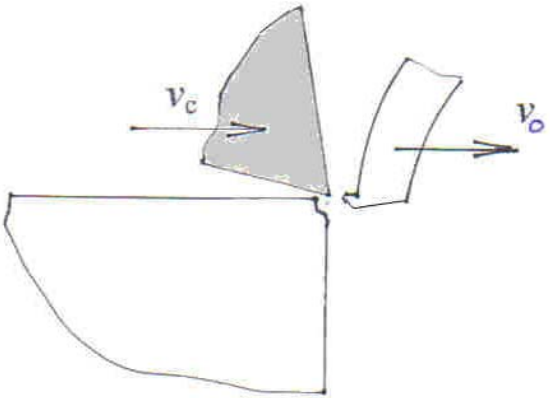
a *b*

Obr. 1.27 Začiatok vzniku triesky pred brúsnym zrnom. a - pohľad pod riadkovacím elektrónovým mikroskopom, 2 - metalografický rez

To mení podmienky deformácie a veľkosť kritického vtlačenia $\left(\frac{a_{\mathrm{d}}}{r_{\mathrm{n}}}\right)_{\mathrm{kr}}$. Skutočná hĺbka vtlačenia $\left(\frac{a_{\mathrm{d}}}{r_{\mathrm{n}}}\right)$ závisí tiež na veľkosti posuvu a s jeho zväčšovaním narastá.

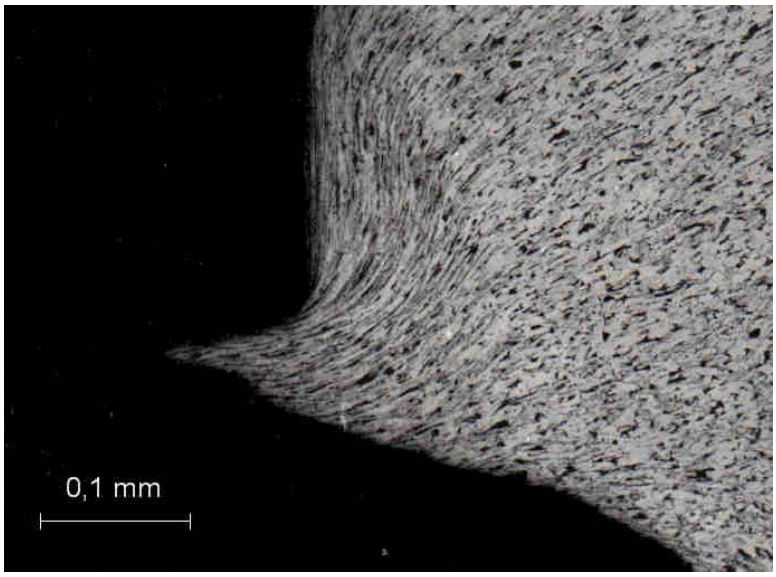
V dôsledku obtekania materiálom sférickej časti nástroja, pomer $\left(\frac{a_d}{r_n}\right)_{kr}$ rastie. Naopak, pri zmenšovaní posuvu *f*, hodnota $\left(\frac{a_d}{r_n}\right)_{kr}$ klesá. Trieska sa začína tvoriť zo strany deformovaného materiálu a tvorí „vejár“ Vidno, že závislosť kritického vtlačenia na technologických a fyzikálnych parametroch (*f*; r_n; μ...) je v tomto prípade zložitejšia ako pri deformácii nástrojom so zaoblenou lineárnou hranou.

Na sledovanie zmien v zóne tvorenia triesky je potrebné okamžite zastaviť proces obrábania, teda prerušiť kontakt nástroja a obrobku. Bola vyvinutá spoľahlivá metóda na okamžité zastavenie procesu obrábania [12].Vyšla z pozorovania konca triesky, vznikajúcej pri prerušovanom reze, napr. pri hobľovaní, alebo čelnom frézovaní. Pri vychádzaní nástroja zo záberu sa koniec triesky “utrhne”, podľa obr. 1.28.

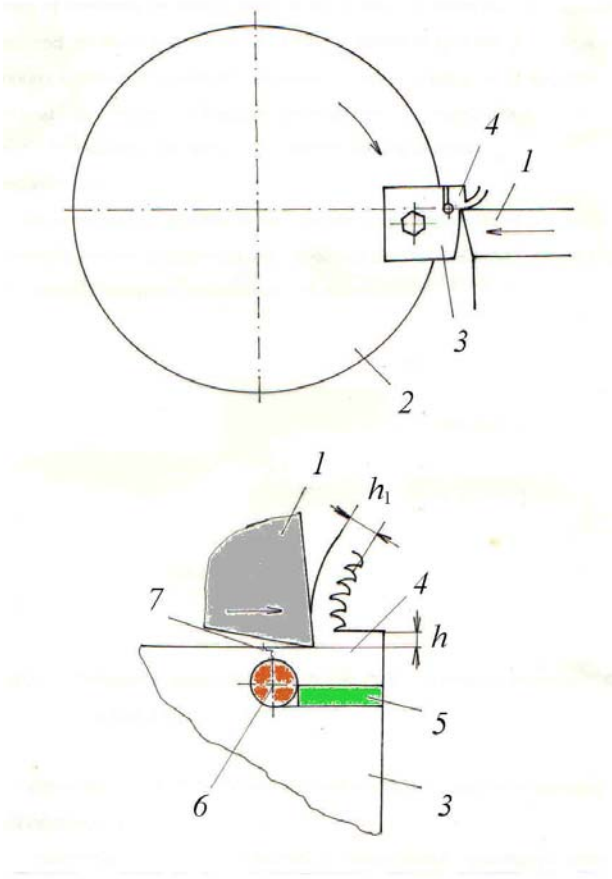


Obr. 1.28 Vznik odtlačku rezného klina na trieske pri prerušovanom reze.

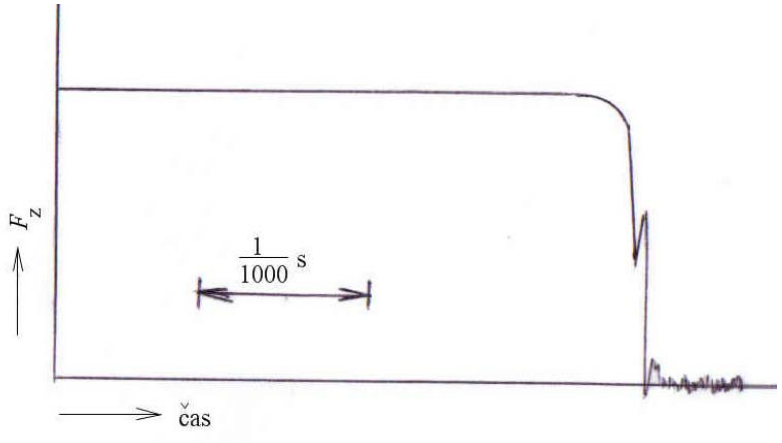
Výbrus konca triesky ukázal, že možno pozorovať textúru v trieske, ktorá odpovedá skutočnej reznej rýchlosti (obr.1.29). K prerušeniu obrábania totiž dochádza okamžite. To viedlo k návrhu na metódu získavania koreňov triesok úpravou konca obrobku podľa obr.1.30



Obr.1.29 Metalografický výbrus konca triesky pri prerušovanom reze, oceľ (E335)



a

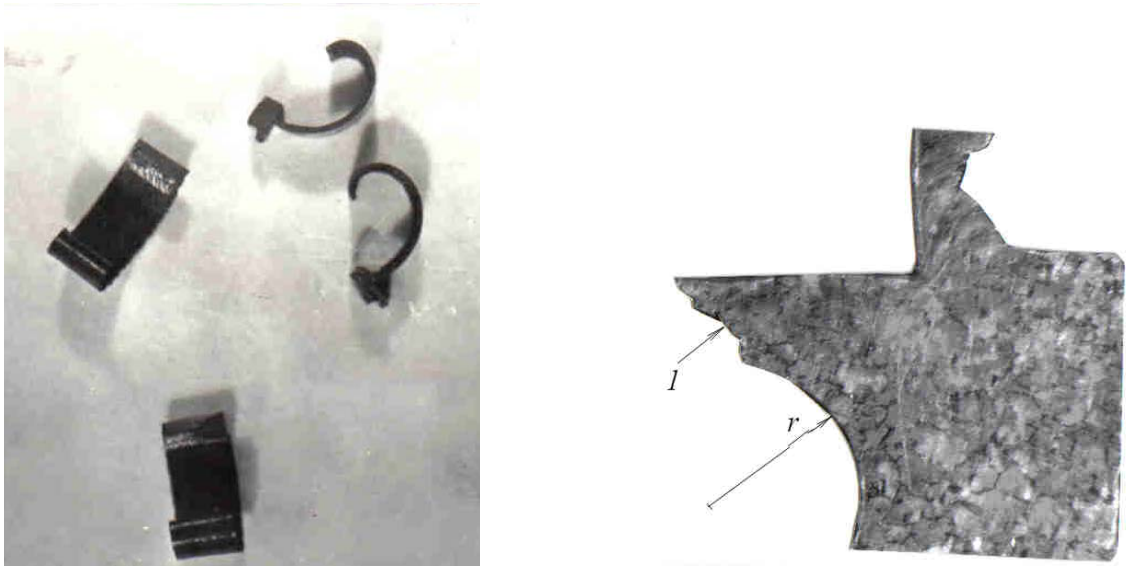


b

Obr.1.30 Princíp metódy na okamžité prerušenie kontaktu nástroja a obrobku (a)[12], 1- rezný klin nástroja, 2 - kotúč, 3 - vzorka skúmaného materiálu, 4 – vytrhávaná časť vzorky, 5 – operný pliešok na ušmyknutie vzorky, 6 – kovová tyčka, 7 - miesto pretrhnutia vzorky, (b) oscilografický záznam zmeny reznej sily pri prerušení obrábania

V mieste vychádzania nástroja *1* zo záberu je narezaná drážka s vloženým plieškom *5*, ktorý zamedzuje deformácii vzorky počas pretrhávania. Za drážkou je navŕtaný otvor *6* a v ňom je vložená tyčka, ktorá zamedzuje deformácii otvoru. Pri prechode nástroja ponad otvor dôjde k zúženiu prierezu *7* a pretrhnutiu materiálu, podobne ako pri skúške ťahom. Z oscilografického záznamu reznej sily vyplýva, že k prerušeniu obrábania dochádza prakticky okamžite. Vzorka *4* je prudko vymrštená vo smere pohybu nástroja a to väčšou rýchlosťou ako je rezná rýchlosť. Na vzorke je zachytený stav plastickej deformácie, odpovedajúci skutočnej reznej rýchlosti.

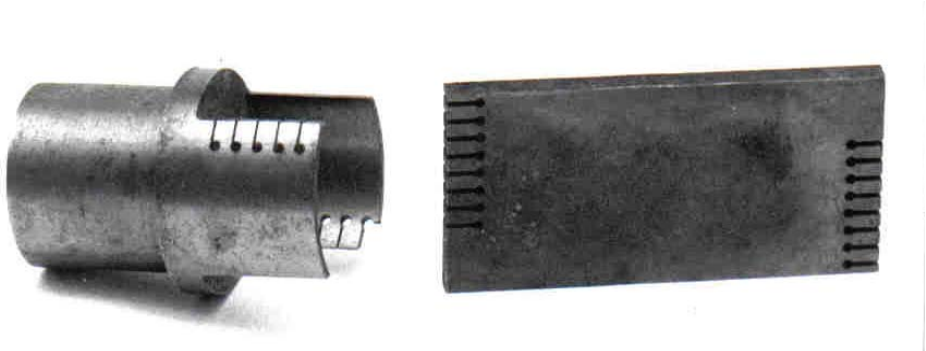
Pohľad na zachytené vzorky je na obr. 1.31. Na obr. *b* je metalografický výbrus vzorky, kde je viditeľná plastická deformácia zŕn v trieske, pole plastickej deformácie bezoprostredne pred rezným klinom a nedeformované zrná základného materiálu obrobku.



a *b*

Obr. 1.31 Metalografický výbrus vzorky so vznikajúcou trieskou . a - zachytené vzorky, b – pozdĺžny výbrus vzorkou. 1-miesto pretrhnutia vzorky, r - polomer otvoru .

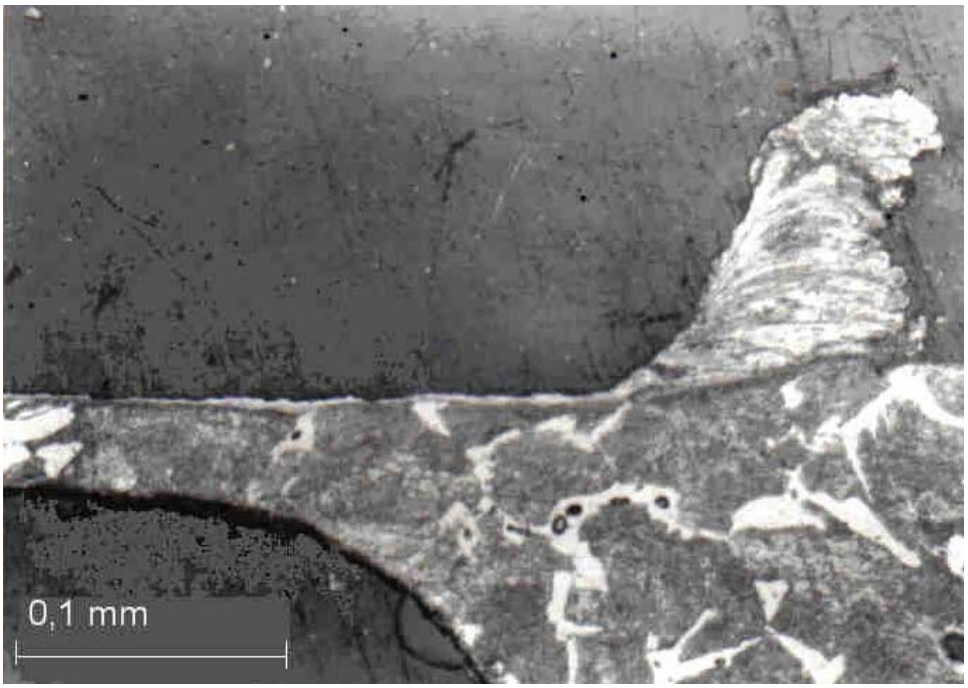
Úprava obrobkov na získanie vzoriek pri voľnom reze je na obr. 1.32.



a *b*

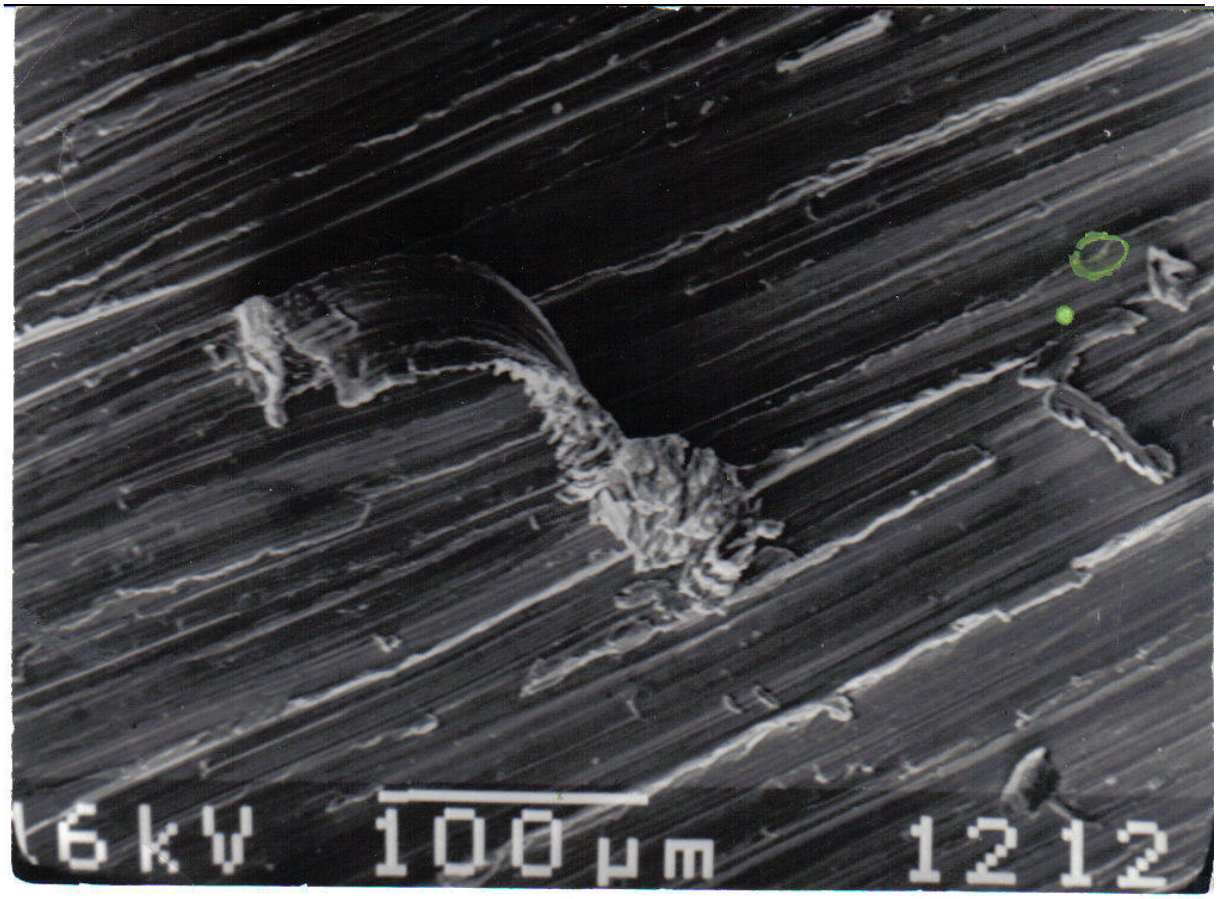
Obr. 1.32 Fotografia obrobkov s úpravou na získanie vzoriek tvoriacej sa triesky. a - pri sústružení voľným rezom, b - pri hobľovaní a brúsení

Dôkazom spoľahlivosti metódy je skutočnosť, že ňou možno zafixovať proces brúsenia, napr. pri reznej rýchlosti 30 $m.s^{-1}$ (obr. 1.27). Na obr. 1.33*a* je metalografický výbrus zachytenej vzorky pri brúsení.



Obr. 1.33a Príklad fotografie metalografického výbrusu vzorky so zónou tvorenia triesky pri brúsení. obrobok: oceľ 12 050.1 (C45), nástroj: Al_2O_3, v_c = 30 $m.s^{-1}$

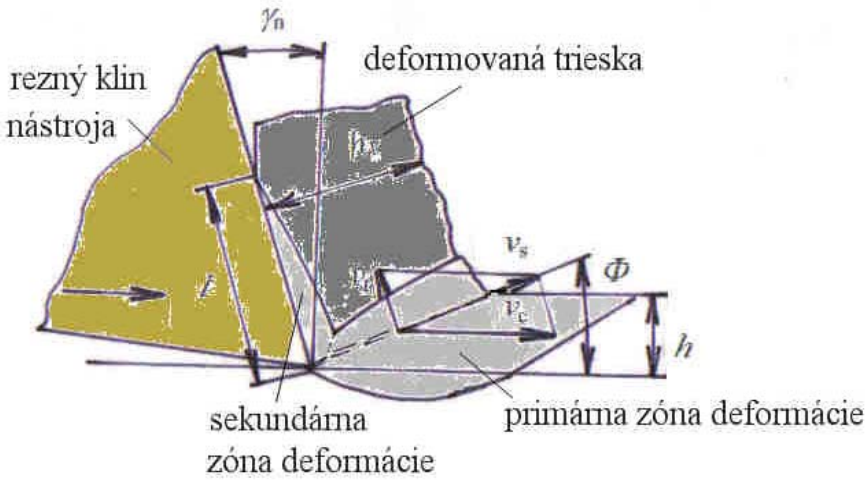
Pohľad na brúsený povrch so zachytenou vznikajúcou trieskou s použitém tejto metódy je na obr. 1.33*b*.



Obr. 1.33b. Vzácna vzorka brúseného povrchu s voľne odchádzajúcou trieskou

Na základe takto získaných vzoriek možno realizovať spoľahlivé závery o charaktere a intenzite plastickej deformácie v zóne tvorenia triesky a obrobeného povrchu.

Plastická deformácia materiálu pri jeho prechode do triesky prebieha v dvoch zónach – v primárnej a sekundárnej zóne šmyku (obr.1.34).



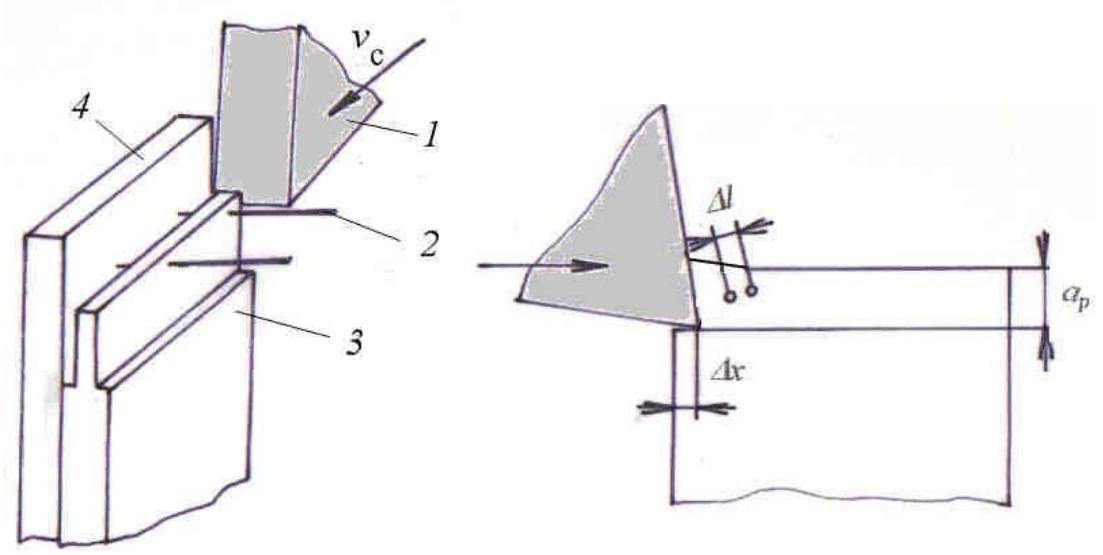
Obr. 1.34 Zóny šmykovej deformácie v trieske

V primárnej zóne šmyku prebieha oddelenie triesky od obrobku. V závislosti na podmienkach obrábania prebieha toto oddeľovanie pod určitým uhlom šmyku ϕ, ktorý udáva polohu plochy šmyku a je mierou stlačenia triesky. Treba poznamenať, že tento parameter bol definovaný v starších prácach , ktoré počítali s tým, že plastická deformácia prebieha v rovine šmyku. V skutočnosti prebieha deformácia v poli deformácie, ako je to na obr. 1.34. Napriek tomu je uhol ϕ doteraz vhodným parametrom na hrubé posúdenie intenzity deformácie v trieske.

Sekundárna zóna šmyku sa nachádza na povrchu kontaktu medzi čelom nástroja a kontaktnou plochou triesky. Je to vlastne hraničná vrstva triesky v ktorej rastie rýchlosť pohybu materiálu od nuly na čele nástroja do rýchlosti pohybu triesky na hranici tejto vrstvy.

V oboch zónach deformácie sa mechanický výkon, privádzaný k vretenu stroja a posuvovému mechanizmu mení hlavne na teplo. Ak podelíme spotrebovaný mechanický výkon k sekundovému objemu materiálu, ktorý sa mení na triesku, dostaneme mernú energiu rezania. Pri sledovaní zmien týchto charakteristík procesu v závislosti na reznej rýchlosti je potrebné sledovať pohyb elementárnych častíc materiálu do triesky. K tomuto účelu bol realizovaný nasledový experiment.

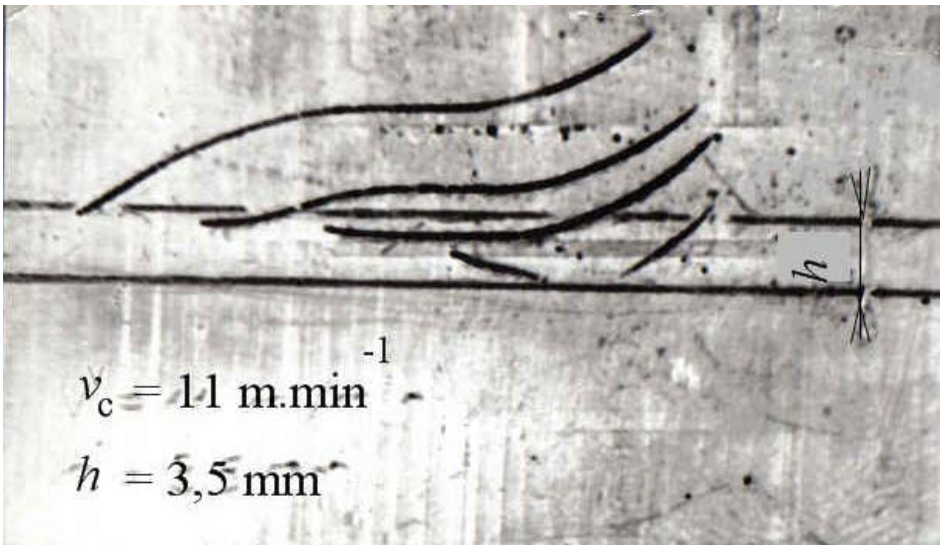
Z olovenej vzorky (obr. 1.35) bol vytvorený model obrobku *3*, do ktorého boli v rozličných miestach vsunuté oceľové ihly *2*, končiace na vyleštenej stene olovenej platne *4*.



a *b*

Obr. 1.35 Úprava obrobku na sledovanie pohybu elementov materiálu do triesky. 1 - rezný klin nástroja, 2- ihla, 3 - obrobok, 4 - registračná platňa

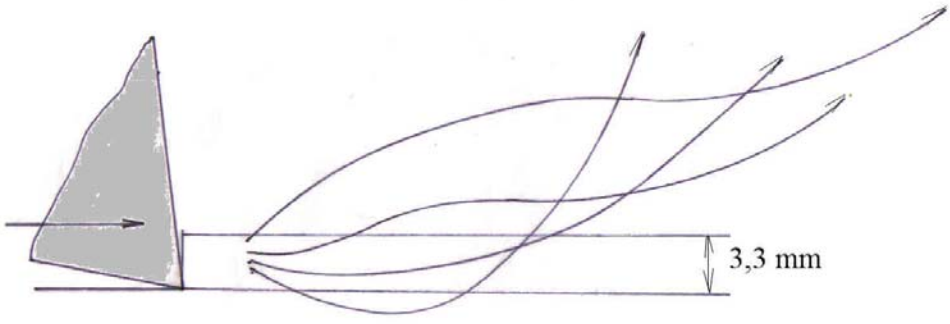
Pri prechode nástroja a vytváraní triesky hroty ihiel nakreslia dráhy jednotlivých elementov triesky. Fotografia priebehu získaných kriviek je na obr. 1.36.



Obr. 1.36 Fotografia zápisu dráhy elementov materiálu pri prechode do triesky

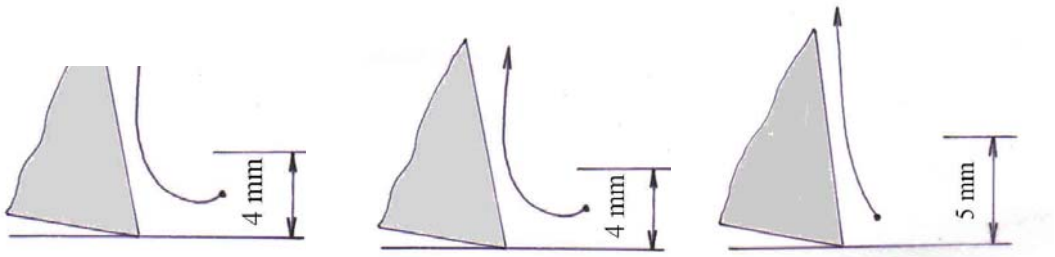
Po posunutí získaných kriviek pod seba dostaneme dráhy pohybu elementov v rozličných polohách hrúbky odrezávanej vrstvy.

Odpovedajúci priebeh je na obr. 1.37. Krivky odpovedajú prípadu, keď je nástroj a trieska v pohybe a obrobok je statický. To odpovedá hobľovaniu. Vidno, že čiary pohybu elementov sa prekrývajú. Body, blízke polohe obrobenej plochy vykonávajú zložitejší pohyb, najprv klesajú a potom prechádzajú do triesky. Vrchné body odchádzajú voľne. Možno reálne predpokladať, že pohyb skutočných zŕn pri reálnych hrúbkach odrezávanej vrstvy sa bude realizovať podobne.



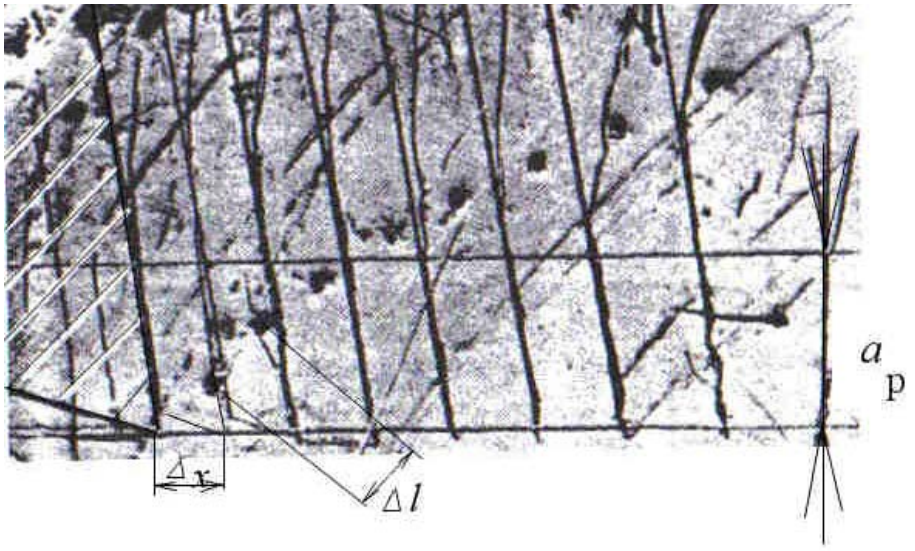
Obr. 1.37 Pohľad na krivky, nakreslené ihlami, odpovedajúcimi polohe elementov triesky

Pri modelovaní procesu boli použité olovené vzorky, čo dáva možnosť ľubovoľne zväčšiť hrúbku odrezávanej vrstvy. Na obr. 1.38 je zviditeľnenie dráhy bodov, umiestnených v rozličných polohách odrezávanej vrstvy. Prípad je opačný – pohybuje sa obrobok a nástroj je statický (hobľovanie). Je teda modelovaný pohyb bodov oproti obrobku. Vidno, že jednotlivé body sa približujú k čelu nástroja a smer odchodu triesky nadobúdajú až po tom, ako trieska ukončí kontakt s čelom nástroja.



Obr. 1.38 Modelovanie pohybu bodov v odrezávanej vrstve voči nástroju

Uvedená metodika umožňuje určiť rýchlosť a zrýchlenie sledovaných bodov. Po určitom posunutí nástroja (mikrometrickou skrutkou suportu stroja) o hodnotu Δx sa zaregistruje poloha ihly. Vzdialenosť vedľajších vplichov udáva posunutie elementu v trieske. Na obr. 1.39 je pohľad na registračnú platňu s vpichmi, udávajúcimi jednotlivé polohy sledovaného elementu.

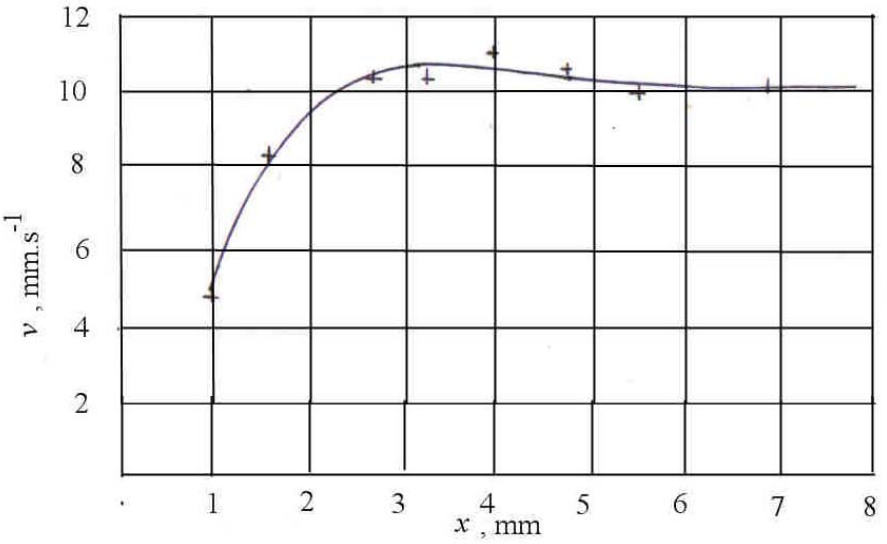


Obr. 1.39 Pohľad na jednotlivé polohy elementu pri vrezávaní nástroja do obrobku

Rýchlosť pohybu elementu je vyhodnotená ako pomer takto zistenej dráhy Δl za rovnaký čas τ_1

$$v = \frac{\Delta l}{\tau_1} \tag{1.5}$$

Na obr. 1.40 je priebeh rýchlosti elementu v trieske.



Obr. 1.40 Priebeh rýchlosti pohybu elementu v trieske

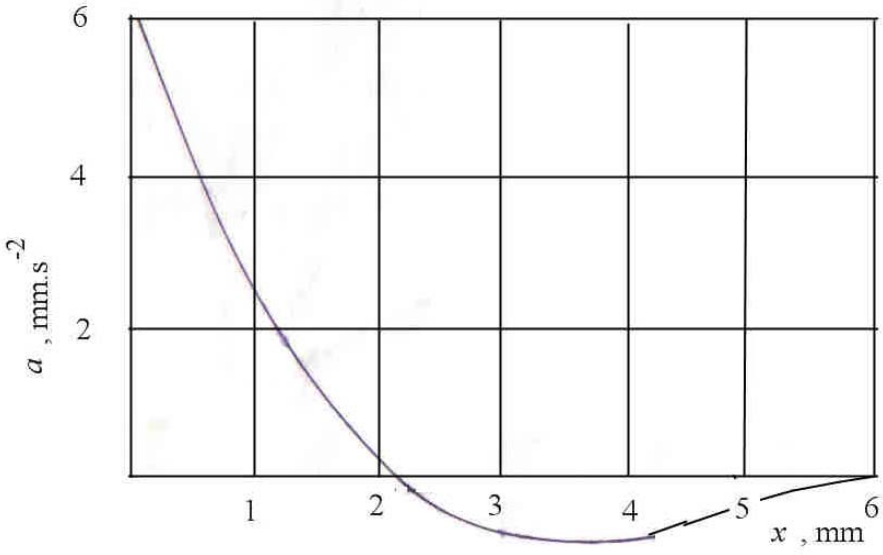
Vidno, že rýchlosť sa od nulovej polohy nástroja prudko zvyšuje na maximálnu hodnotu a nasledne sa ustáli na rýchlosti, ktorá odpovedá rýchlosti pohybu triesky v_t.

Podobne možno stanoviť zrýchlenia podielom rýchlosti a času posunutia nástroja o Δx:

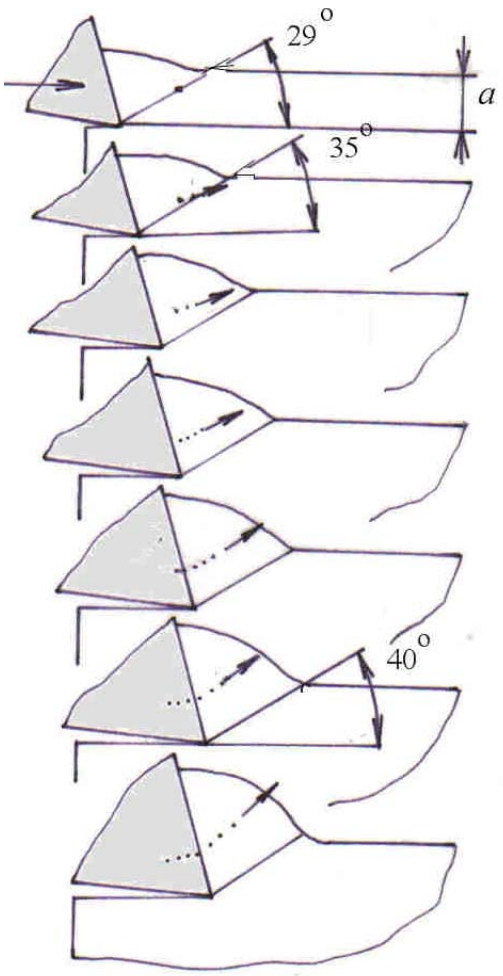
$$a = \frac{v}{\tau_1}. \tag{1.6}$$

Na obr. 1.41 je diagram priebehu zrýchlenia elementu. Vidno, že maximálne zrýchlenie je na počiatku pohybu. Postupne klesá a dosahuje nulovú hodnotu pri prechode elementu z plastickej zóny do triesky.

Obr. 1.41 Priebeh zrýchlenia pohybu elementu pri prechode do triesky



Postupným zasúvaním rezného klina do záberu možno identifikovať aj zmenu orientácie elementu a veľkosti uhla hranice plastickej deformácie ϕ. Na obr. 1.42 je uvedený postup premiestnenia sledovaného bodu v trieske, pričom obrobok je statický a nástroj sa pohybuje.

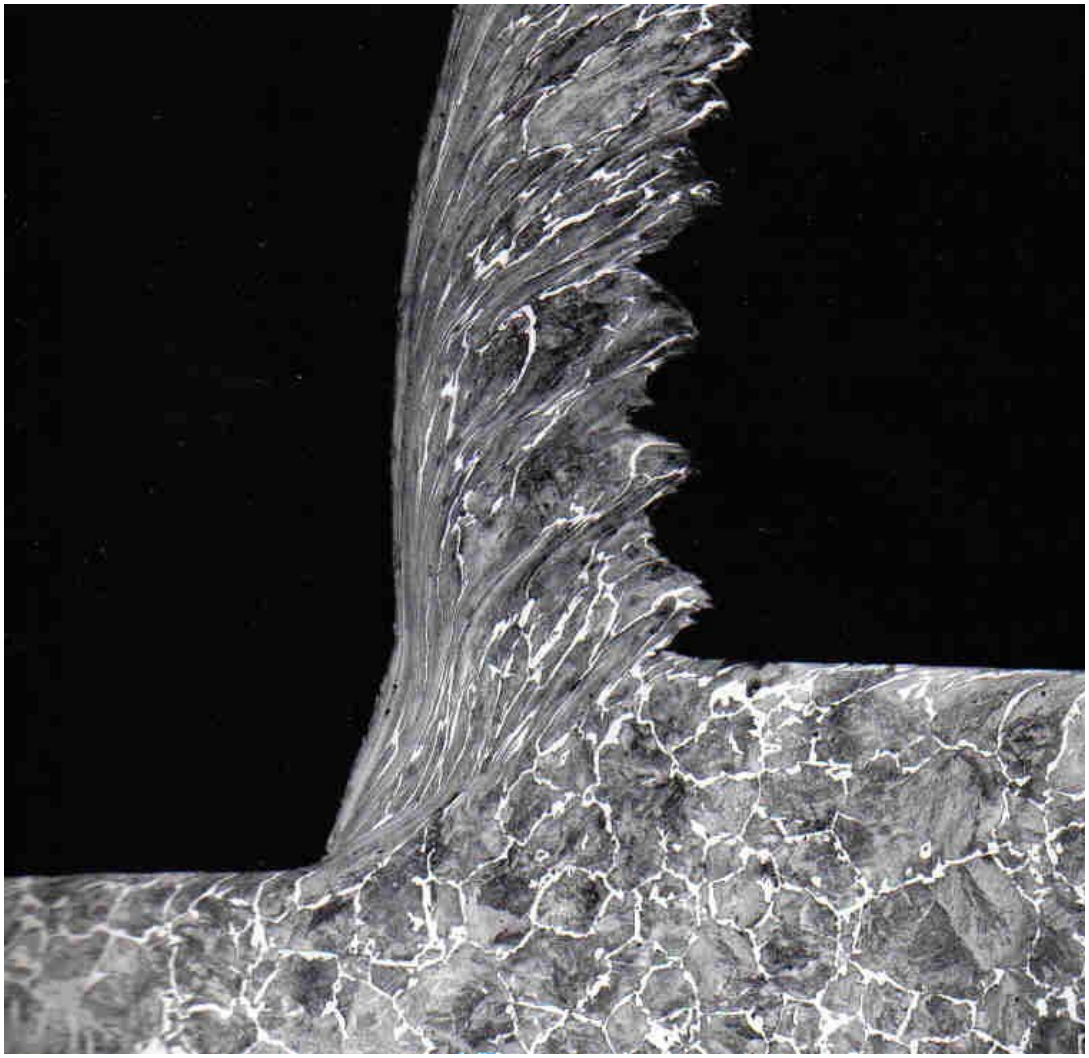


Obr. 1.42 Zmena polohy ihly (elementu triesky) pri vchádzaní nástroja do záberu

Vidno, že uhol hranice plastickej deformácie postupne narastá a smer pohybu sledovaného elementu vlastne sleduje uhol textúry triesky.

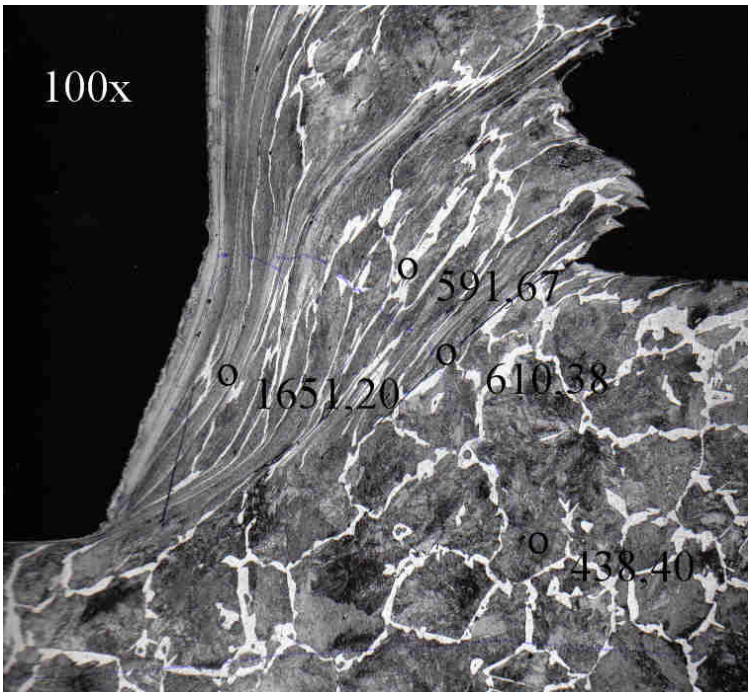
1.2 Zóna primárnej deformácie

Sledujme mechanizmus prvotnej deformácie v reznej zóne, teda pred reznou hranou nástroja. Na obr. 1.43 je metalografický výbrus oblasti tvorenia triesky, získanej zastavením procesu obrábania pri reznej rýchlosti 100 $m.min^{-1}$. Na čele nástroja bola vytvorená spevňujúca fázka, šírky 0,2 mm, rovnaká, ako hrúbka odrezávanej vrstvy.



Obr. 1.43 Fotografia metalografického výbrusu "koreňa triesky". obrobok: oceľ C45; $h = f = 0{,}2$ mm, $v_c = 100$ $m.min^{-1}$

Vidno, že dochádza k predĺžovaniu zŕn do tvaru vlákien. Deformácia v trieske nemá rovnakú intenzitu. Prejavuje sa periodickosť deformácie, ktorá vyusťuje do "pílovitého" profilu zadnej strany triesky. Pred reznou hranou dochádza k pretrhávaniu silne deformovaných zŕn. Detail charakterizujúci oddeľovanie triesky sledovanej ocele je na obr. 1.44



Obr. 1.44 Zväčšená oblasť pred rezným klinom z obr. 1.43 s údajmi o mikrotvrdosti HV $_{20}$

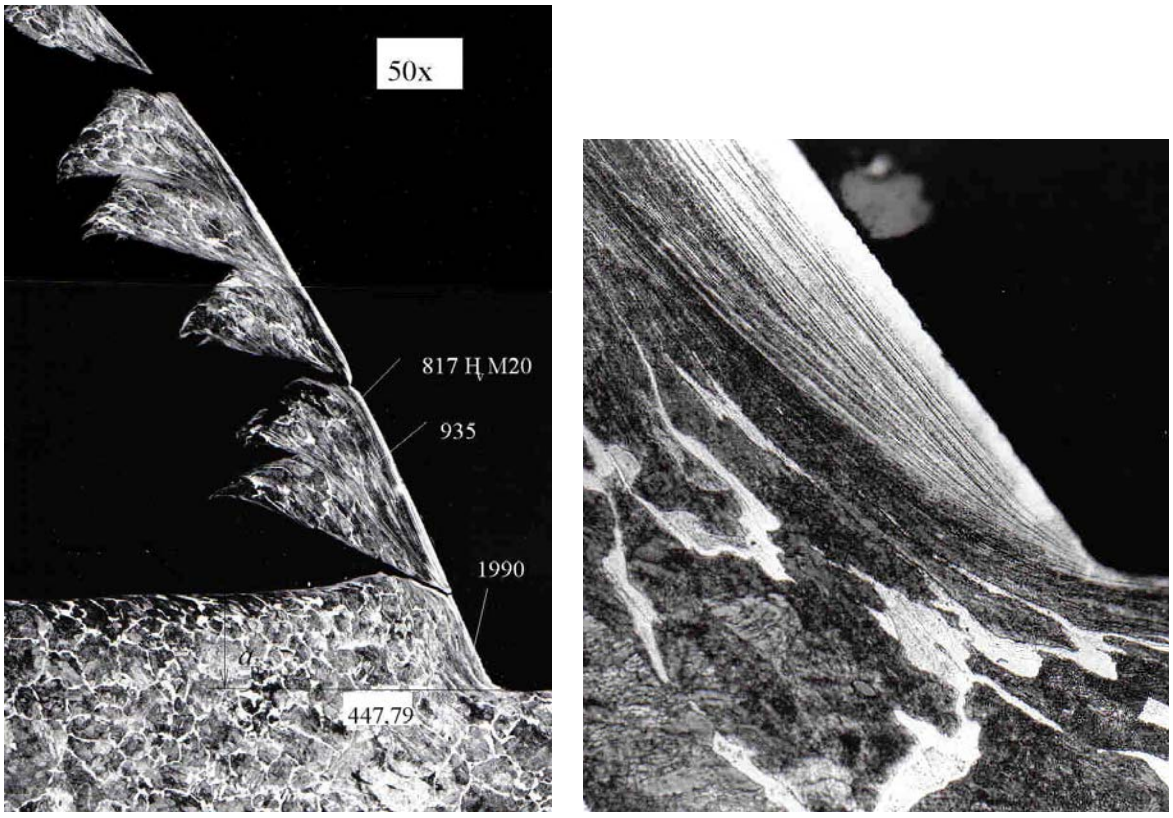
Z obrázku vyplýva, že v zabrzdenej vrstve pred rezným klinom dochádza k výraznému (až štvornásobnému) zvýšeniu tvrdosti materiálu. To svedčí o výraznom spevnení. Táto vrstva teda pri odoberaní triesky preberá funkciu rezného klina. Pri vysokej teplote v deformačnom poli sa uvedená vrstva javí ako plastická. Sklzy v trieske majú periodický charakter. Ich frekvencia zrejme závisí na reznej rýchlosti a geometrii nástroja. V šmykovej zóne došlo k vyššiemu spevneniu, než v strede elementu triesky. Hranica plastickej deformácie nie je v skutočnosti lineárna, ale prehnutá smerom do obrobku. Treba si ďalej uvedomiť dve skutočnosti:

- V procese deformácie pôsobí teplotné odpevnenie, ktoré kompenzuje účinok deformačného spevnenia. Dochádza tu k adiabatickým deformačným podmienkam.
- Meranie mikrotvrdosti bolo vykonané až po vychladnutí vzorky, teda po ukončení procesu. V reálnom procese tvorenia triesky je celá oblasť v plastickom stave s rozličnou intenzitou deformácie.

Na obr.1.45 je trieska tvorená nástrojom s výrazne záporným uhlom čela. Vidno, že trieska sa periodicky ušmykuje v celom priereze a mení sa na elementárnu, nie súdržnú.

Rovnako je intenívnejšie aj spevnenie materiálu, najmä v oblasti plastického poľa pred reznou hranou nástroja. Na obr. *b* vidno tečenie materiálu ponad zabrzdenú zónu. Intenzita

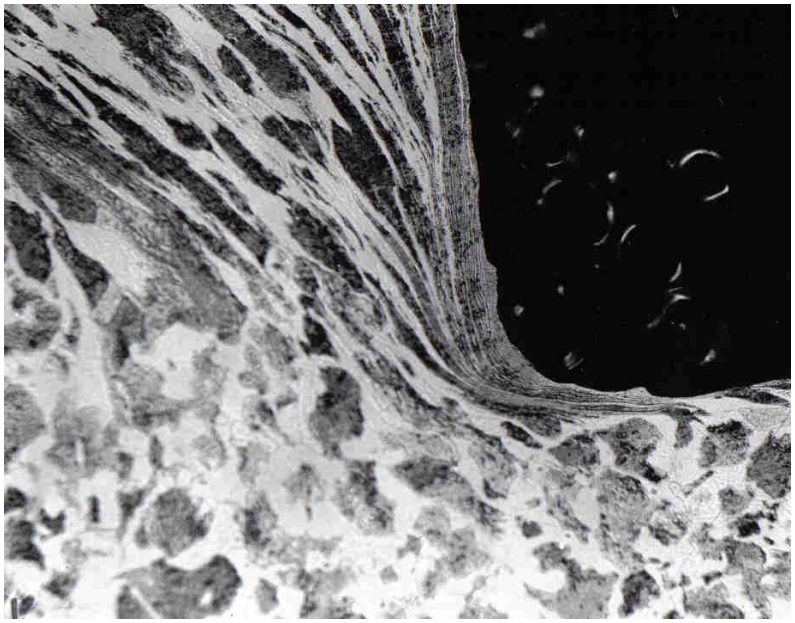
plastickej deformácie v zabrzdenej zóne je mimoriadne vysoká, o čom svedčí údaj o meraní mikrotvrdosti.



a *b*

Obr. 1.45 Trieska, vznikajúca pri zápornom uhle čela (v_c= 100 m.min^{-1}; γ_o =-25°) a-celkový pohľad, b-detail okolia reznej hrany, obrobok C 45

Na obr. 1.46 je detailný pohľad na deformačné pole pred rezným klinom nástroja s rovným čelom, pod uhlo γ_n = -5^0 (bez fázky). Plastické pole má malú výšku. Charakter deformácie je však rovnaký. Na čelnej a čiastočne chrbtovej ploche noža vidno odtlačok nerovností, do ktorých prenikol deformovaný materiál obrobku. To svedčí o skutočnosti, že bezprostredne v kontakte s nástrojom sa deformovaný materiál nepohybuje, resp. jeho rýchlosť je veľmi malá. Postupne nad čelom nástroja sa rýchlosť pohybu elementov triesky zväčšuje a dosahuje rýchlosť pohybu triesky.

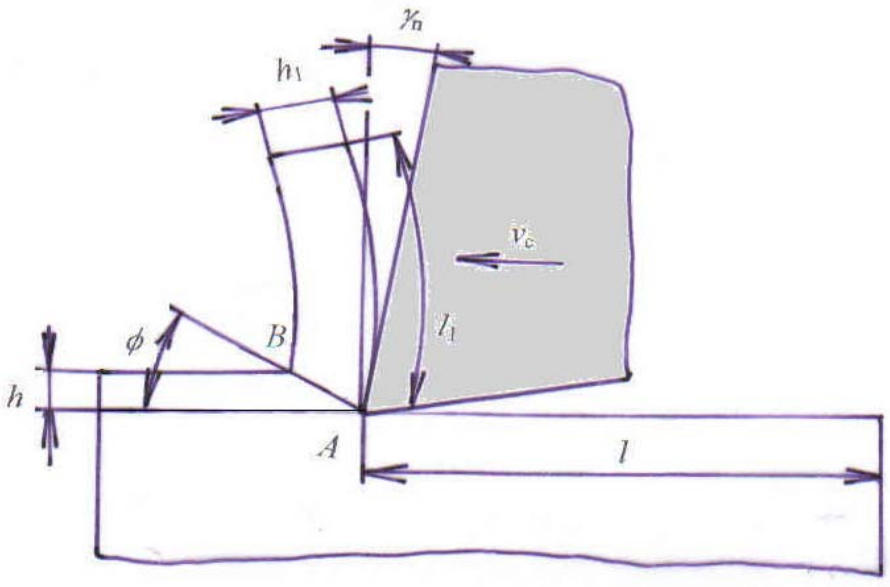


Obr. 1.46 Metalografický výbrus oblasti pred reznou hranou nástroja. v_c= 100 m.min^{-1}, nástroj P20, obrobok C45

Dá sa dokázať, že výsledná rýchlosť pohybu triesky v_t závisí na veľkosti stlačenia triesky k:

$$v_t = \frac{v_c}{k}. \tag{1.7}$$

Stlačenie triesky sa v globálnom ponímaní definuje ako pomer hrúbky triesky hrúbke odrezávanej vrstvy.



Obr. 1.47 Schéma k definícii stlačenia triesky

Podľa obr. 1.47 pre voľný rez platí:

$$k = \frac{h_1}{h} = \frac{l}{l_1} \cong \frac{S_1}{S}, \qquad (1.8)$$

kde h_1 je hrúbka triesky, mm
h - hrúbka odrezávanej vrstvy, mm
l - dráha prejdená nástrojom, mm
l_1- zodpovedajúca dĺžka vzniknutej triesky, mm
S_1- plocha prierezu triesky, mm^2: h_1x b_1 (b_1 je šírka triesky, mm)
S - plocha priereru rezu, mm^2:hxb (b je šírka odrezávanej vrstvy, mm).

Okrem priameho merania h a h_1 možno stlačenie triesky určiť vážením odchádzajúcej triesky. Zvážime triesku známej dĺžky a pri známej hustote obrábaného materiálu, vypočítame k z výrazu:

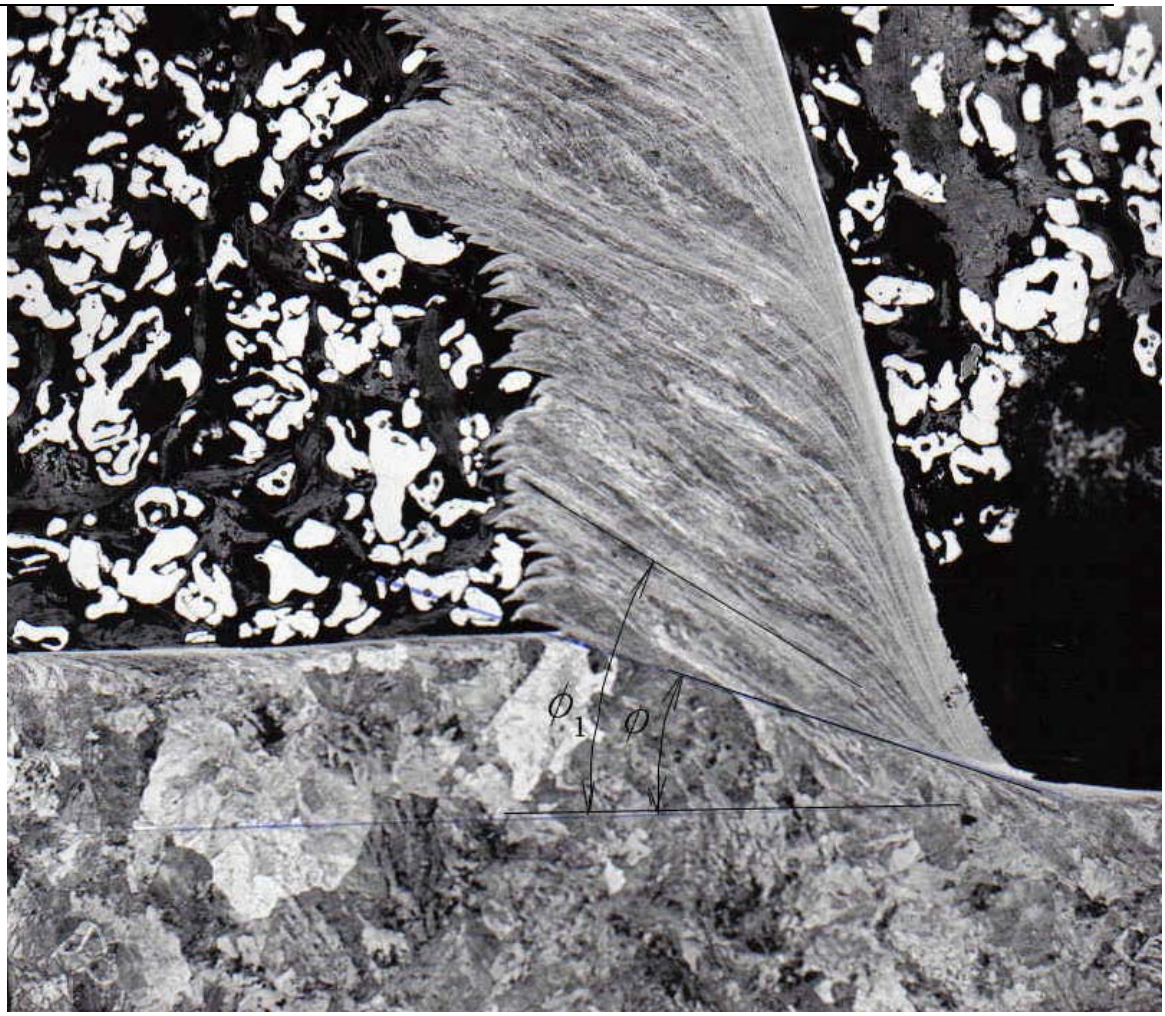
$$k = \frac{1000.m_1}{l_1.\gamma.S}, \qquad (1.8a)$$

Kde m_1 je hmotnosť triesky dĺžky l_1, g
γ - hustota obrábaného materiálu, g.cm^{-3}
S – plocha prierezu rezu, mm^2
l_1 – d´žka vzniknutej triesky, mm.

Reálne hodnoty k bývajú v rozsahu 1,1 – 10; najčastejšie 2 – 5.

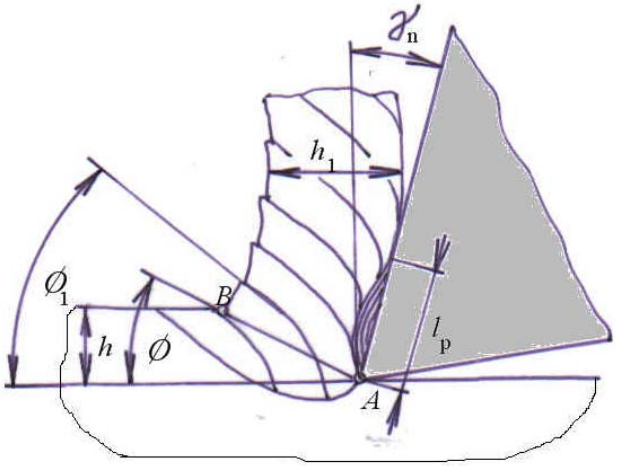
Veľkosť stlačenia triesky sa dá určiť aj pri vytvorení prerušovaného rezu. Obvod valcového obrobku (pri sústružení) je rozdelený pozdĺžnymi drážkami na oblúky o známej dĺžke. Tým je definovaná dráha nástroja l, na ktorej vzniká triesky dĺžky l_1, takže vystačíme len s meraním dĺžky vzniknutej triesky. Metóda je menej presná , je ovplyvnená charakterom práce a k bude iné ako pri plynulom reze.

Predchádzajúce úvahy platia pre voľný rez. Vzhľadom na reálnu geometriu nástrojov v praxi treba počítať s podmienkami viazaného rezu. Možno reálne predpokladať, že v tomto prípade prebieha proces plastickej deformácie v priestore odlišne od lineárneho modelu a je potrebné ho sledovať v reze normálovou rovinou P_n. Sledovanie procesu tvorenia triesky (obr. 1.48 a 1.49) umožnilo vytvoriť schému tohto procesu (obr.1.50).



Obr. 1.48 Výbrus oblasti tvorenia triesky. obrábaná oceľ 100Cr6, v_c = 100 m.min^{-1}

Obr.1.49 Výbrus oblasti tvorenia triesky, obrábaná oceľ C45. zväčšenie: 200x, v_c = 380 m.min^{-1}



Obr. 1.50 Schéma tvorenia triesky pri plynulom obrábaní. ϕ - uhol hranice plastickej deformácie, ϕ_1 – uhol textúry v trieske, h – hrúbka odrezávanej vrstvy, h_1 – hrúbka triesky, l – dĺžka styku čela nástroja s trieskou, γ_n – nástrojový uhol čela v normálovej rovine

Pred rezným klinom vzniká deformačná zóna, ktorá zasahuje do odoberanej vrstvy a sčasti pod úroveň obrobenej plochy. Hranica plastickej deformácie je definovaná uhlom ϕ. V trieske sa vplyvom tlaku nástroja deformované zrná stáčajú pri prechode touto hranicou pod uhlom textúry ϕ_1.

Intenzitu plastickej deformácie v hrubom priblížení teda charakterizuje uhol hranice plastickej deformácie ϕ, ktorý udáva polohu hraničnej (myslenej) roviny, nad ktorou je materiál plasticky deformovaný. Je to značné zjednodušenie skutočnej oblasti deformácie, ale pre praktické výpočty postačuje.

Pretože dochádza k plastickej deformácii, je *k* vždy väčšie ako 1.

Z obr. 1.48 vyplýva:

$$h_1 = AB.\sin(90 - \phi + \gamma_n)$$

$$h = AB.\sin\phi\,.$$

Po dosadení:

$$k = \frac{AB.\sin(90 - \phi + \gamma_n)}{AB.\sin\phi} = \frac{\sin(90 - \phi + \gamma_n)}{\sin\phi}. \qquad (1.9)$$

Pretože platí:

$$\sin(90 - \phi + \gamma_n) = \sin(90 - \phi).\cos\gamma_n + \cos(90 - \phi).\sin\gamma_n$$
$$\sin(90 - \alpha) = \cos\alpha_n$$
$$\cos(90 - \alpha_n) = \sin\alpha_n$$
$$\cos(\alpha_n - \beta_n) = \cos_n.\cos\beta_n + \sin\alpha_n.\sin\beta_n$$

Po dosadení:

$$\sin(90 - \phi) = \cos\phi;$$
$$\cos(90 - \phi) = \sin\phi$$

Pretože platí:

$$\cos\phi.\cos\gamma_n + \sin\lambda_n.\sin\phi = \cos(\phi - \gamma_n)),$$

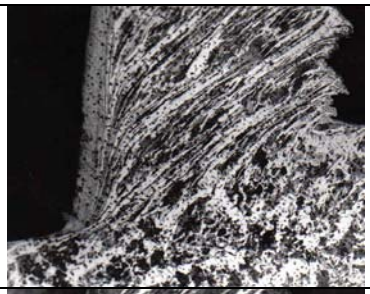
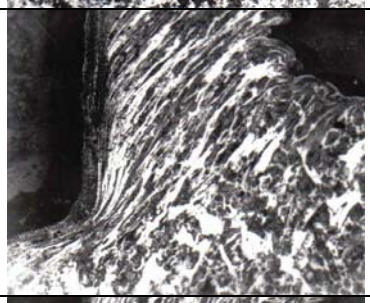
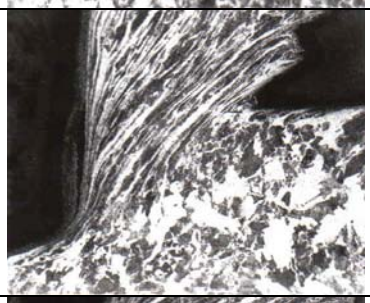
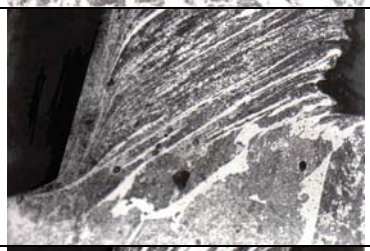
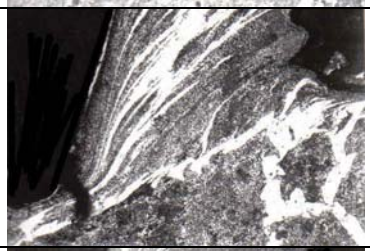
Možno napísať konečný vzťah pre stlačenie triesky v tvare:

$$k = \frac{\cos(\phi - \gamma_n)}{\sin\phi} \qquad (1.10)$$

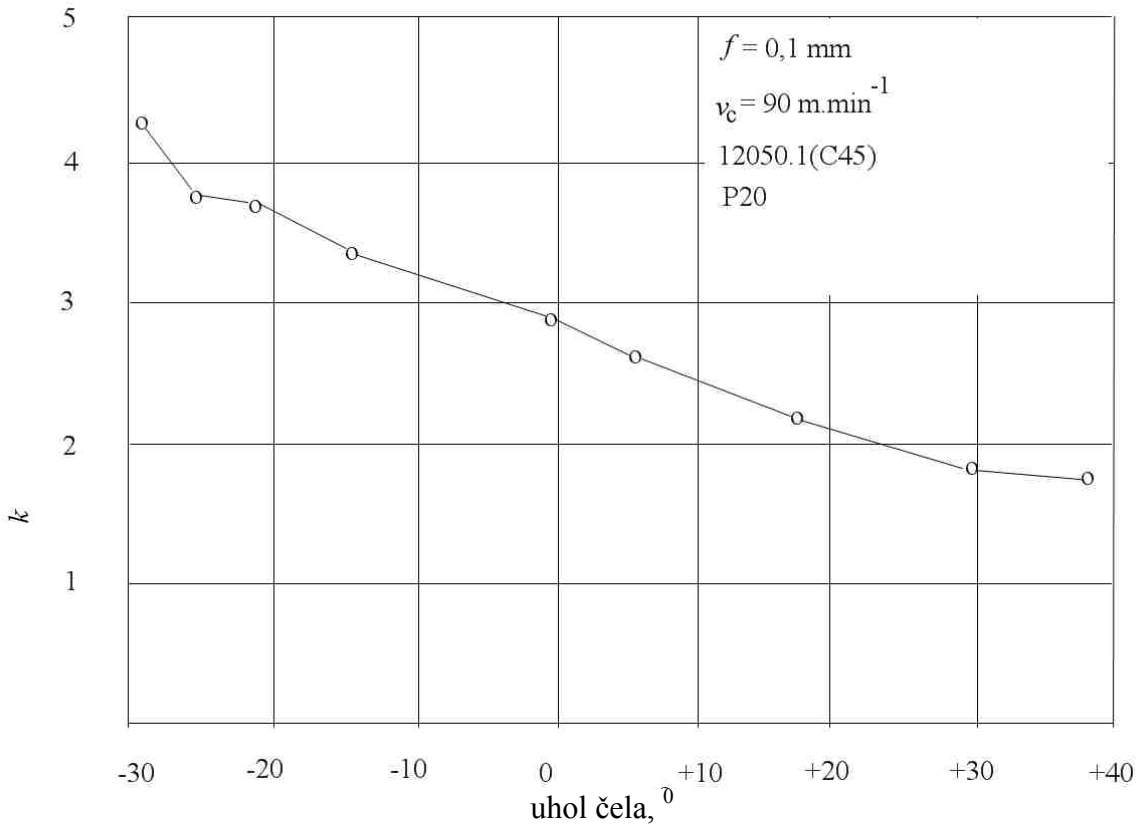
Stlačenie triesky sa výrazne mení v závislosti na použitých rezných podmienkach.

V tab. 1.1 je súbor fotografií koreňov triesok, získaných pri nulovom a kladnom uhle čela a rozličných rezných rýchlostiach.

Geometria zóny rezania pri zmene uhla čela a reznej rýchlosti(mat:12050.1(C45)) *Tab. 1.1*

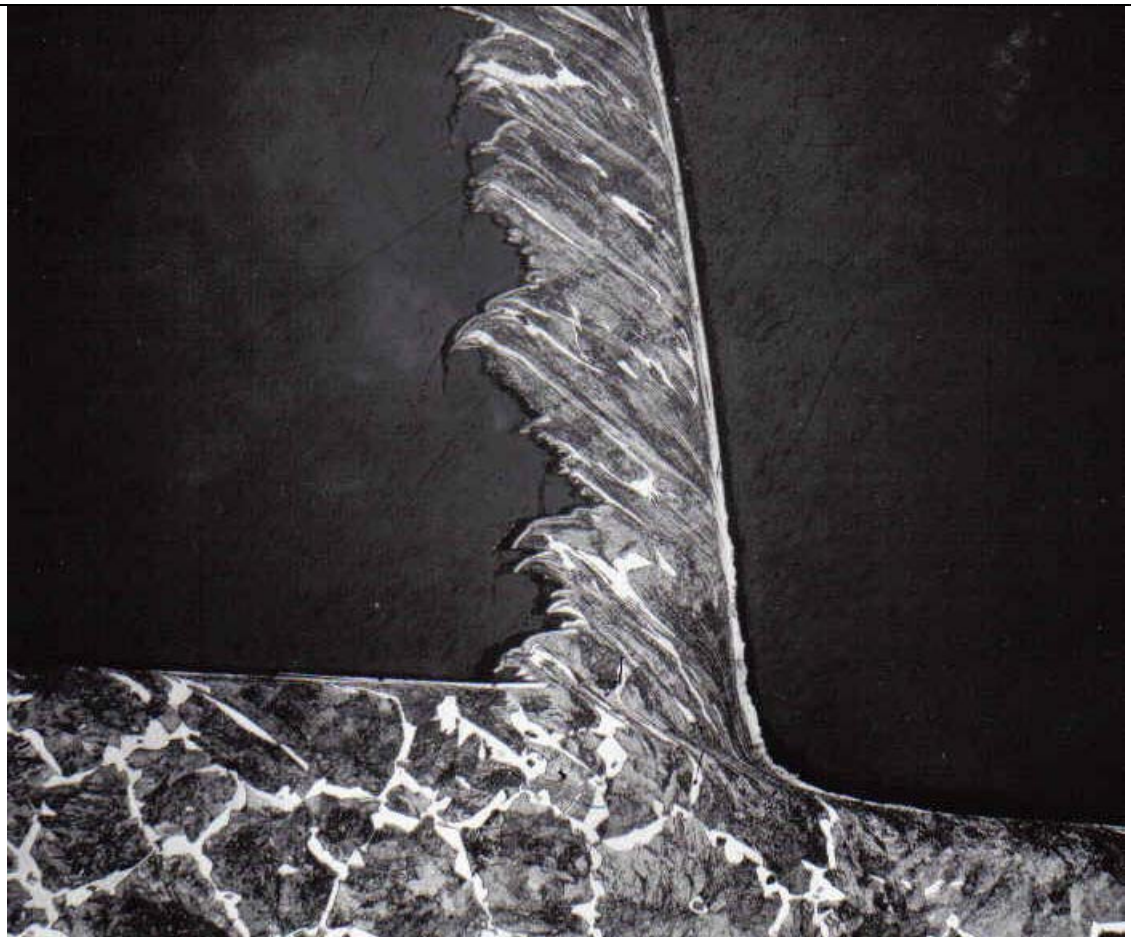
v_c, m.min^{-1}	γ_o, ^{0}	Fotografia zóny tvorenia triesky	ϕ, ^{0}	ϕ_1, ^{0}	k
70	0		17	27	2,32
100	0		20	35	1,96
150	0		33	38	1,78
70	-10		15	27	2
100	-10		21	32	1,66
150	-10		25	37	1,33

Dôležitý vplyv na stlačenie triesky má uhol čela. Z merania vplyvu tohto parametra v širokom rozsahu hodnôt obr. 1.51 vidno, že stlačenie triesky so zväčšovaním uhla čela takmer lineárne klesá. Možno to vysvetliť tým, že pri väčších uhloch čela trieska odchádza voľne a menej sa deformuje.



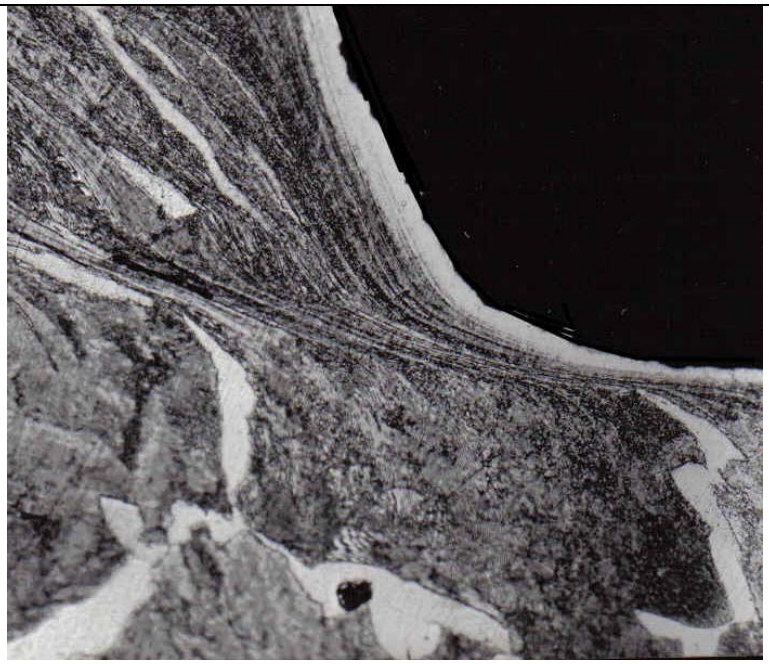
Obr. 1.51 Experimentálna závislosť medzi stlačením triesky a uhlom čela nástroja

Typický tvar deformačného poľa pri obrábaní nástrojom s $\gamma_n = -15^0$ je na obr. 1.52.



Obr. 1.52 Prejav plastickej deformácie pred rezným klinom pri obrábaní nástrojom so záporným uhlom čela. obrobok: C45, nástroj P20, v_c= 100 m.min^{-1}

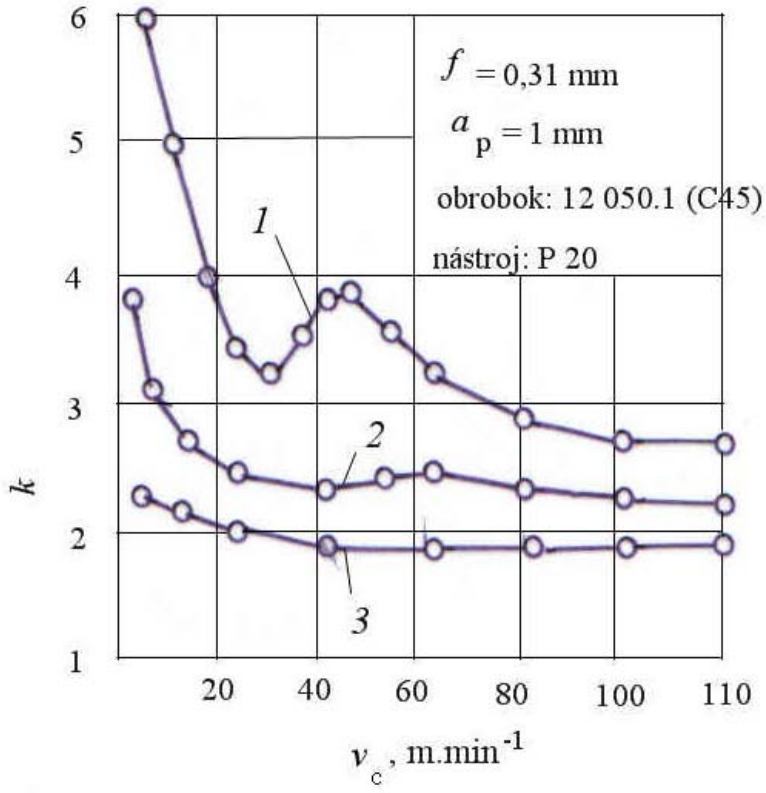
Na obr. 1.53 je detail plastickej oblasti bezprostredne pred rezným klinom nástroja



Obr. 1.53 Fotografia zóny deformácie pred rezným klinom

Pri porovnaní s obr. 1.46 vidno výraznejšiu plastickú deformáciu a vznik neleptateľnej bielej vrstvy.

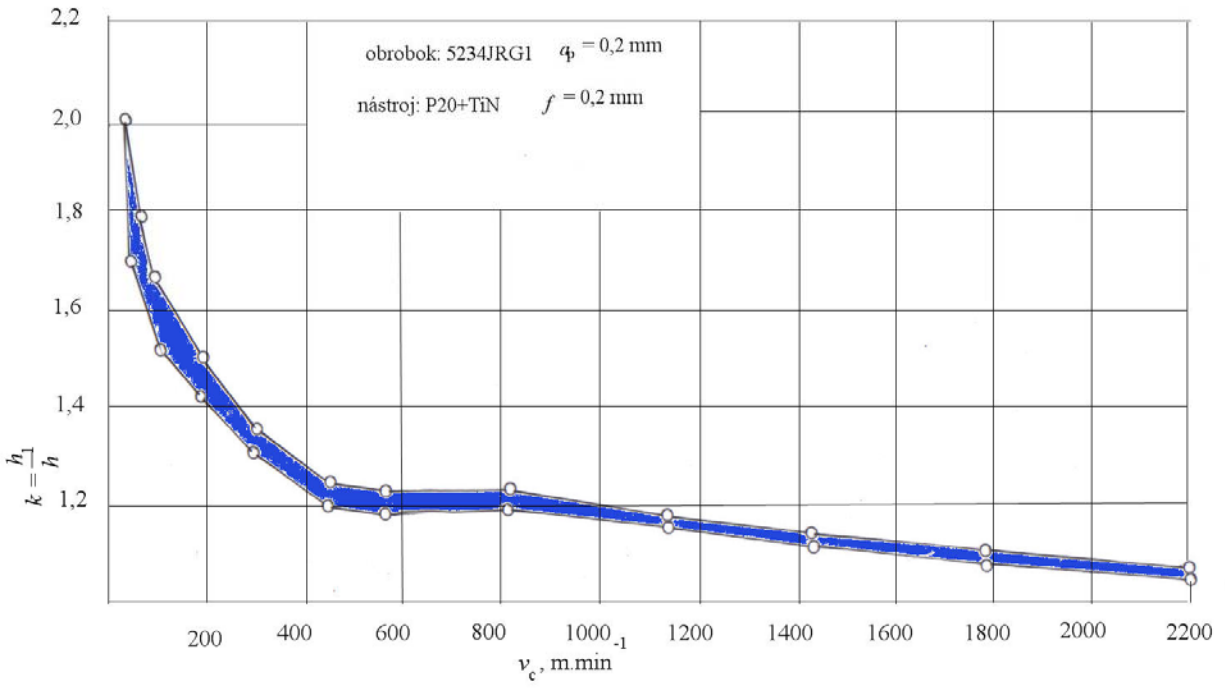
Na obr. 1.54 je závislosť stlačenia triesky na reznej rýchlosti. Jej priebeh je zložitejší a súvisí s vplyvom teploty rezania na proces interakcie nástroja a triesky. Pri malých rezných rýchlostiach je obrábaný materiál málo plastický, nedochádza k intenzívnej plastickej deformácii. V oblasti vzniku nárastku a zóny plastického tečenia stlačenie triesky narastá a pri vyšších rezných rýchlostiach, sprevádzaných nárastom teploty sa zmenšuje deformačná práca, zabrzdená vrstva málo pevná, trieska po nej voľne kĺže bez brzdenia, čomu odpovedá kontinuálne zmenšovanie stlačenia triesky.



Obr. 1.54 Experimentálna závislosť stlačenia triesky na reznej rýchlosti v_c a uhle čela. 1 - γ_o = 0^0; 2 - $+15^0$; 3 - $+30^0$

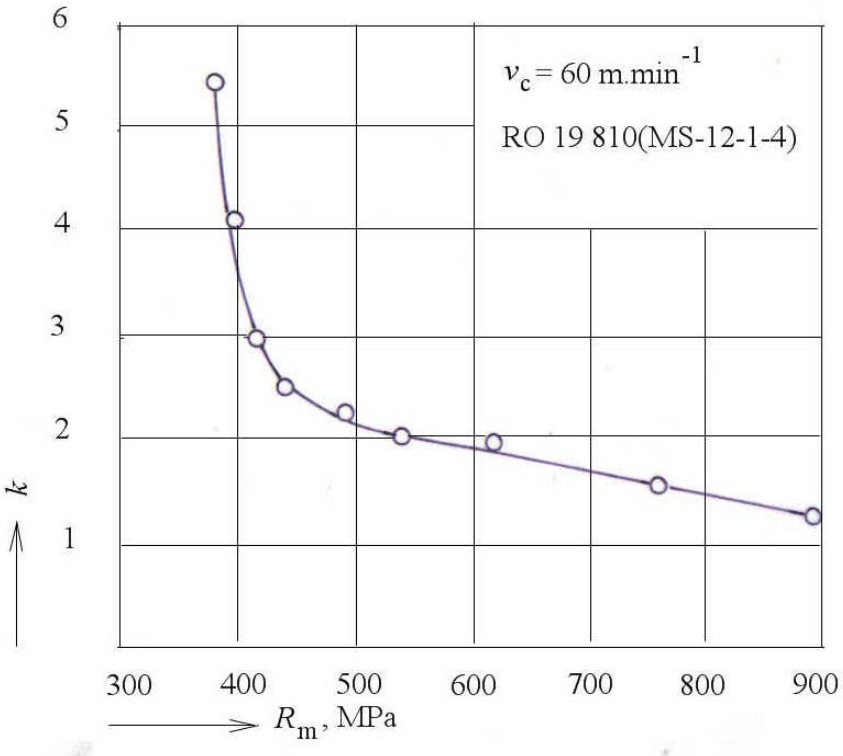
So zväčšovaním uhla čela stlačenie triesky klesá, pretože klesá intenzita plastickej deformácie triesky.

Pri vysokých rezných rýchlostiach stlačenie triesky ďalej klesá a blíži sa k 1 (obr.1.55).



Obr. 1.55 Experimentálna závislosť stlačenia triesky na reznej rýchlosti vo veľkom rozsahu v_c

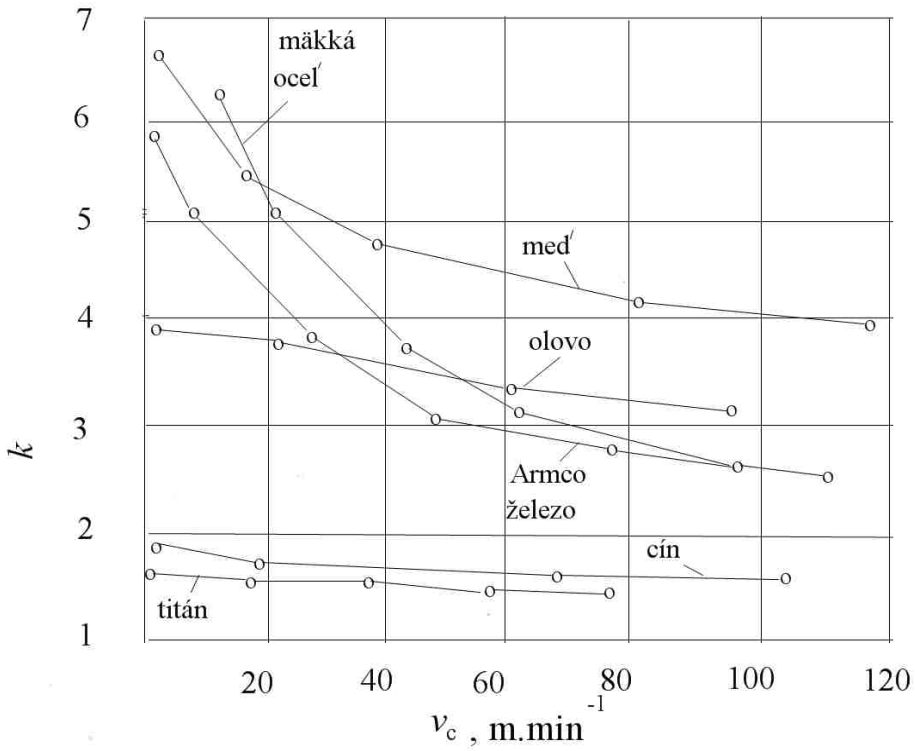
Na obr. 1.56 je závislosť stlačenia triesky na pevnosti ocele. Skúšky boli vykonané sústružením nástrojom s rýchloreznej ocele, uhlíkovej ocele s rozličným obsahom uhlíka.



Obr. 1.56 Závislosť stlačenia triesky na pevnosti ocelí

S nárastom medze pevnosti materiál viac odoláva plastickej deformácii, deformácia nezasahuje hlboko do triesky, preto stlačenie triesky klesá.

Rozličné materiály majú odlišný sklon k deformácii. Súvisí to s ich pevnosťou a koeficientom trenia s rezným materiálom. Ako príklad je na obr. 1.57 diagram závislosti stlačenia triesky na reznej rýchlosti pre niektoré dôležitejšie kovy.

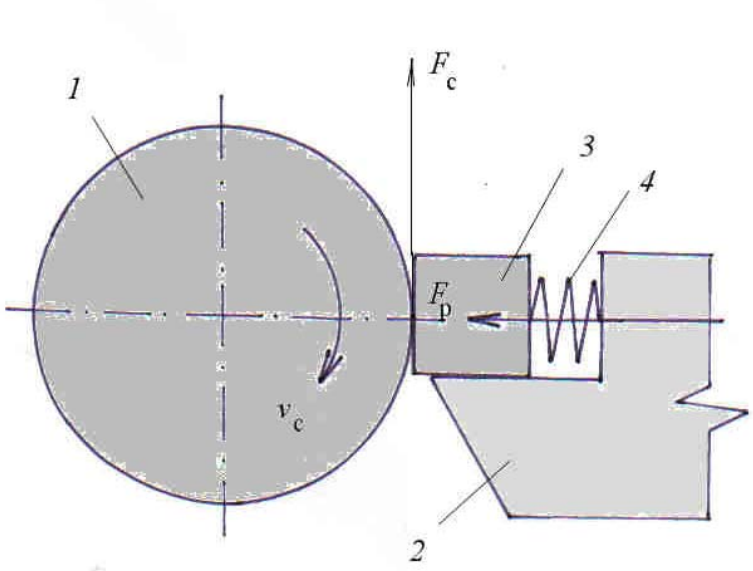


Obr. 1.57 Experimentálna závislosť stlačenia triesky na reznej rýchlosti pri obrábaní niektorých materiálov

Najviac intenzívne klesá k u železných kovov. U olova a cínu klesá menej. Zvláštnosťou je titán, ktorý vzhľadom na vysokú pevnosť a vysoký koeficient trenia s akýmkoľvek kovom má minimálne stlačenie triesky. Pri výbere rezných podmienok je potrebné tieto zákonitosti zohľadniť.

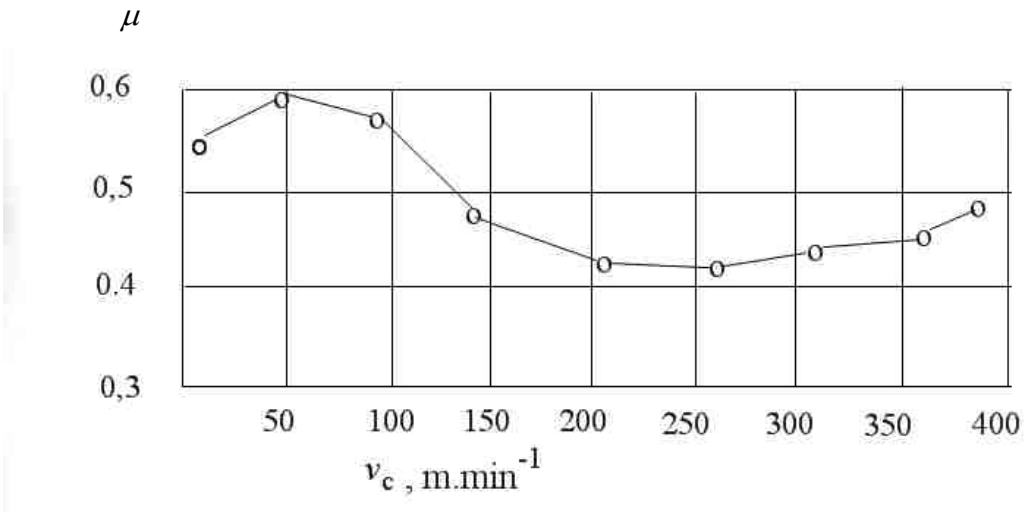
Stlačenie triesky, definované vyššie je určené len z geometrických pomerov pri tvorení triesky. Skutočný proces tvorenia triesky však prebieha v podmienkach intenzívneho trenia medzi nástrojom a trieskou. Preto pri presnejšom určení tohoto parametra treba uvažovať so stredným koeficientom trenia medzi trieskou a nástrojom μ (stredná hodnota tohoto parametra na dĺžke styku čela nástroja s trieskou l).

Hodnotu stredného koeficienta trenia možno približne určiť z experimentálneho merania kontaktujúcich vzoriek obrábaného a rezného materiálu podľa obr. 1.58.
Ak meriame súčasne tangenciálnu a radiálnu silu pri rotujúcom obrobku, možno predpokladať, že ich vzájomný pomer bude s určitým priblížením (neuvažuje vplyv teploty) odpovedať μ_s.



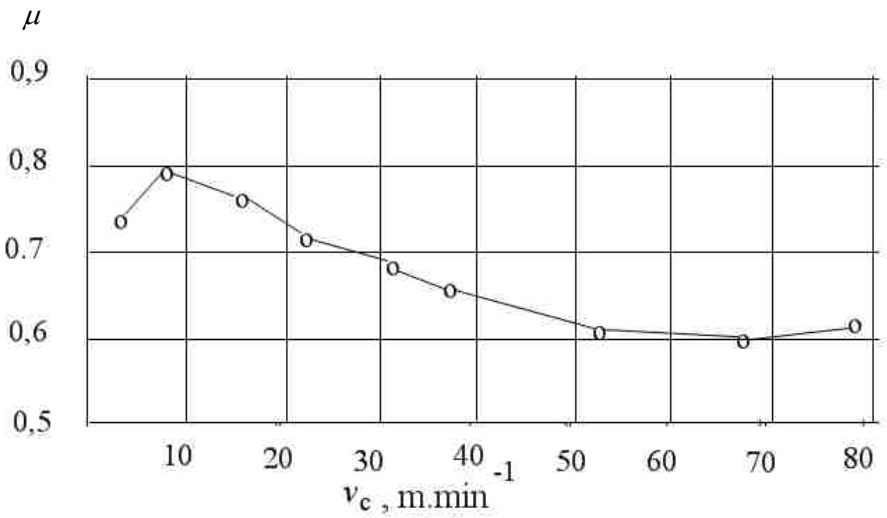
Obr. 1.58 Schéma určenia stredného koeficienta trenia medzi nástrojovým a obrábaným materiálom

Na obr. 1.59 je jeho hodnota v závislosti na obvodovej rýchlosti pri skúške nástrojom zo spekaného karbidu.



Obr. 1.59 Koeficient suchého vonkajšieho trenia, oceľ C4 a nástroj SK-P20

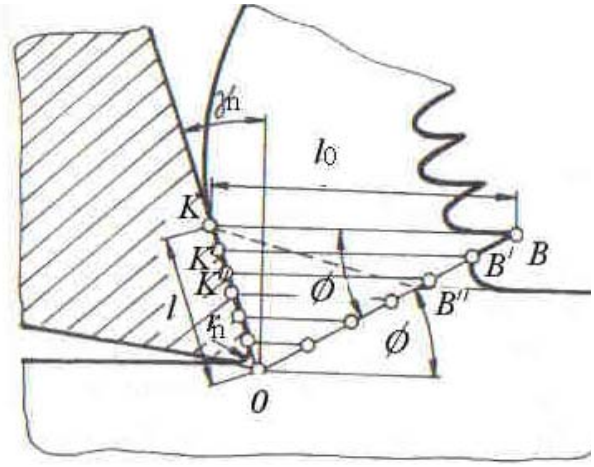
Podobná závislosť pre dvojicu oceľ – rýchlorezná oceľ je na obr.1.60



Obr. 1.60 Koeficient suchého trenia, oceľ C45 – rýchlorezná oceľ HS12-1-4

Vidno, že pri trení dvojice spekaný karbid – oceľ sa koeficient trenia s rastúcou rýchlosťou pohybu mení nemonotónne a dosahuje maximálnu hodnotu (0,6) pri rýchlosti 50 m.min^{-1} a minimálnu (0,42) pri v_c= 250 m.min^{-1}. Analogický charakter má priebeh koeficientu trenia u dvojice oceľ - RO. Maximálna hodnota μ sa dosiahla pri v_c = 10 m.min^{-1}, a minimálna pri 70 m.min^{-1}. Treba zdôrazniť, že ide o modelovanie skutočného procesu trenia medzi trieskou a nástrojom, bez ohrevu plastickej deformácie materiálu, preto tieto hodnoty sú len orientačné.

Pokúsme sa o odvodenie závislosti stlačenia triesky na geometrických parametroch nástroja a koeficiente trenia. Predstavme si, že v trojuholníku *OKB* na obr. 1.61 sú strany *l* a l_o úmerné rýchlosti pohybu triesky a noža.



Obr.1.61 Schéma na odvodenie závislosti $k = \mathrm{f}(\phi, \gamma_n, \mu)$

Dá sa dokázať, že platí vzťah:

$$\phi = 45^0 + \gamma_n - \text{arctg}\ \mu.$$

Po úprave:

$$\sin\phi = \sin(45^0 - \gamma_n - \text{arctg}\ \mu)$$

$$\sin[(90-\phi)+\gamma_n] = \sin(90-\phi).\cos\gamma_n + \cos(90-\theta).\sin\gamma_n = \cos\phi.\cos\gamma_n + \sin\phi.\sin\gamma_n = \cos(\phi-\lambda_n)$$

Po dosadení dostávame:

$$k = \frac{\cos(45^0 - arctg\mu)}{\sin(45^0 + \gamma_n - arctg\mu)}. \qquad (1.11)$$

Dostali sme ďalší vzťah pre stlačenie triesky, ktorá obsahuje fyziklálny parameter, stredný koeficient trenia μ.

V oblasti, blízkej bodu *0* zvyčajne treba brať do úvahy polomer zaoblenia reznej hrany r_n.

Bod *0* je bodom, ktorý dáva hranicu medzi trieskou a základným materiálom. Čiastočky materiálu, ktorých koeficient trenia o nástroj sa rovná koeficientu vnútorného (plastického) trenia, majú nulovú rýchlosť. Kryštály sa deformujú a tvorí sa "zabrzdenie" v podmienkach ktorého vznikajú sily medzikryštalického trenia, závisiace od rýchlosti. Koeficient tohoto vnútorného trenia závisí na rýchlosti a má veľký význam v mechanizme samobudených periodických stlačení a uvoľnení materiálu. V niektorých bodoch, ktoré ležia na oblúku reznej hrany sa uhol čela rovná nule. Potom predchádzajúci vzťah dostáva tvar:

$$k = \frac{\cos(45^0 - \text{arctg}\mu)}{\sin(45^0 - \text{arctg}\mu)} = \cot g(45^0 - \text{arctg}\mu).$$

Pri záporných uhloch čela sa vzťah mení na tvar:

$$k = \frac{\cos(45^0 - \text{arctg}\mu)}{\sin(45^0 - \gamma_n - \text{arctg}\mu)}. \qquad (1.12)$$

Stlačenie triesky je teda podstatne väčšie. Z toho vyplýva, že v okolí bodu *0* sa kryštály kovu naťahujú do dlhých vlákien. Závislosť stlačenia triesky *k* od reznej rýchlosti v_c je podľa uvedených vzťahov definovaná zmenou rýchlosti pohybu stýkajúcich sa plôch (reznej rýchlosti). Na rozdiele prostredí v bode *0,* kde sa rýchlosť pohybu častíc rovná nule, nie je vonkajšie trenie a uhol $\gamma_n = 0$. Pôvodný vzťah pre *k* sa transformuje na tvar:

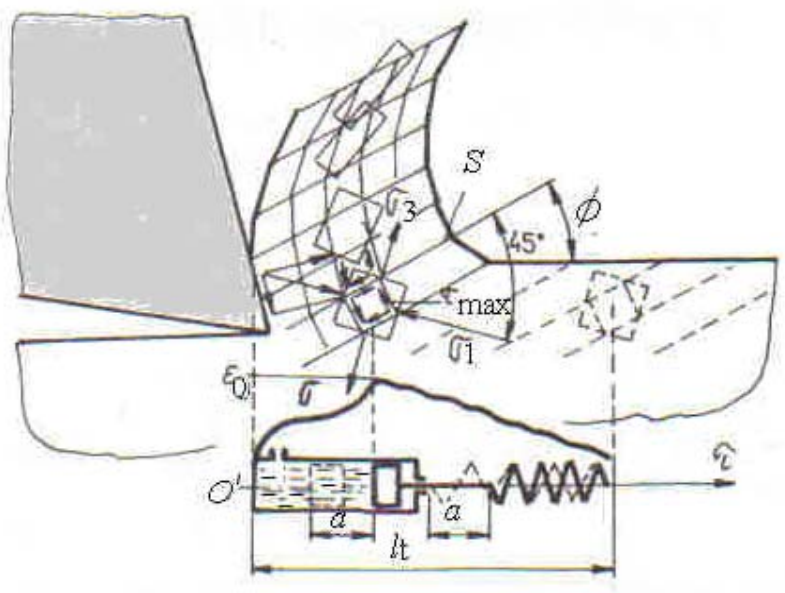
$$k = \frac{\cos 45^0}{\sin 45^0} = 1. \qquad (1.13)$$

To znamená, že nenastáva stlačenie triesky (prípad najmenšej deformácie). Vidno, že vzťah pre k dobre vystihuje závislosť stupňa deformácie od koeficientu trenia.

Pri štúdiu kinematiky pohybu elementárnych objemov kovu v poli prvotne plastickej deformácie získali sa tieto informácie:

- Funkcie, ktoré vyjadrujú polohu čiastočiek, rýchlosť a zrýchlenie ich pohybu, sú nemonotónne, majú viac extrémnych hodnôt. To nasvädčuje tomu, že pri prechode čiastočiek kovu do triesky existuje viac kritických stavov.
- Porovnanie charakteristík dvoch materiálov pri prakticky rovnakých podmienkach obrábania ukazuje na rozdiel týchto charakteristík. Umožňuje to urobiť záver, že kinematické charakteristiky mechanizmu pohybu čiastočiek kovu pri prechode v triesku závisia najmä od obrábaného materiálu.
- Nemonotónnosť charakteristík je výrazná najmä v začiatkoch vrezania nástroja do materiálu. To svedčí o zložitosti napätostno-deformačného stavu častíc zŕn kovu v tomto čase a o následnej rozmanitej premennosti tohoto stavu.
- Vzhľadom na skutočnosť, že funkcie rýchlosti a zrýchlenia určujú obsah a premenu kinetickej energie nahromadenej v procese deformovania kovu, možno konštatovať že jednotlivé čiastočky pri prechode do triesky zaznamenávajú značné premeny obsahu tejto energie. Táto stránka je však hlbšie spojená s rýchlosťou plastickej deformácie.

Čas prechodu kovu cez zónu plastickej deformácie je veľmi malý a pri veľkých stupňoch deformácie napätie klesá. Po dosiahnutí tohto stavu začne plastická deformácia znova narastať pri klesajúcom napätí. Periodickú zmenu napätí možno ukázať na reologickom modeli, znázornenom na obr.1.62.



Obr. 1.62 Schéma namáhania elementu materiálu v poli plastickej deformácie a náhradný reologický model procesu periodických šmykov v trieske

Model objasňuje mechanizmus periodického zväčšovania napätia sprevádzaného plastickým posunutím. V smere osi času τ je znázornený valec s tekutinou a otvorom a pružný člen tvaru pružiny, ktorá podopiera piest. Deformácia ε_o rastie postupne (čiarkovaná čiara) a napätie rastie vlnovite a potom klesá pri dosiahnutí určitého stupňa

deformácie. Kmitavý pohyb nástroja je orientovaný proti obrobku za podmienky, že celková pomerná deformácia

$$\varepsilon_{\text{o}} = \varepsilon_{\text{p}} + \varepsilon_{\text{e}} = \text{konšt.} \qquad (1.14)$$

kde ε_{p} je plastická deformácia

ε_{e} – elastická časť celkovej deformácie.

V oblasti pružných deformácií možno napísať:

$$\sigma_r = (\varepsilon_o - \varepsilon_\tau).E \qquad (1.15)$$

kde ε_τ je napätie v danom časovom momente, MPa,

E – modul pružnosti materiálu, MPa

Rýchlosť dopružovania (relaxácie):

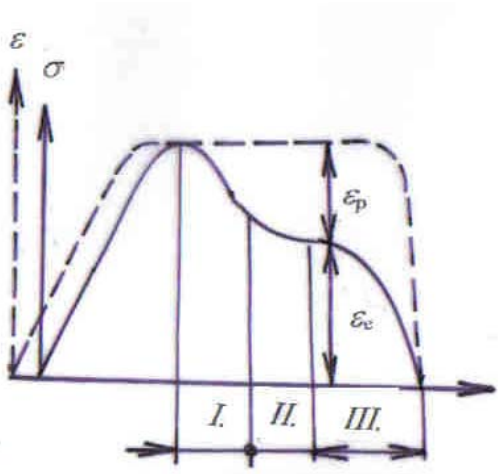
$$v_r = E\frac{\varepsilon}{\tau}.$$

Rýchlosť narastania plastickej deformácie

$$v_p = \frac{\varepsilon_p}{\tau}.$$

Pri obrábaní nastáva periodická zmena napätí pri prekonávaní odporu už deformovaných vrstiev.

Pokles napätia prebieha na celej ploche S súčasne. Na obr.1.63 je graf priebehu napätia v perióde relaxácie a pomernej deformácie.

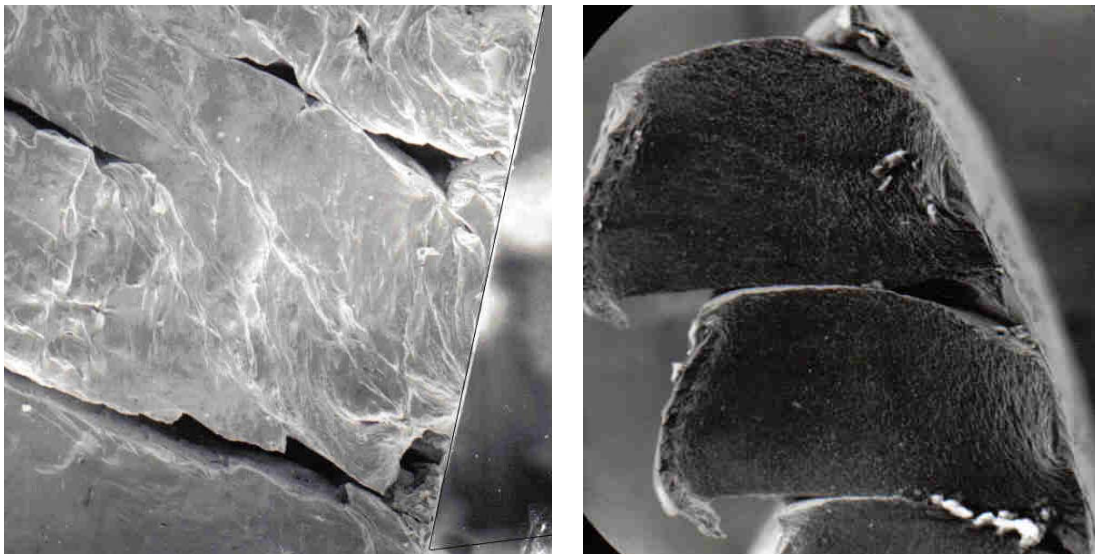


Obr. 1.63 Schéma závislosti $\sigma = f(\tau)$ *a* $\varepsilon = f(\tau)$ *pri relaxácii materiálu*

Ak porovnáme predchádzajúce vzťahy, vidíme, že koeficientom úmernosti je modul pružnosti E_1, pretože

$$\frac{v_r}{E} = \frac{\varepsilon}{\tau} = v_p \text{ ; alebo } v_r = E.v_p . \qquad (1.16)$$

Z tohto vzťahu vyplýva, že rýchlosť relaxácie závisí nielen na rýchlosti šírenia plastickej deformácie, ale aj od modulu pružnosti *E*. Aby bolo možné určiť trvanie plastickej deformácie je potrebné sledovať deformačné vlny. Pritom v plastickej oblasti možno pozorovať úbytok pružnej deformácie a narastanie plastickej deformácie. Možno povedať, že časom relaxácie bude čas poklesu pružnej deformácie. Ak berieme do úvahy, žecelý dej spočíva v narastaní a poklese pružnej deformácie, potom je zrejmý vlnový charakter deformácie, ktorý je vlastný obrábaniu. Táto "vlnová" vlastnosť narastania deformácie jednotlivého elementu triesky môže slúžiť na opis frekvencie kmitania. Vlnový charakter tvorenia triesky možno dokumentovať štúdiom triesok. Pri sledovaní povrchu triesky vidno vznik periodických šmykov, ktoré vyúsťujú do vzniku hrebienkov na zadnej strane triesky (obr.1.43 a 1.45) a u tvrdých a pevných materiálov, obrábaných pri malých rezných rýchlostiach iniciujú vznik trhlín naprieč trieskou (obr.1.64).



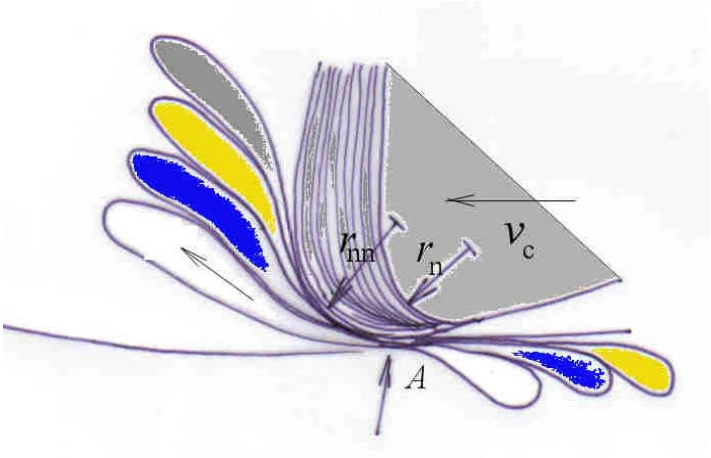
a *b*

Obr. 1.64 Fotografia bočnej strany triesky pod riadkovacím mikroskopom s viditeľnými trhlinami, vzniknutými následkom sklzov v trieske. v_c = 15 m.min^{-1}, a - predná časť triesky pred čelom nástroja (oceľ C45), kladný uhol čela, b - vyústenie trhlín do tvorby elementov triesky (titánová zliatina VT 3-1), záporný uhol čela

Pozorovanie týchto javov dáva možnosť vytvoriť model primárnej deformácie bezprostredne pred rezným klinom podľa obr. 1.65.

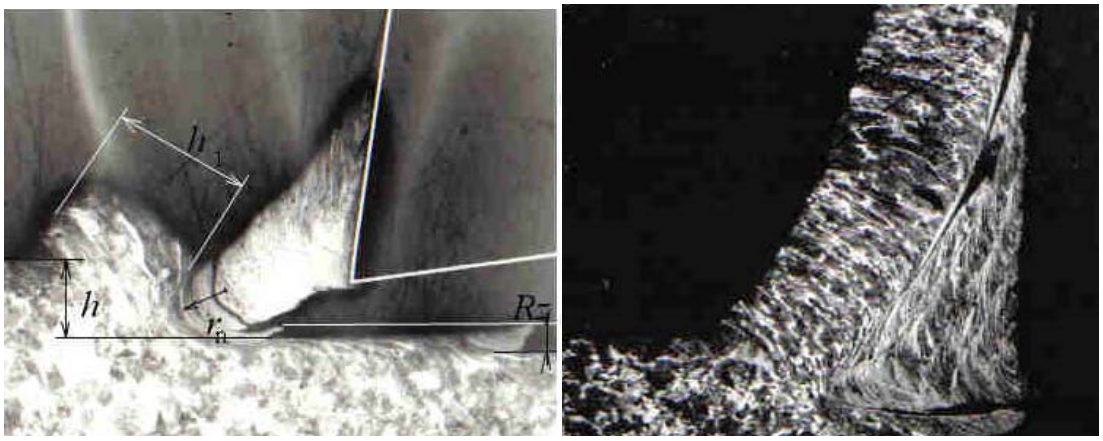
Pozn: Pri vzniku elementárnej triesky s adiabatickými šmykmi medzi elementami je problematické definovať stlačenie triesky klasickým spôsobom. Zatiaľ čo na pokrajoch elementov je mimoriadny stupeň plastickej deformácie, vo vnútri elementov sa často objavujú nedeformované zrná. Pri

hodnotení strednej šírky triesky možno preto dôjsť k omylu, že stlačenie triesky je menšie ako 1. Preto na správne vyhodnotenie stlačenia triesky je potrebné sledovať zmeny rozmerov jednotlivých zŕn.



Obr. 1.65 Model deformácie a porušenia zŕn pred rezným klinom pri obrábaní plastických materiálov

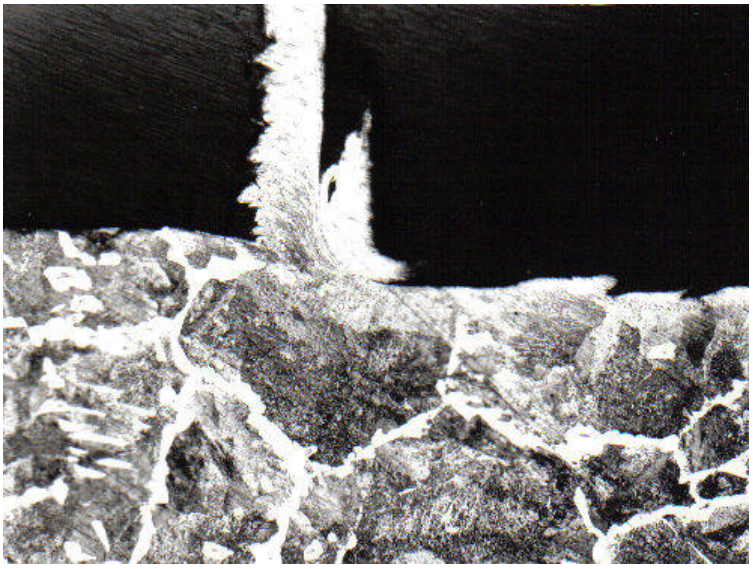
V blízkosti reznej hrany vznikajú extrémne šmykové deformácie. Ich výsledkom je špecifická deformačná textúra v podobe sploštených a zaoblených zŕn. V skutočnosti sa na odoberaní triesky podieľa plastický "nos", ktorý má polomer r_{nn} väčší ako polomer na skutočnej reznej hrane r_n. V mieste maximálneho zúženia vlákien *A* pri reznej hrane dosahuje stupeň deformácie kritické hodnoty, čo vedie k lokálnemu porušeniu materiálu (pretrhnutiu vlákien). Mechanizmus deformačných javov a procesu porušovania sa pri tvorbe triesky neustále opakuje. Výraznejší je tento jav pri existencii nárastku na reznom kline. Na obr. 1.66 sú príklady rozmerných nárastkov.



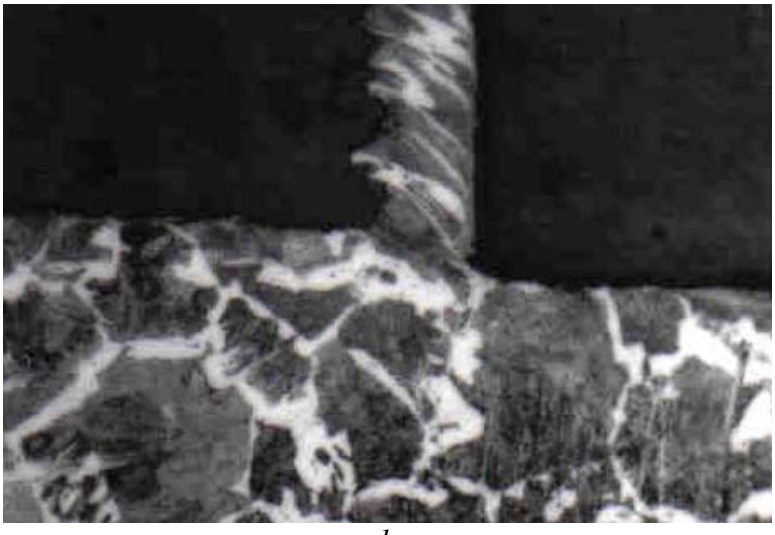
Obr. 1.66 Metalografické výbrusy zóny tvorenia triesky pri existencii enormných nárastkov na reznom kline. Nástroj P20, obrobok C45, v_c = 35 m.min^{-1}

Vidno, že polomer nárastku r_n dosahuje takmer veľkosť hrúbky odrezávanej vrstvy *h*. Vľavo na obrobenom povrchu vidno uchytené variabilné časti nárastku, ktoré výrazne zväčšujú nerovnosti obrobeného povrchu. Na pravom obrázku je podrobnejšie viditeľná štrukúra nárastku, ktorý pozostáva z viacerých vrstiev, odkiaľ možno dedukovať mechanizmus jeho rastu. Je zrejmé, že neustále vrstvenie nárastku novým materiálom vedie k jeho rýchlemu rastu. Nárastok rastie vo smere proti pôsobeniu reznej sily a je touto silou

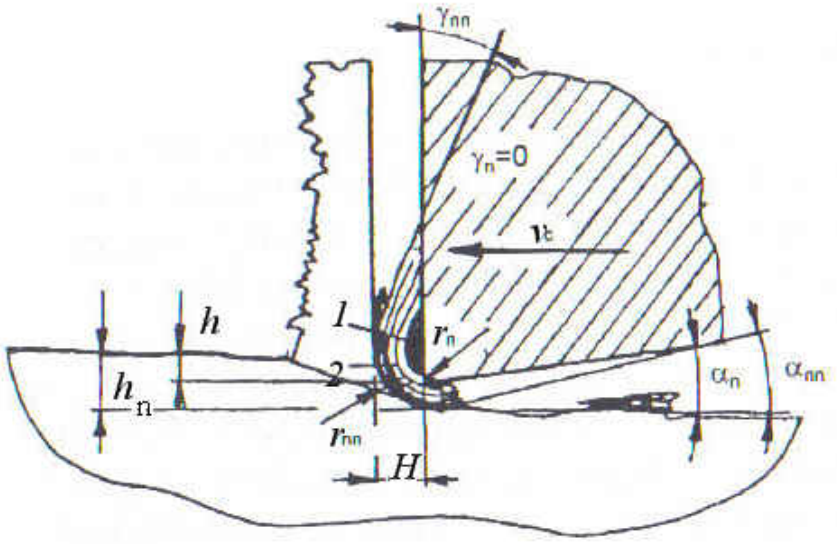
udržiavaný v tomto tvare a polohe. V okamžiku, keď narastie na určitú veľkosť a nie je schopný udržať nové vrstvy, tieto sú stierané trieskou a obrobkom. Nárastok vzniká len pri dostatočnej plasticite materiálu, podmienenej teplotou rezania. Oblasť rezných rýchlostí, v ktorej vzniká nárastok je u ocelí s malým obsahom uhlíka v rozsahu 20-60 $m.min^{-1}$. Pri hrubovaní, keď kvalita obrobeného povrchu nie je podstatná je existencia nárastku menej škodlivá. Výrazne negatívne pôsobí nárastok pri dokončovaní povrchov. Tento prípad je na obr. 1.67. Vzorky boli získané pri obrábaní rovnakým rezným nástrojom, ale pri reznej rýchlosti 40 a 140 m.min. Pri dokončovaní je potrebné vyhnúť sa reznej rýchlosti, pri ktorej dochádza ku vzniku nárastku.



a



b



c

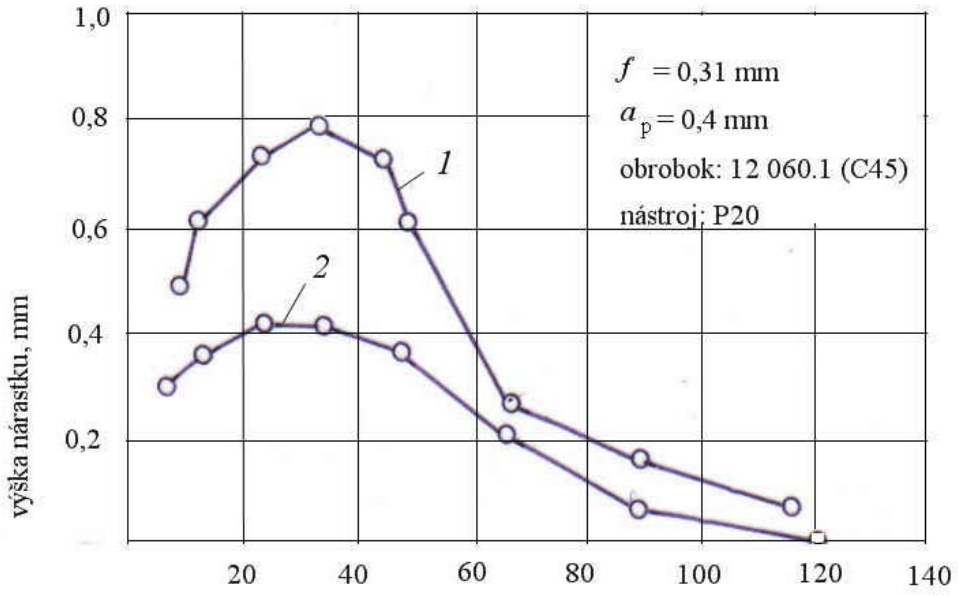
Obr. 1.67 Fotografie metalografických výbrusov koreňov triesok, získaných pri dokončovacom sústružení., nástroj: P20, obrobok: 12 050.1 (C45), a_p = 0,1 mm , a - v_c = 40 m.min^{-1}, b - v_c=140 m.min^{-1}, c – model obrábania s nárastkom, 1 – stabilná časť nárastku, 2 – variabilná časť nárastku

Z obr. 1.67*c* vidno, že nárastok výrazne mení geometriu nástroja. Plasticky zväčšuje uhol čela aj chrbta, výrazne zväčšuje polomer zaoblenia reznej hrany (z r_n na r_{nn}). Pretože plasticky predsúva reznú hranu, zväčšuje hrúbku odrezávanej vrstvy (z h na h_n).

Pre vytvorenie nárastku musia byť splnené dve podmienky:

- kontaktná rýchlosť pohybu triesky po čele musí byť rovná nule.
- sila rezného odporu musí smerovať do osi tvoriaceho sa nárastku.

Treba si uvedomiť, že priebeh tohto procesu výrazne závisí na rozložení teplotového poľa v trieske, nástroji a obrobku., resp. distribúcii tepla z deformovaných a trecích zŕn obrábaného materiálu. Pre vytvorenie nárastku musí byť v kontaktnej zóne odpovedajúca teplota. Na obr. 1.68 je zaznamenaná veľkosť nárastku v závislosti na reznej rýchlosti a uhle čela nástroja. Pevnosť nárastku je vyššia ako triesky, kde je aj nižšia teplota, preto tečenie materiálu prebieha nad nárastkom. Preto tvorba nárastku je pravdepodobnejšia u materiálov, u ktorých pevnosť s teplotou stúpa. Na základe experimentov možno konštatovať, že pevnosť ocele rastie do teplôt 220-450°C (čo odpovedá približne reznej rýchlosti 20 – 40 m.min^{-1}), preto pri týchto teplotách dochádza ku šmyku vo vnútri triesky a tvorí sa nárastok. Pri vyšších rezných rýchlostiach dochádza k rekryštalizácii, už nie je možné ďalšie spevňovanie materiálu a nárastok nevzniká



Obr. 1.68 Experimentálny diagram závislosti výšky nárastku na reznej rýchlosti. 1 – uhol čela $\gamma_{\acute{e}} = 0^0$, *2 -* $\gamma_{\acute{e}} = +20^0$

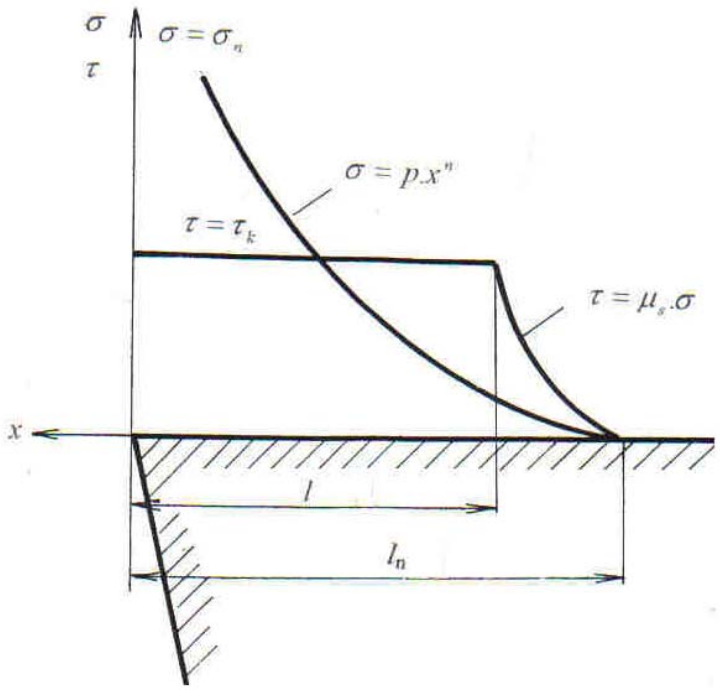
Z uvedených skutočností vyplývajú ďalšie dôležité závery. Tvorba textúry na čele tvoriacej sa triesky má dve hlavné príčiny. Prvotný zdroj textúry vzniká bezprostredne pred reznou hranou nástroja podľa opísaného mechanizmu. Doplnkový zdroj deformačnej textúry na čele triesky spočíva v trecom účinku triesky o čelo nástroja. Ďalším významným poznatkom je, že šmykovú deformáciu triesky podľa veľkosti možno rozdeliť do dvoch oblastí. Globálnu deformáciu triesky vytvárajúcu sa v zone primárnej deformácie (v rovine šmyku), ktorá sa v závislosti na deformačných odporoch prejavuje rôznymi stupňami deformácie triesky a rôznymi stupňami článkovitosti triesky. Zóna, ktorá sa doteraz v literature označuje ako "sekundárna" v svojej podstate súvisí s vlastným oddeľovaním triesky pred reznou hranou nástroja. V tejto súvislosti treba zvážiť a prehodnotiť oprávnenosť používanej terminológie. Príspevok trenia na tvorbu textúry čela triesky je v porovnaní so strihovou deformáciou zanedbateľný. Bez uvedenej šmykovej deformácie by nebol možný postupný proces obnovovania zóny primárnej deformácie ani pohyb materiálu a jeho formovanie do triesky.

Z uvedeného vyplýva, že štruktúra stavby materiálu, jeho plastické vlastnosti pri inak rovnakých podmienkach obrábania významným spôsobom kontrolujú tvorbu triesky. Ďalším dôležitým fyzikálnym parametrom, ktorý zásadne ovplyvňuje a to priamo aj superpozične je vývoj tepla a tvar teplotového poľa v zóne tvorenia triesky.

1.3 Zóna sekundárnej deformácie

Deformácia materiálu triesky v zóne bezprostredného kontaktu medzi trieskou a čelom noža vzniká v dôsledku existencie trecích síl medzi týmito dvoma, navzájom sa pohybujúcimi telesami. Veľmi dôležitý, v rade prípadov rozhodujúci význam z hľadiska mechanizmu procesu odoberania triesky má veľkosť koeficientu trenia medzi trieskou a čelom noža. V minulosti sa predpokladalo, že trenie medzi trieskou a čelom nástroja sa dá charakterizovať jediným parametrom – stredným uhlom trenia na čele μ_s. Skúmal sa vplyv stredného koeficientu trenia μ_s a uhla čela γ_n na uhol hranice primárnej deformácie ϕ. Experimentálne výsledky však ukazujú, že rozdelenie napätí na čele noža je zložité. Preto použitie jedného parametra môže viesť k nesprávnym výsledkom. Pri uvažovaní jedného parametra nie je zohľadnený vplyv ďalších premenných, ktoré vplývajú na proces trenia medzi čelom nástroja a trieskou.

Zorev [58] definoval zjednodušený priebeh normálnych a tangenciálnych napätí na čele noža pri ortogonálnom rezaní bez chladenia pri tvorení plynulej triesky bez nárastku na reznom kline podľa obr. 1.69.



Obr. 1.69 Hypotetický priebeh rozloženia napätí na čele nástroja $\left(\frac{l_n}{l} = 1{,}25 - 1{,}5\right)$

Naznačený priebeh je charakteristický tým, že v poslednom bode kontaktu triesky a čela je napätie rovné nule. Normálne napätie pritom rastie smerom k reznej hrane podľa exponenciálneho zákona. V oblasti $l_n - l \langle x \langle l_n$ sa dá priebeh napätí využiť na stanovenie koeficienta trenia na čele podľa vzťahu:

$$\frac{\tau}{\sigma} = \mu_s = \text{konst.}$$

V bode o súradnici $x = l_n - l$ normálne napätie rastie tak, že plocha styku je rovná skutočnej a tangenciálne napätie dosahuje medzu sklzu materiálu τ_k. V oblasti $0 \langle x \langle (l_n - l)$ vzrast normálneho napätia nevplýva na tangenciálne napätie, ktoré je konštantné.

Takto možno podľa charakteru trenia na čele rozdeliť čelo na dve oblasti:

- Oblasť vonkajšieho trenia: $(l_n - l) \langle x \langle l_n$, kde koeficient trenia má konštantnú hodnotu
- Oblasť vnútorného trenia, kde $0 \langle x \langle (l_n - l)$. V tejto oblasti je tangenciálne napätie konštantné a rovné τ_k, čo je materiálová konštanta.

V oblasti vnútorného trenia vznikajú sily trenia, ktoré vedú k tečeniu vo vnútri materiálu triesky. V oblasti vonkajšieho trenia vzniká prioritne trenie medzi trieskou a čelom nástroja. Koeficient trenia závisí na výške nerovností kontaktujúcich povrchov.

Predpokladá sa, že trecia sila v oblasti šmyku tvorí len malú časť celkovej trecej sily. Táto hypotéza je dokázaná výpočtom koeficientu trenia v oblasti „viaznutia“. Tento podiel je podľa výpočtu asi 15%. Preto možno reálne predpokladať, že stredné tangenciálne napätie na čele pri obrábaní bez reznej kvapaliny je pre daný materiál približne konštantné. Odtiaľ vyplýva, že stredný koeficient trenia na čele nebude pri danej hodnote τ_k závisieť na veľkosti stredného normálneho napätia na čele σ_n.

Platí:

$$\mu = \operatorname{arctg} \frac{\tau_n}{\sigma_n} \tag{1.17}$$

Z uvedeného vzťahu vyplýva, že zmenšovanie σ_n bude viesť ku zväčšovaniu μ. Tento výsledok možno použiť na objasnenie vplyvu uhla čela γ_n na μ. Pri zväčšovaní uhla čela γ_n sa zmenšuje stredné normálne napätie na čele a v týchto podmienkach koeficient trenia μ rastie.

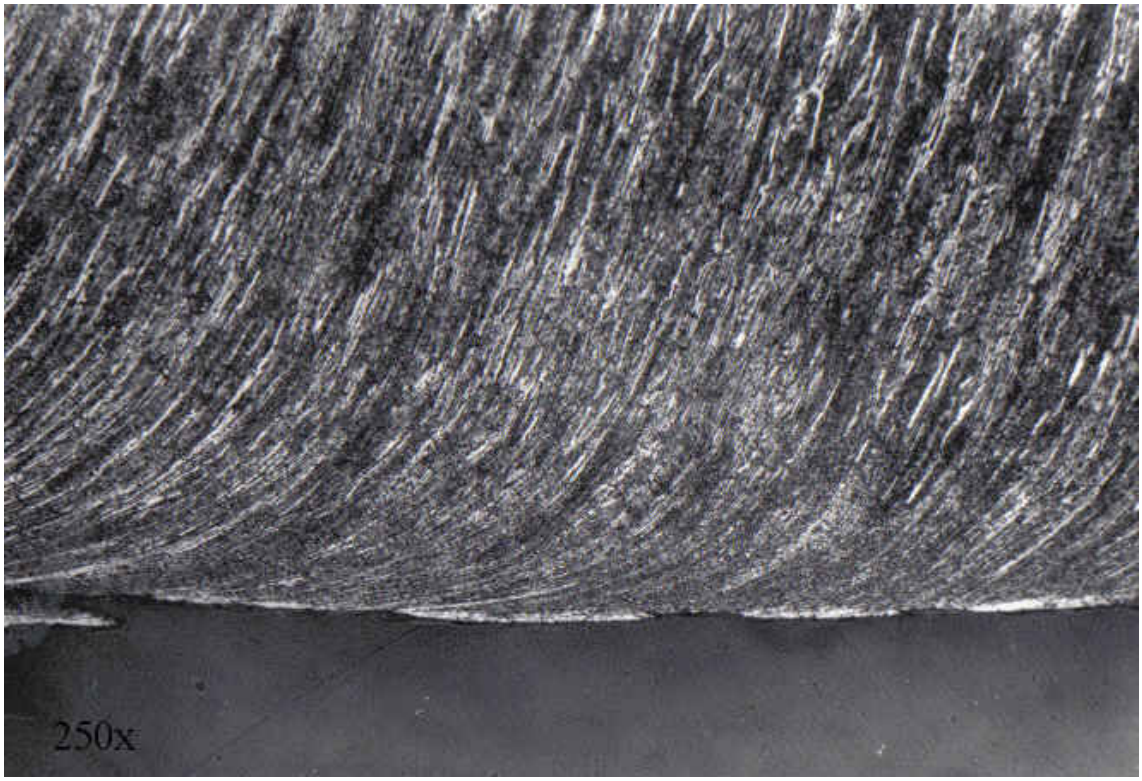
Vyššie uvedené skutočnosti ukazujú, že jedným z parametrov, ktoré udávajú charakter trenia na povrchu styku triesky a čela nástroja je stredné tangenciálne napätie na čele, ktoré je približne rovné τ_k, teda konštante obrábaného materiálu pre dané podmienky.

Druhým dôležitým parametrom je stredné normálne napätie , ktoré nezávisí na veľkosti τ_k . Odtiaľ možno dedukovať názor, že stredný koeficient trenia μ_s nie je postačujúci na charakterizovanie trenia na čele noža.

Možno konštatovať, že súčasné poznatky o charaktere plastickej deformácie a napätosti v zóne sekundárnej deformácie dávajú reálnu možnosť ich exploatácie, po teoretickom a experimentálnom dopracovaní niektorých tvrdení.

1.3.1 Plastické tečenie v zóne sekundárnej deformácie

Plastické tečenie obrábaného materiálu v blízkosti čela nástroja má významný vplyv na mechanizmus odoberania triesky. Vo väčšine prípadov je plastické tečenie spojené s ďalšími faktormi, menovite vývojom tepla, vedením tepla a urýchlením častíc materiálu. V niektorých prípadoch môže trieska kĺzať po plastickej vrstve (obr. 1.48), v iných prípadoch v dôsledku šírenia tepla z miesta kontaktu sa môže zvýšiť medza pevnosti materiálu v šmyku, čo vedie z vyššiemu koeficientu trenia a pohyb elementov triesky v blízkosti čela je ovplyvnený brzdením materiálu v kontakte s čelom. Medzná vrstvy má typický tvar zakrivených vlákien (obr. 1.70).

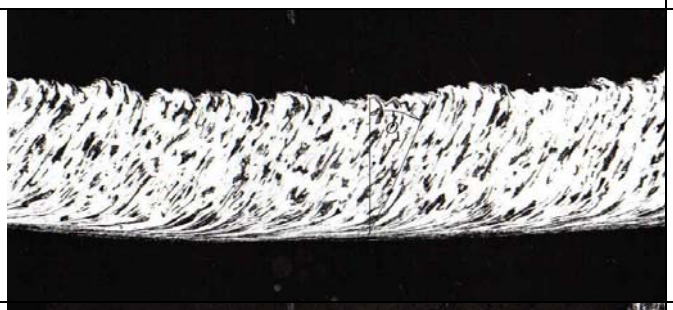
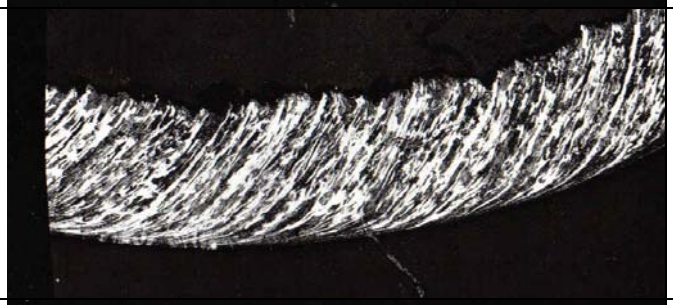
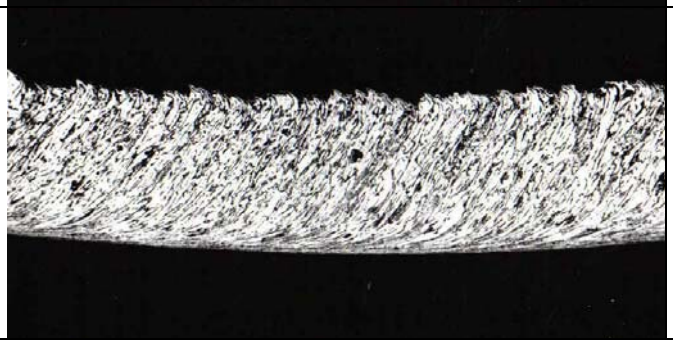


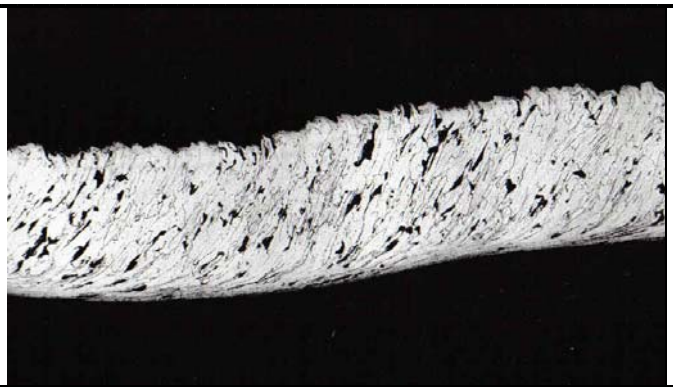
Obr. 1.70 Metalografický výbrus strany triesky, priliehajúcej k čelu nástroja. obrobok: oceľ 14 109.3 (100Cr6), v_c= 100 m.min^{-1}

V súvislosti s obr. 1.69 vyvstáva otázka presného určovania uhla textúry v trieske. Spoľahlivo možno zmerať tento uhol na výbruse triesky, pretože v trieske nie je stopa po uhle ϕ, iba ϕ_1. Pritom výbrus triesky odpovedá skutočnej reznej rýchlosti (pri zastavení procesu obrábania môže dôjsť ku skresleniu, pretože presnému meraniu uhla textúry bráni „plastický nos“ na čele nástroja (tab. 1.1). Ak obrábame nástrojom s uhlom čela 0^0, možno z triesky identifikovať priamo uhol ϕ. Ak je uhol čela kladný, je potrebné ho pripočítať k nameranej hodnote ϕ_1 a pri zápornom odčítať. V tab. 1.2 je niekoľko príkladov výbrusov triesok a namerané hodnoty ϕ_1 (pri v_c = 100 m.min^{-1} a $\gamma_o = 0^0$). Vidno, že rozdiely v hodnotách uhla

textúry nie sú výrazné a zrejme súvisia s konkrétnymi podmienkami trenia triesky po čele noža. Tejto skutočnosti sú venované ďalšie úvahy.

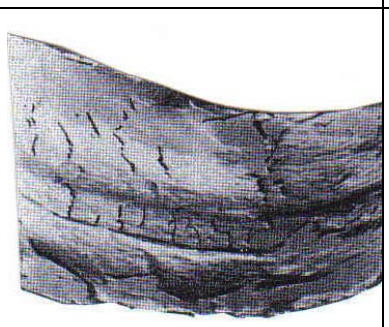
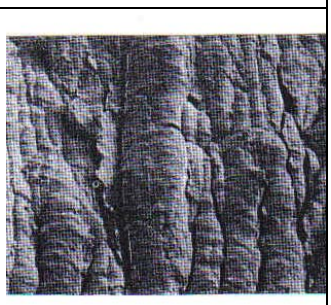
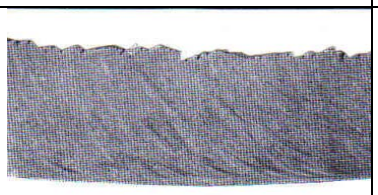
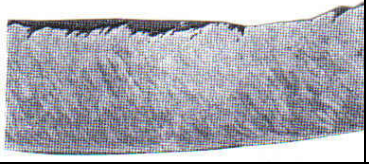
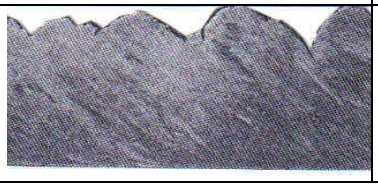
Príklady pozdĺžnych výbrusov triesok z obrábania ocelí *Tab. 1.2*

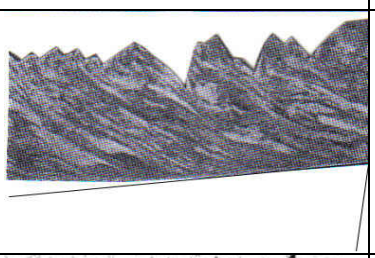
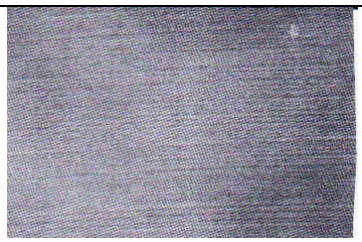
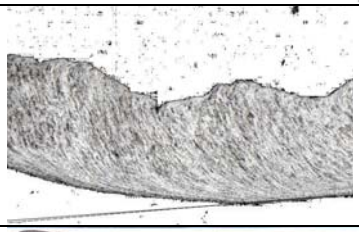
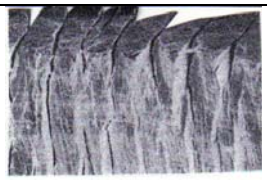
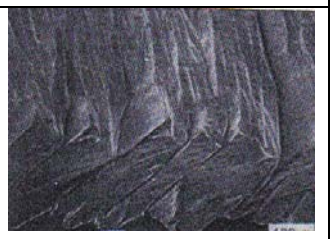
Obrábaný materiál	Fotografia výbrusu triesky	ϕ_1, ^{0}
11 700(E360)		30
12 050.1(C45)		32
14 2098.3(100CrMn6)		35
15130(25CrMO4)		28

16 125(21NiCrMo2)		32

Na tvar a štruktúru triesky má výrazný vplyv rezná rýchlosť. V tab. 1.3 je súbor triesok, získaných vo veľkom rozsahu rezných rýchlostí..

Štruktúra triesok pri rozličných v_c *Tab. 1.3*

v_c m.min^{-1}	Pozdĺžny výbrus triesky	Predná strana triesky	Zadná strana triesky
15			
30			
60			
150			

300			
600			
2200			
3000			

Ako vidno, pri malých rezných rýchlostiach vzniká trieska s početnými trhlinami, ktoré vedú k jej deleniu. Strana triesky, kontaktujúca s čelom noža je drsná v dôsledku vysokého koeficienta trenia a súchytu s rezným materiálom. Trieska sa stáva súdržnou, pri vyšších rezných rýchlostiach. Pri $v_c \geq$ 150 m.min^{-1} možno v sledovanom prípade pozorovať adiabatické sklzy v trieske, pričom na menej deformovaných elementoch vidno textúru menej deformovaných zŕn. Povrch triesky zo strany nástroja je hladký. Pri super vysokých rezných rýchlostiach (2000 – 3000) m.min^{-1} vzniká pevná, súdržná trieska, pričom v jej vnútri možno na zónach šmyku pozorovať dutiny. Zadná strana triesky je členitá, zložená z početných lamiel, ktorých počet odpovedá frekvencii šmykov v trieske.

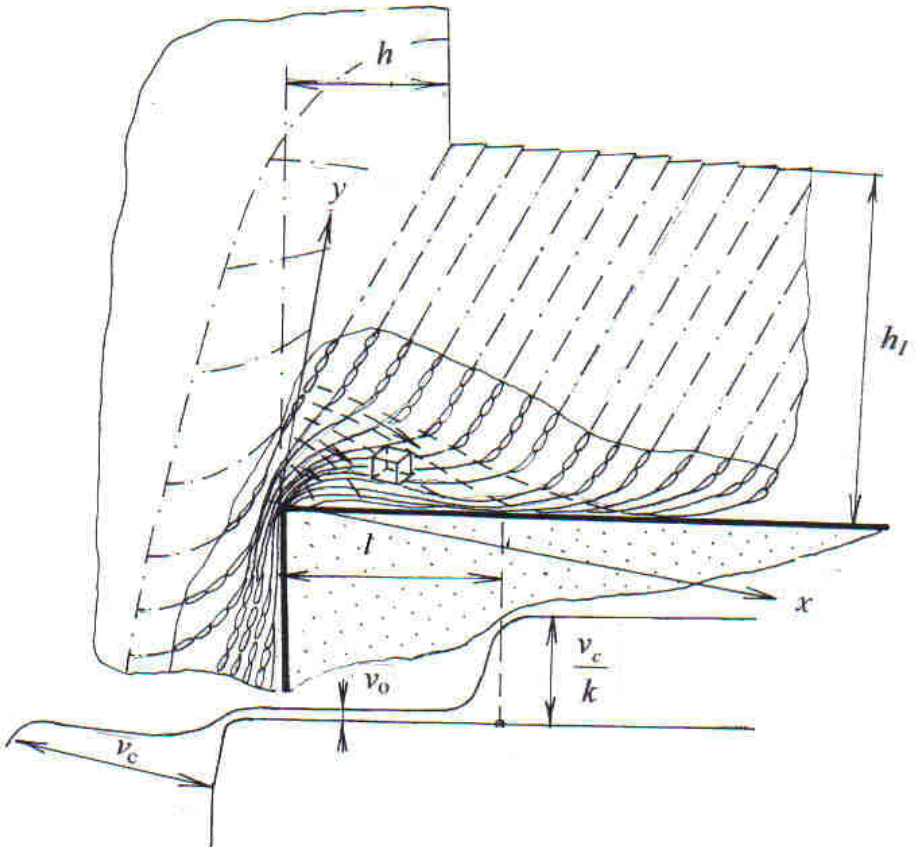
V starších prácach venovaných analýze plastického tečenia materiálu na povrchu styku nástroja a triesky bola odvodená energetická rovnica rovnováhy, pomocou ktorej sa dajú určiť teploty pozdĺž povrchu styku. Vplyv nehomogenity materiálu a zmeny koeficientu vedenia tepla boli zanedbateľné a celkové šmykové napätie vo smere kolmom na povrch styku bolo považované za rovnomerne rozdelené.

Iný prístup k riešeniu použil Salvo a Shaw [44], ktorí vychádzali z hypotézy, že teploty povrchu styku dosahujú, alebo prevyšuje teplotu tavenia obrábaného materiálu. Preto možno pre tento prípady využiť zákony známe z mechaniky tekutín. V tom prípade možno dospieť k záveru, že pri vysokých teplotách v hraničnej vrstve dochádza k extrúzii (plastickému vytláčaniu) materiálu.

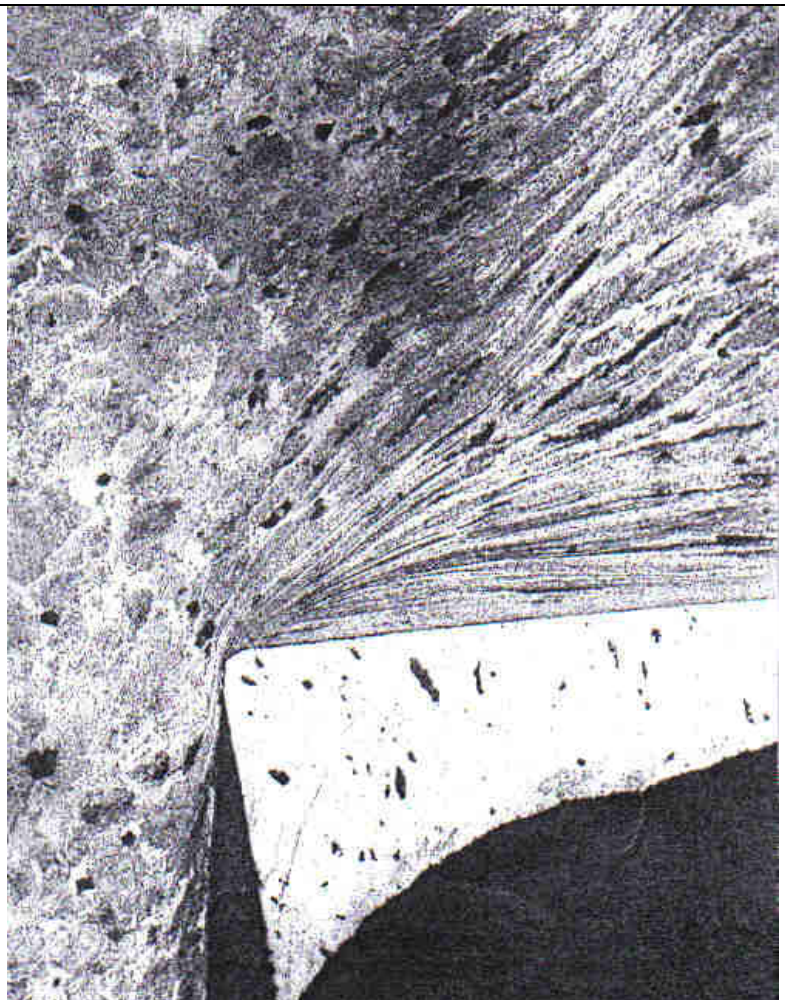
Ako bolo uvedené vyššie, šmykové napätie na povrchu kontaktu triesky a nástroja je rozdelené rovnomerne. Toto tvrdenie vyplýva zo vzájomnej väzby medzi teplotou rezania

a intenzitou plastickej deformácie. Hypotéza je správna, ak neuvažujeme s vedením tepla. Pri sledovaní procesov obrábania s nižšou reznou rýchlosťou je potrebné ju modifikovať. Vtedy sa totiž vplyv vedenia tepla prejavuje intenzívnejšie, najmä ak je rýchlosť šírenia tepla podstatne vyššia ako rezná rýchlosť. Ďalší problém, ktorý môže vzniknúť v súvislosti s uplatňovaním teórie konštantného napätia na čele súvisí s prípadom, keď zrýchlenie materiálu v povrchovej vrstve je dostatočné k tomu, aby ovplyvnilo rozdelenie šmykových napätí. Ako príklad možno uviesť údaj, že pri reznej rýchlosti 300 $m.min^{-1}$ (5 $m.s^{-1}$) a hĺbke rezu 0,25 mm dosahuje zrýchlenie materiálu v blízkosti čela nástroja hodnoty 10^6 s^{-2}. V podobných prípadoch vysokých zrýchlení materiálu nemožno predpokladať úplnú premenu mechanickej energie na tepelnú, prebieha len čiastočná premena, čo môže výrazne ovplyvniť tvrdenia, uvedené vyššie.

V súvislosti s doterajším poznaním priebehu dejov v povrchovej vrstve možno pre túto oblasť zostaviť rovnicu energetickej bilancie. Na jej zostavenie použijeme model plastickej deformácie triesky nad čelom nástroja, ktorý zostavil Loladze [36] (obr. 1.71). Tento model je charakteristický definovaním plastického tečenia materiálu pred rezným klinom, pričom v bezprostrednej blízkosti reznej hrany vzniká zabrzdená vrstva, ktorej hrúbka sa v závislosti na vzdialenosti od reznej hrany zmenšuje. Rýchlosť tečenia materiálu v zabrzdenej vrstve nie je konštantná, ale vykazuje gradient. Priebeh rýchlosti pohybu materiálu v závislosti na polohe vzhľadom k reznej hrane je znázornený v spodnej časti obrázku. Z hľadiska predmetu nášho záujmu je potrebné skúmať napätosť elementu materiálu, umiestneného bezprostredne v zóne zabrzdenej vrstvy pred rezným klinom. Na obr. 1.72 je metalografický výbrus oblasti tvorenia triesky, ktorý potvrdzuje teóriu Loladzeho.



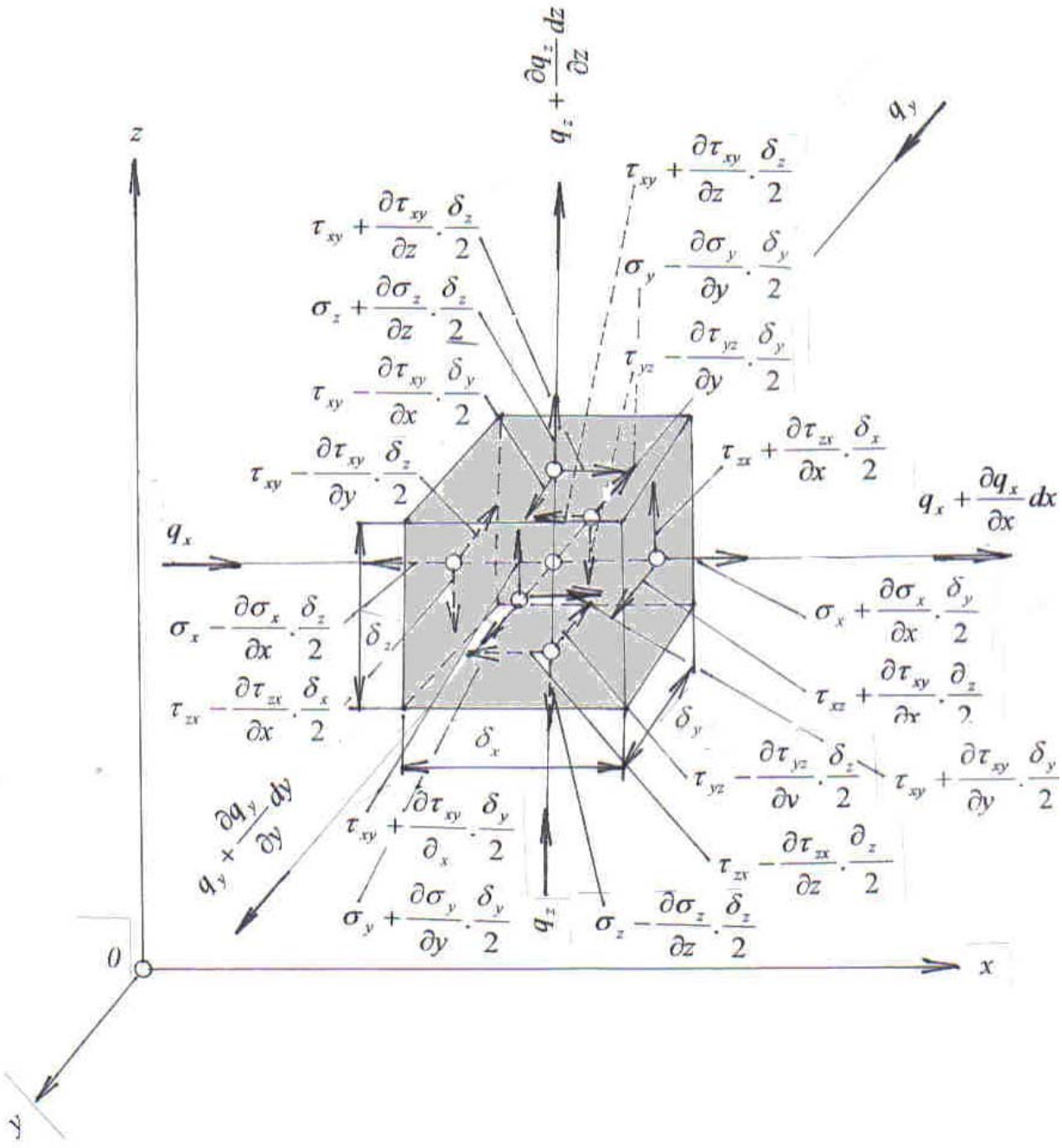
Obr. 1.71 Schéma deformačnej oblasti pred rezným klinom podľa T. N. Loladzeho.



b

Obr. 1. 721 Skutočný stav deformácie v metalografickom reze (výbrus)

Stav napätosti vybraného elementu materiálu možno znázorniť podľa obr. 1.73. Súčasne znázorňuje merný tepelný tok, ktorý v stupuje do elementu v trojrozmernej sústave.



Obr. 1.73 Schéma napätí, pôsobiacich na element materiálu z obr. 15.

Trojrozmerná schéma sa dá nahradiť sústavou rovinných prípadov, za predpokladu, že uvažujeme s podmienkami voľného rezu (smer pohybu čiastočiek materiálu do triesky je pozdĺž reznej hrany totožný).

Ak chceme zostaviť rovnicu energetickej bilancie pre sledovaný prípad, musíme vychádzať z definície jednotlivých zložiek energie, ktoré ovplyvňujú výsledný energetický

stav sledovaného elementu triesky. Energetická bilancia pozostáva zo štyroch zložiek energie, ktoré sú podmienené nasledovnými procesmi:

- prúdenie tepla
- zmena kinetickej energie
- transformácia mechanickej energie
- vedenie tepla

Tieto procesy sa vyjadrujú odpovedajúcimi členmi v rovnici energetickej bilancie:

$$\underset{A}{\frac{dE}{d\tau}} = \gamma.\frac{d}{d\tau}\left(c.\theta + \frac{1}{2}.V^2\right) = \underset{B}{\left(\sigma_{ji}.v_i\right)_j} - \underset{C}{q_{ii}}, \qquad (1.18)$$

kde $\frac{dE}{d\tau}$ je intenzita zmeny pohybovej energie sledovaného elementu, ktorá pozostáva z vnútornej energie $(c.\theta)$ a kinetickej energie $\left(\frac{1}{2}.V^2\right)$.

$\sigma_{ji}.v_i$ je mechanická práca, ktorá bola spotrebovaná na pohyb elementu, J

q_{ii} - strata tepla vedením do okolia, J

γ - hustota materiálu, kg.m^{-3}

c – merné teplo, J.kg^{-1}.K^{-1}

Uvedené tri členy sa dajú rozpísať do tvaru samostatných rovníc:

$$A:\ \gamma\frac{d}{d\tau}\left(c.\theta + \frac{1}{2}V^2\right) = \underset{\text{konvencia}}{\left(\frac{\partial c}{\partial\tau} + v.\frac{\partial v}{\partial\tau}\right)} + u\left(\frac{\partial c.\theta}{\partial x} + v.\frac{\partial c.\theta}{\partial y}\right) + \underset{\text{kinetická energia}}{u^2\left(\frac{\partial u}{\partial x} + v^2.\frac{\partial u}{\partial y}\right)} + \underset{\text{moment uhlového pohybu}}{u.v\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right)} \qquad (1.19)$$

B: Mechanická práca sa dá rozdeliť na časti, podmienené zrýchlením a deformáciou

$$\left(\sigma_{ji}.v_i\right)_j = \sigma_{ji}.v_i + \sigma_{ji}.v_{ij} = \underset{\text{zrýchlenie}}{\gamma\left(u.x'' + v.y''\right)} + \underset{\text{stlačenie}}{\left(\sigma_x.\frac{\partial u}{\partial x} + \sigma_y.\frac{\partial v}{\partial y}\right)} + \underset{\text{sklz}}{\tau\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right)} \qquad (1.20)$$

C: Člen, vyjadrujúci stratu tepla obsahuje lineárnu a nelineárnu časť:

$$q_{ij} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(k.\frac{\partial\theta}{\partial x_i}\right) = k\left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}\right) + \underset{\text{nelineárny člen}}{\left(\frac{\partial x}{\partial x}.\frac{\partial\theta}{\partial x} + \frac{\partial x}{\partial y}.\frac{\partial\theta}{\partial y}\right)} \qquad (1.21)$$

Z hľadiska rovnice energie je možné sledovať tri momenty práce plastickej deformácie:

1.3.2 Stacionárne adiabatické tečenie

Takéto plastické tečenie možno predpokladať pri obrábaní vysokými reznými rýchlosťami. V tomto prípade v rovnici energie neuvažujeme člen *C*, vyjadrujúci stratu tepla a môžeme napísať:

$$\rho\left[\left(c.\theta+\frac{1}{2}.V^2\right).u_i\right]=W \tag{1.22}$$

V tomto prípade v dôsledku mechanickej práce sa mení veľkosť teploty, zložiek rýchlosti a napätia. V blízkosti čela nástroja prebieha deformácia obyčajným šmykom a energia *W* sa približne vyjadrí nasledovne:

$$W \approx 2.\tau.\gamma^{\cdot}, \tag{1.23}$$

Kde intenzita deformácie $\gamma^{\cdot}$ sa stanoví na základe metalografickej analýzy a veľkosti reznej rýchlosti.

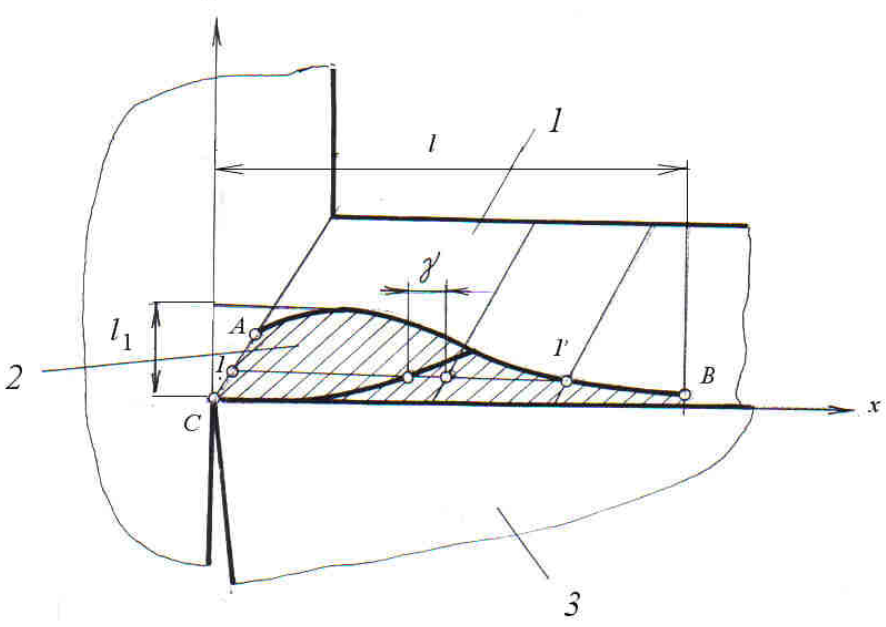
Na základe merania triesky Zorev [58] dokázal, že veľkosť deformácie sa dá presne vyjadriť vzťahom:

$$\gamma^{\cdot}=l\left(\frac{v_1-u}{u}\right)\left(1-\frac{y}{y_1}\right), \tag{1.24}$$

kde l a y_1 je dĺžka a hrúbka plastickej vrstvy,

v_1 – rýchlosť pohybu triesky po čele nástroja.

Odpovedajúca schéma je na obr. 1.74.



Obr. 1.74 Tenká zóna plastického šmyku

Ak predpokladáme kvadratickú závislosť medzi deformáciou a spevnením pre šmykové napätie τ a tečenie materiálu iba v jednom smere, potom:

$$\frac{\partial c.\theta}{\partial x} = \frac{x^{''}}{\rho} + \frac{2.\tau_s.\gamma^{\frac{1}{2}}.\gamma^{'}}{\rho' u} = u.\frac{\partial u}{\partial x} \qquad (1.25)$$

V tom prípade teplota vo vnútri plastickej zóny sa dá určiť na základe východiskových podmienok a výsledkov metalografickej analýzy.

Šmykové napätie na povrchu styku nezávisí od súradnice *x*, pri ľubovoľnej danej reznej rýchlosti, čo sa dá objasniť vzťahom medzi teplotou a intenzitou deformácie, t.j. pri voľnom plastickom tečení v podmienkach adiabatického procesu je teplota konštantná. Zorev uvažoval pri svojich experimentoch nezávislosť šmykového napätia sú teploty obrobku pri značnom kolísaní tejto teploty.

Je možné, že vplyv intenzity deformácie a teploty pri veľkých hodnotách týchto parametrov sa vzájomne vyrovnáva a preto šmykové napätie sa nemení.

Možno reálne predpokladať, že vo väčšine prípadov pri obrábaní kovov vysokou reznou rýchlosťou môže vzniknúť adiabatický proces. Výskum procesu kovania v podmienkach nestacionárneho ochladzovania ukázali, že v povrchovej vrstve výkovku existuje veľký teplotný gradient. Pre jednoduchý prípad, keď zmenu kinetickej energie materiálu zanedbáme, je možné napísať nasledovnú teplotnú rovnicu:

$$\gamma \frac{d(c.\theta)}{d\tau} = W - q_{ij}, \qquad (1.26)$$

ktorá udáva zmenu teploty, podmienenú deformáciou a šírením tepla.

1.3.3 Pružne - plastická hranica

Na obr. 1.48 je znázornená krivka *AB,* ktorá oddeľuje zónu pružnej a plastickej deformácie v povrchovej vrstve styku medzi nástrojom a trieskou.

Tvar tejto krivky sa dá objasniť nasledovne:

V počiatočnom momente napätie, ktoré vzniká v povrchových vrstvách je dostatočne vysoké pre vznik nepretržitého plastického tečenia, nezávisle od stupňa spevnenia materiálu. Pretože vo vrstve, ktorá je v styku s nožom spevnenie vyvoláva plastickú deformáciu, šíri sa deformácia do materiálu nad plochou styku. Počiatočná hrúbka zóny plastickej deformácie sa zväčšuje a je možné očakávať, že pružne - plastická hranica sa bude vzdiaľovať od povrchu styku, v dôsledku čoho v tejto oblasti dostáva hraničná čiara pozitívny sklon.

Potom, ako spevnenie materiálu dosiahne potrebnú hodnotu možno očakávať, že vrstva, spojená s nástrojom sa prestane spevňovať a ostane v stave napätosti. V tom prípade vyššie ležiace vrstvy budú pod vplyvom plastickej deformácie. Napriek tomu experimentálne výsledky svedčia o opačnej situácii. Experimentálne získané hraničné čiary majú negatívny sklon, pričom zmenšenie hrúbky plastickej zóny sa dá objasniť adiabatickým ohrevom.

Teplo, ktoré sa tvorí v dôsledku trenia a plastickej deformácie spôsobuje zvýšenie teploty na takú hodnotu, že vplyv teploty prevláda nad vplyvom spevnenia. Takto dolné vrstvy ostávajú v plastickom stave. Pretože prakticky nie je k dispozícii dostatočný čas na vedenie tepla, vrchné vrstvy kovu zostávajú stále studené a napätie, ktoré odpovedá plastickému tečeniu týchto vrstiev stúpa. Plastické tečenie sa preto v týchto vrstvách objavuje neskôr.

Dôsledkom tejto skutočnosti je, že hraničná čiara má záporný sklon a deformácia sa koncentruje v podpovrchových vrstvách v blízkosti povrchu styku.

Pokúsme sa o získanie matematického rozdelenia šmykových napätí vo vnútri plastickej zóny a tvaru plastickej deformácie hranice *AB*. K tomu je potrebné preskúmať charakter šmykového napätia vo vnútri plastickej zóny.

Napriek tomu, že priebeh tlakových a šmykových napätí na povrchu styku nástroj - trieska bol analyzovaný experimentálne, rozdelenie napätí vo vnútri plastickej zóny doteraz nebolo stanovené.

Z pohybovej rovnice dostávame.

$$\gamma.y'' = \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau}{\partial x} \tag{1.27}$$

kde γ je hustota materiálu v hraničnej vrstve, kg.m^{-3}

y'' – okamžitá hodnota zrýchlenia materiálu, m.s^{-2}.

Pre lineárny stabilný stav platí:

$$y'' \approx \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} \approx 0, \text{pretože } \frac{\partial \theta}{\partial x} \approx 0 \tag{1.28}$$

Napätie τ je funkciou *y* (hlavne) a *x* (v menšej miere).

Derivácia podľa vzťahu pre plošnú deformáciu:

$$\left(\sigma_x - \sigma_y\right)^2 + 4.\tau_{xy}^2 = 4.k^2 ,$$

kde *k* je medza tečenia v šmyku v sledovanej vrstve.

Dostávame:

$$2\left(\sigma_x - \sigma_y\right)\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 8.k.\frac{\partial k}{\partial x} . \tag{1.29}$$

Pretože v tomto prípade parameter *k* charakterizuje τ , platí:

$$\frac{\partial k}{\partial x} \approx \frac{\partial \sigma_y}{\partial x} .$$

Takto dostávame druhú rovnicu pohybu:

$$\gamma.x'' = \frac{\partial \sigma_y}{\partial x} + \frac{\partial \tau}{\partial y}, \tag{1.30}$$

kde k je okamžitá hodnota x- ovej zložky zrýchlenia obrábaného materiálu.

Na základe predchádzajúcich prác, menovite Hoshich [23] možno napísať:

$$\sigma_y = \sigma_o (l_n - x)^n . \tag{1.31}$$

Ďalej predpokladajme, že

$$x' = a\left[g - \left(\frac{y}{y^*} \right)^n \right], \tag{1.32}$$

kde y^* je výška hraničnej vrstvy

a – zrýchlenie materiálu na povrchu styku medzi nástrojom a trieskou.

Dosadenie a integrovanie dáva nasledovný výraz pre rozdelenie šmykových napätí vo vnútri plastickej zóny:

$$\tau = \tau_o - m.\sigma_o.y(l_n - x)^{m-1} + \gamma.a.y\left[g - \frac{1}{n+1}\left(\frac{y}{y^*} \right)^n \right], \tag{1.33}$$

kde τ_o je konštantná veličina na povrchu styku,

m,n – konštanty.

Tvar hraničnej čiary

Tvar hraničnej čiary sa dá získať s použitím vzťahu: $(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4.\tau_{xy}^2 = 4.k^2$ pre hraničnú oblasť, za podmienky, že charakter plastického spevnenia materiálu v tejto zóne je známy.

Sledujme napätie σ_x. Vzťah pre toto napätie v závislosti od parametrov x a y má tvar:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = \frac{\partial \sigma_y}{\partial x} = m.\sigma_o (l_n - x)^{m-1}$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial y} = \gamma'.p\left(l_n - \frac{y}{y^*} \right)^q, \tag{1.34}$$

Takže:

$$\sigma_x = \frac{\sigma_o}{R}(l_n - x)^m \left[d + \left(\frac{y^* - y}{y^*} \right)^f \right], \tag{1.35}$$

kde R je konštanta.

Ak dosadíme výraz pre σ_x do hore uvedeného vzťahu, dostaneme vzťah pre čiaru AB:

$$4.k_{(x,y)^2} = \sigma_0 \left(l_n - x\right)^{2m} \left(1 + \frac{d^f}{R}\right)^2 + 4\left[\tau_0 + p.a.y\left(g - \frac{1}{n+1}\left(\frac{y}{y^*}\right)^n\right) - m.\sigma_0 .y^* \left(l_n - x\right)^{m-1}\right]^2 . \quad (1.37)$$

Predpokladajme, že globálne spevnenie všetkých bodov zóny za hranicu deformácie je rovnaké, potom dostávame nasledovný výraz pre sklon čiary *AB*:

$$\frac{dy}{dx} = \frac{\left(1 + \frac{d^f}{R}\right)^2 m.\sigma_0 \left(l_n - x\right)^{2m-1}}{4\left\{\gamma.a\left[g - \left(\frac{y}{y^*}\right)^n\right] - m.\sigma_0 \left(l_n - x\right)^{m-1}\right\}\left[\tau_0 + \gamma.a.y\left(g - \frac{1}{n+1}.\left(\frac{y}{y^*}\right)^n\right)\right] - m.\sigma_0 .y\left(1-x\right)^{m-1}} . \quad (1.38)$$

Pre jednoduchý prípad, keď $m = n = 1$, dostávame:

$$\frac{\partial y}{\partial x} = \gamma' . \frac{1}{\left(\frac{\gamma.a}{b} - \sigma_0\right)}, \quad (1.39)$$

kde a je zrýchlenie na povrchu, $m.s^{-2}$

γ - hustota materiálu, $kg.m^{-3}$,

b – konštanta

Pre väčšinu praktických prípadov obrábania $\frac{\partial y}{\partial x}$ má zápornú hodnotu. Maximálna súradnica čiary *AB* sa môže považovať za extrém funkcie, v ktorom vplyv spevnenia plastickej zóny sa prejavuje rozšírením tejto zóny.

Pred čelom nástroja vzniká zóna veľmi intenzívnej plastickej deformácie, definovaná ako „zabrzdená vrstva“. Má vláknitú štruktúru a v tejto vrstve dochádza k spomaleniu pohybu elementov triesky smerom k čelu nástroja. V istej oblasti rezných rýchlostí (resp. teploty rezania) je táto vrstva pomerne stabilná a k priamemu kontaktu dochádza medzi touto vrstvou a trieskou.

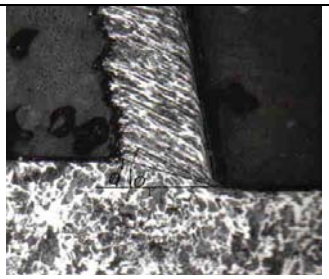
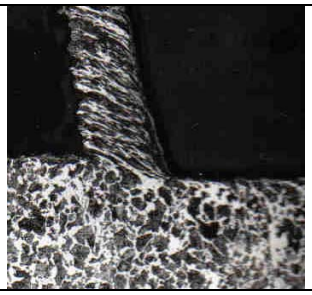
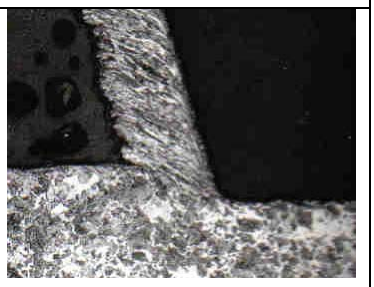
Pri reznej rýchlosti, ktorá odpovedá teplotám rezania okolo 300^0C vzniká veľmi silný adhézny súchyt medzi nástrojom a trieskou a zabrzdená vrstva enormné rozmery, čo považujeme za nárastok.

Pri vyšších rezných rýchlostiach nárastok mizne, pretože vysoká teplota rezania spôsobuje výrazné zníženie pevnosti obrábaného materiálu. V mieste kontaktu čela nástroja s trieskou dosahuje teplota hodnotu okolo 800^0C.

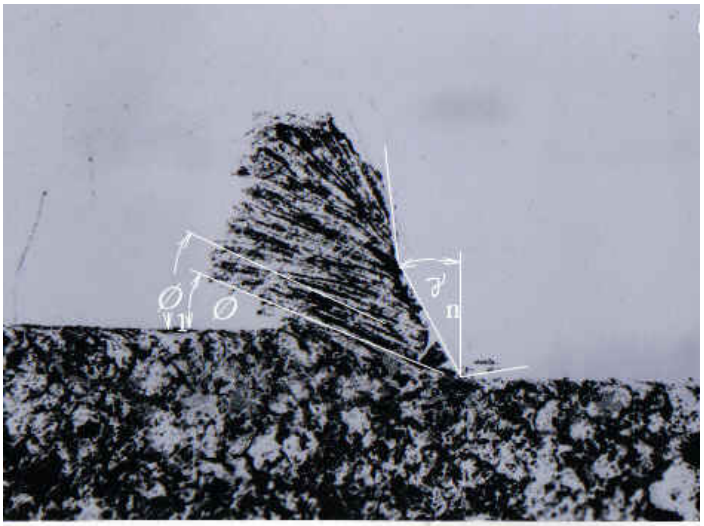
Z miesta obrábania odchádza silne deformovaná trieska s výraznou textúrou. V blízkosti čela nástroja vzniká „zabrzdená“ tenká vrstva vláknitého kovu, ktorá pomaly „tečie“ po čele nástroja. Vysoká teplota, kontaktný tlak a pomalý pohyb tejto vrstvy s čelom nástroja vytvára podmienky pre difúziu prvkov medzi trieskou a nástrojom. To vedie k intenzívnemu opotrebeniu nástroja.

Odlišná situácia je pri extrémnych záporných uhloch čela sa stlačenie triesky zväčšuje. Klesá medzný uhol deformácie ϕ aj uhol textúry ϕ_1. Pri istej hodnote uhla čela sa ich hodnoty k sebe blížia. Možno to názorne vidieť z tab. 1.4, kde je proces tvorenia triesky pri troch záporných uhloch čela.

Korene triesok, získané pri záporných uhloch čela *Tab. 1.4*

Uhol čela γn	-10^0	-15^0	-20^0
Fotografie oblasti tvorenia triesky			

Táto situácia vzniká pri brúsení, kde je rezná rýchlosť napr. 30 m.s^{-1} (1 800 m.min^{-1}). Na obr. 1.75 je metalografický výbrus oblasti tvorenia triesky pri brúsení, zachytený pri tejto reznej rýchlosti. V danom prípade je funkčný uhol čela $\gamma_n = -30^0$.



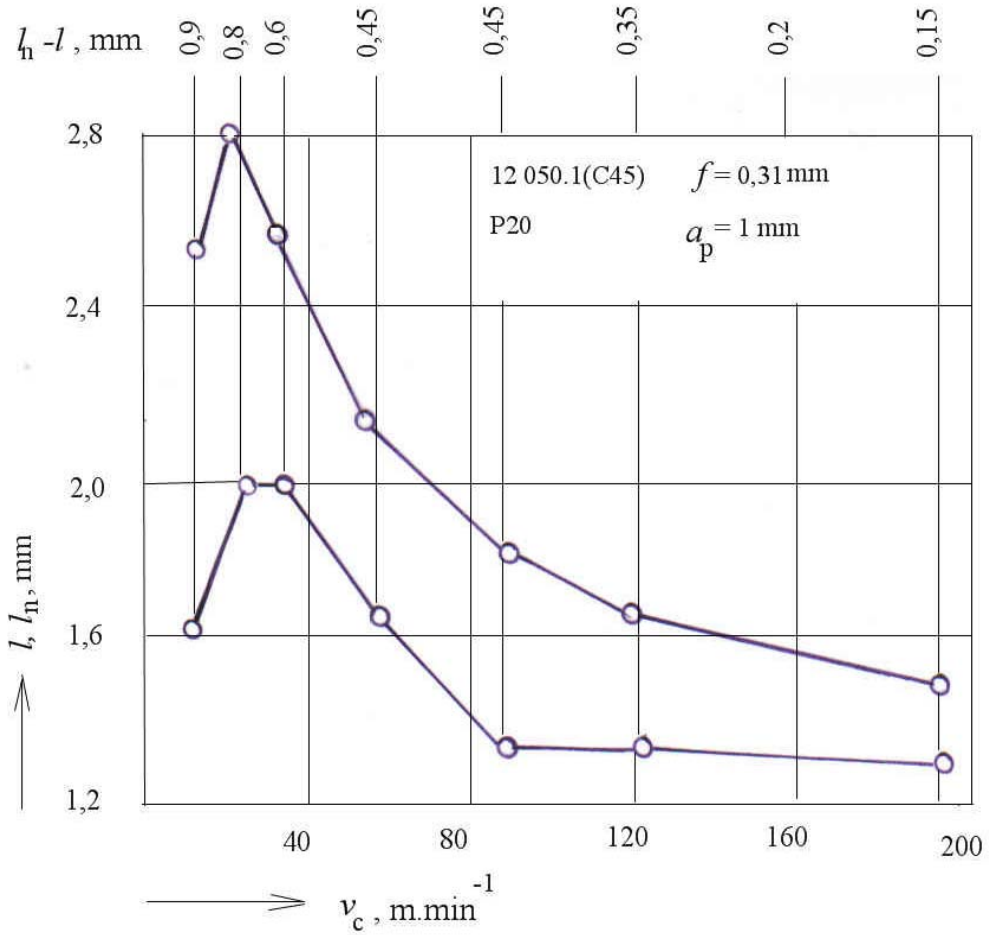
Obr. 1.75 Fotografia metalografického výbrusu zóny tvorenia triesky triesky pri brúsení ocele 12 050.1 (C45) s naznačeným predpokladaným profilom brúsneho zrna, v_c = 30 m.s^{-}

Stlačenie triesky v znázornenom prípade má hodnotu až $k = 9$. Štruktúra triesky je v celom priereze vláknitá. Hranica plastickej deformácie je výrazná, uhol $\phi = 5^0$. to

Je zrejmé, že v zóne tvorenia triesky sa trieska stáča. Intenzita stáčania závisí na vzájomnom vzťahu dĺžky styku triesky s čelom nástroja v oblasti plastického styku a vonkajšieho trenia (l_n a l). Čím je dĺžka $l_n - l$ menšia, tým je polomer stáčanie triesky väčší. (Pozn.: Na predchádzajúcich obrázkoch je iné označenie. Napr. na obr. 1.16 miesto l je lt (dĺžka styku s trieskou a miesto l_n je l_{pl} (dĺžka plastického styku)).

Na zistenie hodnôt l a l_n boli vykonané experimenty na získanie koreňov triesok, z ktorých sa dá zistiť dĺžka zóny plastického kontaktu l. Súčasne bola zisťovaná stopa, ktorú zanecháva trieska na čele nástroja a meraná dĺžka celkového normálneho kontaktu l_n. Nôž bol nastriekaný kontrastnou farbou, ktorú trieska zotrela na ploche kontaktu a tá sa zviditeľnila.

Na obr. 1.76 je diagram závislosti oboch sledovaných parametrov na reznej rýchlosti



Obr. 1.76 Experimentálna závislosť dĺžky plastického (dolná krivka) a celkového (horná krivka) kontaktu triesky s čelom nástroja

V hornej časti obrázku je vyhodnotený rozdiel $l_n - l$. Vidno, že s reznou rýchlosťou klesá, čo vplýva na proces tvarovania triesky. So zvyšovaním reznej rýchlosti sa trieska bude vyrovnávať. Na porovnanie tvaru triesok v závislosti na reznej rýchlosti sú v tab. 1.5 fotografie triesok, získaných pri sústružení za podmienok: a_p = 1 mm; f = 0,2 mm, obrobok 100CrMn6, nástroj: P20. Vidno, že trieska so stúpajúcou reznou rýchlosťou je menej tvarovaná, čo má nepríjemné dôsledky (zahlcovanie priestoru obrábania trieskou, ohrozenie obsluhy (pri ručnej obsluhe), poškodzovanie nástroja a častí obrábacieho stroja. Táto skutočnosť obmedzuje možnosť zvyšovania rezných rýchlostí, teda aj výrobnosti obrábania.

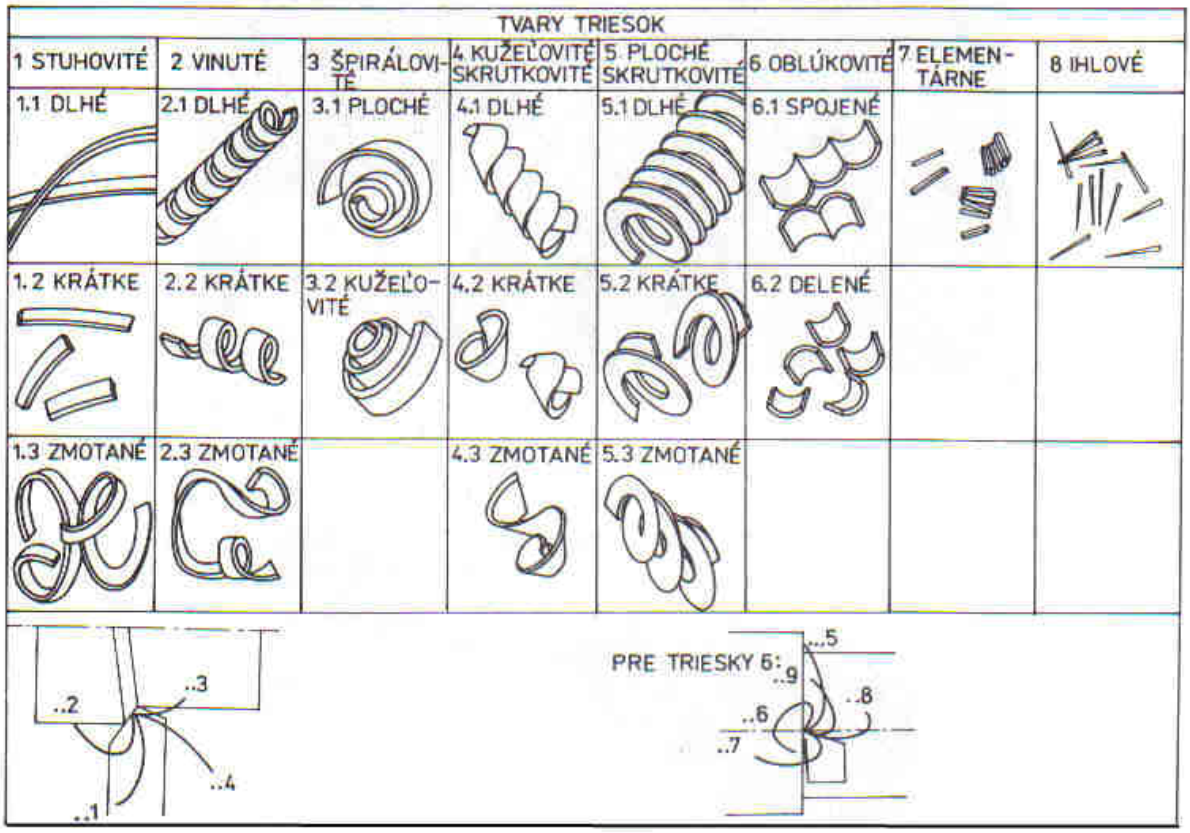
Tvarovaniu triesky bude venovaná ďalšia kapitola.

Tvary triesok v závislosti na reznej rýchlosti *Tab. 1.5*

v_c, m.min^{-1}	Tvar triesky	v_c, m.min^{-1}	Tvar triesky
10		120	
20		150	
45		200	
70		240	
95		300	

1.4 Tvarovanie triesky

Vyššie úvahy o tvorbe plynulej triesky platia pre húževnaté ocele. Pri obrábaní krehkých materiálov, ako sivá liatina, automatová mosadz.., ale aj u ocelí pri malej reznej rýchlosti vzniká trhaná trieska, pozostávajúca s elementov. Jej príčinou je trhlinotvorný proces pri vytváraní triesky a obrobeného povrchu. Okrem toho konkrétny tvar triesky závisí na použitých rezných podmienkach, najmä reznej rýchlosti. Preto v praxi poznáme rozličné typy triesok V norme ISO 3685 je tvar triesok definovaný podľa obr. 1.77.



Obr. 1.77 Kódovaný zápis typických tvarov triesok pri obrábaní. Tretie číslo kódového zápisu označuje smer odchodu triesky. Pre triesky 1 – 5 znamená: 1 – od obrobku vo smere posuvu, 2 – k obrobku vo smere posuvu, 3 – k obrobku proti smeru posuvu, 4 – od obrobku proti smeru posuvu. Pre triesku č. 5: 5 – lámaná o prechodovú plochu, 6 – lámaná o chrbát noža, 7 – lámaná o obrábanú plochu, 8 – lámaná o obrobenú plochu, 9 – lámaná o tvarovač triesky

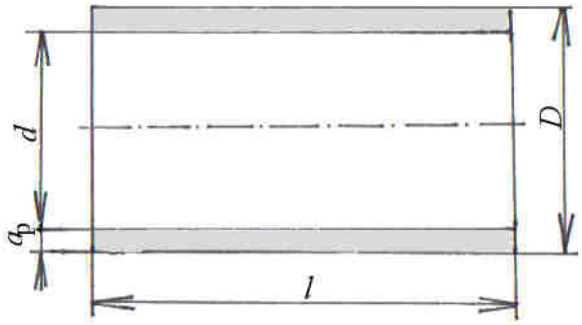
Ihlové a elementárne triesky spôsobujú problémy, pretože vnikajú do vodiacich častí obrábacieho stroja. Naopak stuhové a zmotané triesky môžu spôsobiť poškodenie nástrojov a pohyblivých častí stroja, na ktoré sa namotávajú. Pri ručnej obsluhe strojov môžu byť príčinou poranení. Za vhodné možno považovať iba krátke skrutkovité a špirálové triesky.

Praktickým ukazovateľom tvaru triesky je objemový súčiniteľ triesok, definovaný ako pomer objemu voľne uloženej triesky (V_t) k objemu odobratého materiálu, z ktorého vznikla trieska (V_m):

$$w = \frac{V_t}{V_m} \tag{1.3}$$

Napr. pri sústružení valcovej plochy podľa obr.1.78 bude platiť:

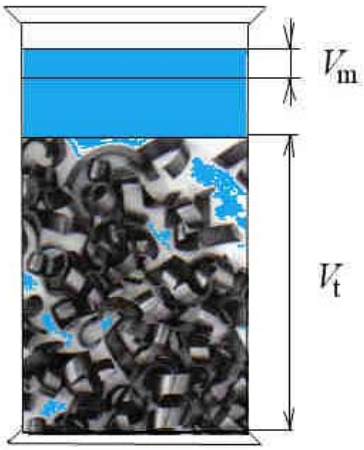
$$V_m = \pi . d . a_p . l \text{ , mm}^3. \tag{1.40}$$



Obr. 1.78 Schéma sústruženia valcovej plochy obrobku na jeden záber

Existuje jednoduchý spôsob určenia objemového súčiniteľa zo zachytených triesok, ak nie je k dispozícii pôvodný obrobok.

Ak nie je známe, z akého obrobku vznikla trieska, postačuje vziať ľubovoľné množstvo triesok z prevádzky. Do odmernej nádoby sa naleje definovaný objem vody. Potom sa vloží trieska, ktorá klesne na dno nádoby. Jej objem sa určí na kalibrovanej nádobe. Objem odobratého kovu odpovedá objemu o ktorý stúpla hladina vody podľa obr. 1.79.



Obr. 1.79 Zisťovanie pomeru objemu odobratého materiálu vo vzťahu k objemu vzniknutých triesok.

Niektoré namerané hodnoty objemového súčiniteľa sú pri jednotlivých tvaroch triesok v tab. 1.6

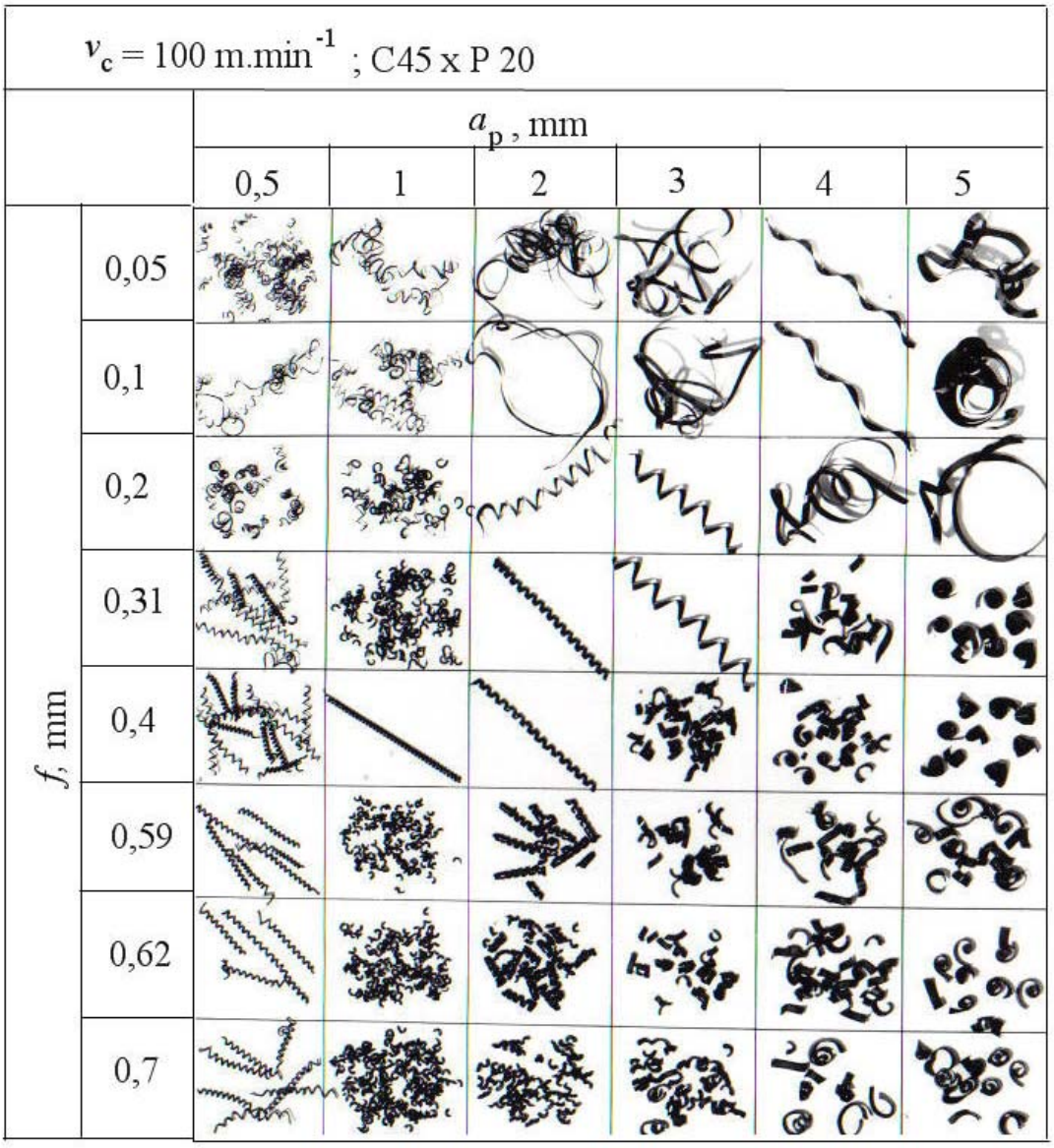
Hodnoty objemových súčiniteľov triesok pre typické tvary triesok *Tab. 1.6*

Tvar triesky				
w	8	26	65	250

Praktický význam objemového súčiniteľa triesok spočíva v možnosti určiť objem dopravovaných. skladovaných a upravovaných triesok. Napr. ak v danej prevádzke je $w = 50$, z 1 tony dovezených polovýrobkov, bude ich objem: $V_m = \frac{M}{\gamma} = \frac{1000}{7,4} = 135\,\mathrm{dm}^3$. pri priemernom využití materiálu napr. 50% dostaneme objem triesok, ktorý je potrebné spracovať:

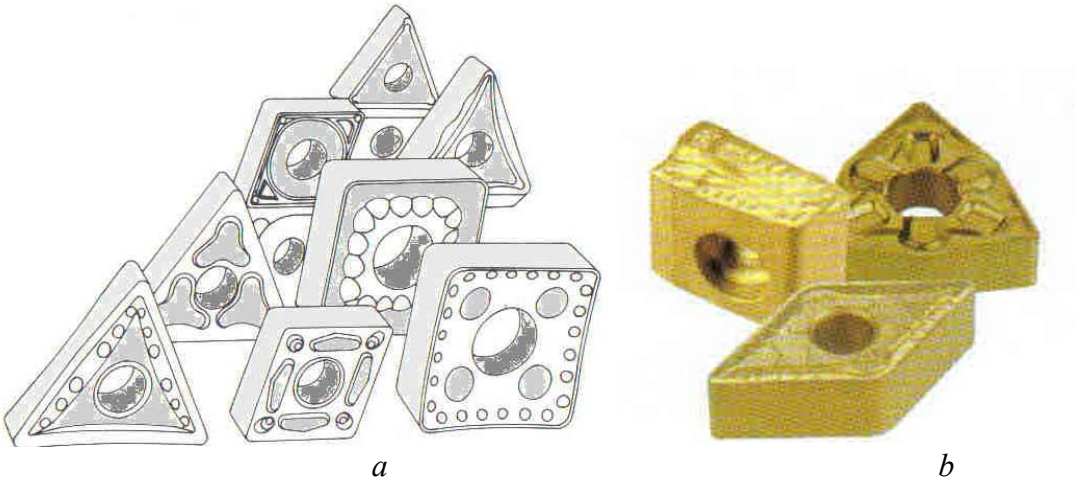
$$V_t = 0,5.V_m.w = 135.50 = 6750\ \mathrm{dm}^3 = 6,75\ \mathrm{m}^3.$$

Nepriaznivý tvar triesky sa upravuje najčastejšie tvarovačmi triesok, vylisovanými do reznej platničky. Súčasní výrobcovia rezných nástrojov aplikujú rozličné úpravy čela nástroja, ktoré tvoria prekážku v odchode triesky. Sú to žliabky, stupienky, jamky, slzičky. Trieska je nútená sa ohýbať, alebo stáčať do skrutkovice. Konkrétny tvarovač pracuje spoľahlivo len v určenej oblasti rezných podmienok (a_p x f). Výrobcovia rezných platničiek pre každú vyvinutú geometriu dodávajú oblasť spoľahlivého tvarovania triesky. Je to vlastne názorná závislosť tvaru triesok na posuve a hĺbke rezu. Jeden z príkladov je na obr. 1.80.



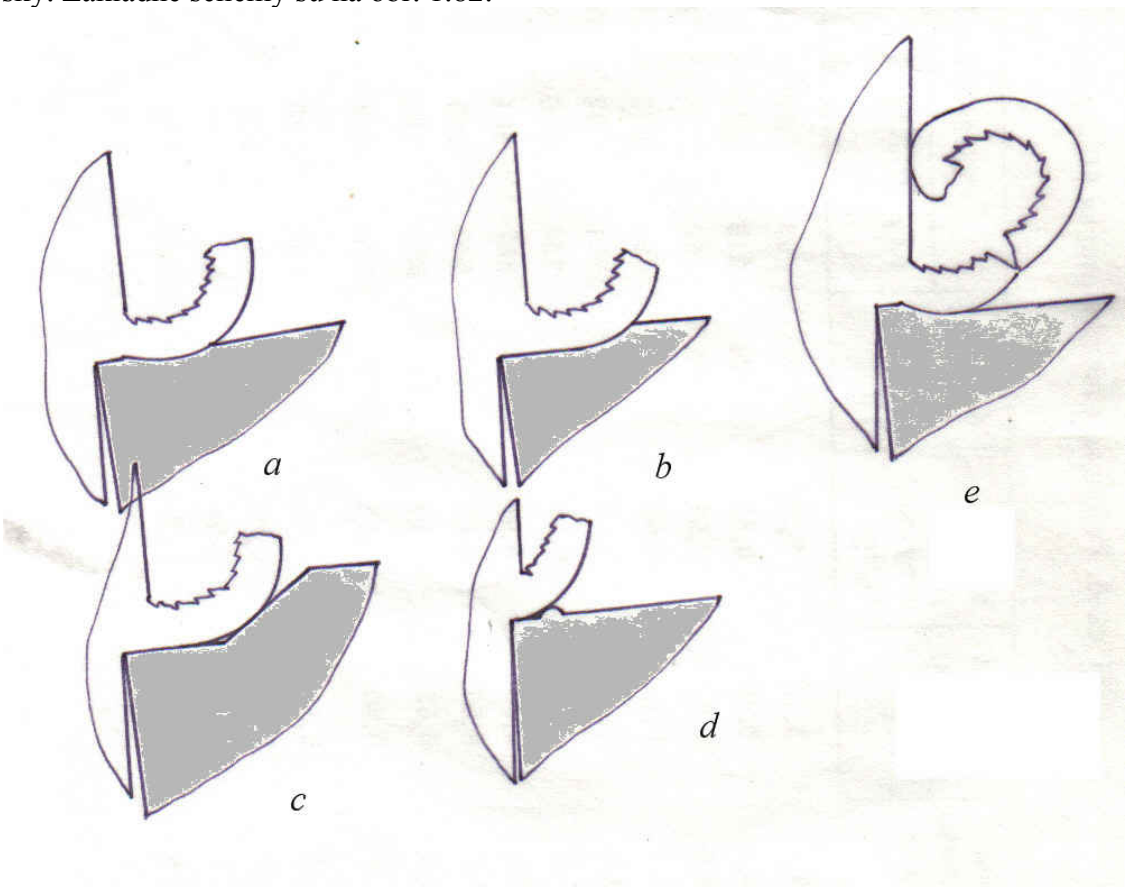
Obr. 1. 80 Príklad tvaru triesok, získaných pri obrábaní konkrétnou reznou platničkou PRAMET TCHT 11 02 02-E

Na obr. 1.81 sú príklady sortimentu platničiek (*a*) fy SUMITOMO (Japonsko) a (*b*) ISCAR (Izrael), ktoré ukazujú na variantnosť riešenia tvarovačov triesok..



Obr. 1. 81 Príklady rezných platničiek s rozličnými tvarmi čela.

V zásade možno rozlišovať niekoľko prístupov k tvaru čela za účelom tvarovania triesky. Základné schémy sú na obr. 1.82.



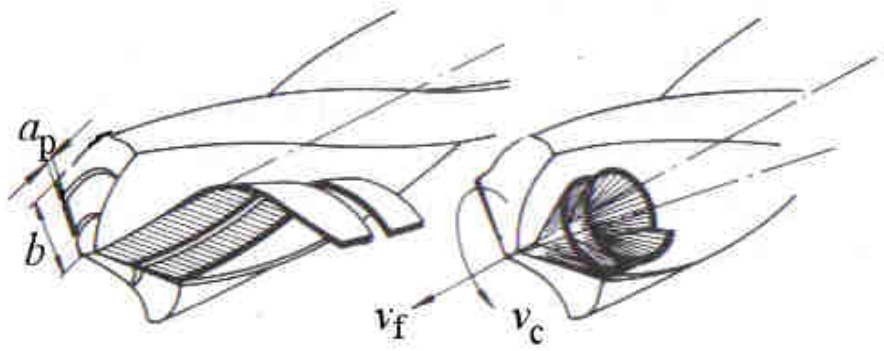
1.82 Základné druhy mechanických tvarovačov triesok

Prípad *a* predstavuje klasický žliabok na čele. Jeho polomer je volený podľa požadovaného polomeru stáčania triesky. Trieska teda kopíruje tvar žliabku a jej polomer približne odpovedá polomeru drážky. Na obr. *b* je schodíkový tvarovač, pričom schodík je

ukončený zaoblením, ktoré tvaruje triesku do požadovaného polomeru. Tvarovač *c* je stupienkový, vyznačený tým, že proti smeru odchodu triesky je vytvorená šikmá plocha, ktorá zakrivuje triesku. Tvarovač *d* možno nazvať „slzičkový“, spočíva naopak vo vytvorení jedného, alebo viac výstupkov na čele. Triesky sa stáča nárazom na výstupok, pričom plocha jej styku s čelom je minimálna. Posledný *e* - plochý tvarovač spočíva vo vytvorení plôšky skráteného čela. Následná časť čelnej plochy je pod úrovňou skrátenej plôšky. Trieska má snahu kĺzať po „plastickom nose“ na skrátenej plôške, stáča sa po kĺzaní na ďalšiej rovnej časti rovného čela. Po stočení sa dotkne o prechodovú, alebo obrábanú plochu a ulomí s

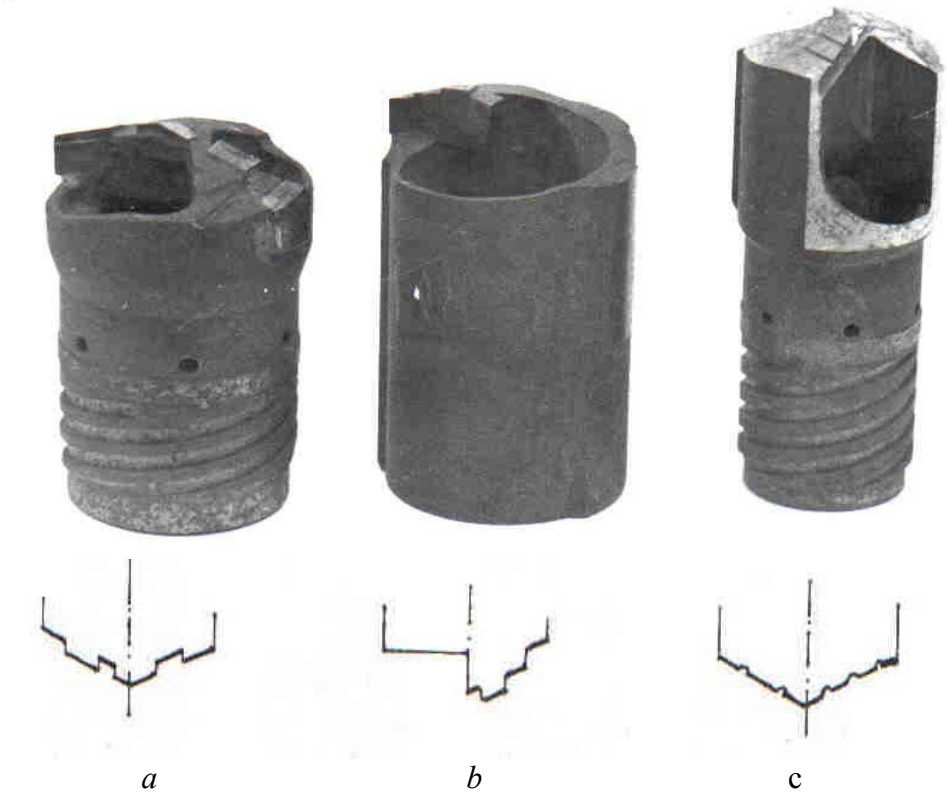
Boli vykonané rozsiahle práce na vývoji iných spôsobov tvarovania triesok, založené najmä na riadenom kmitaní nástroja počas obrábania. Je možné striedavo pohybovať nástrojom vo smere posuvu (prerušovaný posuv), alebo tangenciálne k obrobenej ploche (napr. ultrazvukom). Radiálne a axiálne kmitanie dáva možnosť tvarovať triesku v širokom rozsahu rezných podmienok, na rozdiel od pevnej sústavy nástroj – obrobok. Pri veľkých amplitúdach však zhoršuje kvalitu obrobeného povrchu.

Medzi pojmy, ktoré súvisia s tvarom triesky patrí aj delenie a lámanie triesky. Pojem lámanie triesky označuje techniku skracovania dĺžky triesky, delenie znamená zmenšovanie jej šírky. Je to aktuálne u nástrojov s dlhou reznou hranou (vŕtanie, preťahovanie). Pri aplikácii vrtákov väčších priemerov je v dôsledku „pechovania“ triesky (jej priečneho rozširovania v dôsledku plastickej deformácie) problém jej vtesnania v drážke. Preto je vhodné striedavo prerušiť rezné hrany, podľa obr. 1.83.



Obr. 1. 83 Vplyv rozdelenia reznej hrany na tvar triesky pri vŕtaní

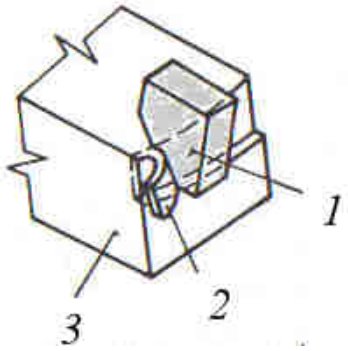
Na obr. 1.84 sú rozličné typy vrtákov na vŕtanie hlbokých otvorov, ktoré musia mať rezné hrany delené, vzhľadom na veľké množstvo triesok, ktoré je potrebné transportovať od rezných hrán.



Obr. 1. 84 Vrtáky na hlboké otvory s prerušenými reznými hranami. a – samostatné prispájkované rezné platničky, b – jedna platnička so stupňovitou reznou hranou, c – celistvý vrták s oboma delenými reznými hranami

2 PARAMETRE OBRÁBANIA

Proces obrábania súčiastok je sprevádzaný odoberaním materiálu z ich povrchovej vrstvy. Výsledkom je vytvorenie nového povrchu. Oddeľovanie materiálu formou triesky prebieha rezným klinom nástroja (obr. 2.1) [18].

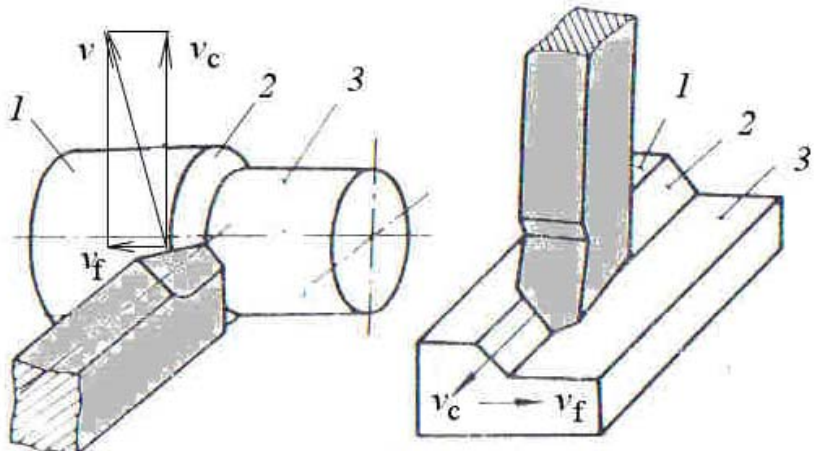


Obr. 2.1 Schéma odoberania materiálu nástrojom s geometricky definovaným rezným klinom. 1 – rezný klin nástroja, 2 – trieska, 3 - obrobok

Obrobok je obrábaný, alebo obrobený predmet. Pri obrábaní koná pracovný pohyb obrobok (sústruženie, hobľovanie), alebo nástroj (vyvrtávanie, obrážanie, vŕtanie, vyvrtávanie, vystruhovanie, frézovanie, brúsenie).

Proces obrábania charakterizujú rezné podmienky, ktorými sú rezná rýchlosť v_c, hĺbka rezu a_p a posuv f.

Schéma pozdĺžneho sústruženia je na obr. 2.2. Na obrobku sú tri základné plochy: obrábaná (*1*), ktorá sa má obrábaním odstrániť, prechodová (*2*), ktorá vzniká v priebehu obrábania a je odstránená rezným klinom a obrobená (*3*), ktorá je výsledkom obrábania.



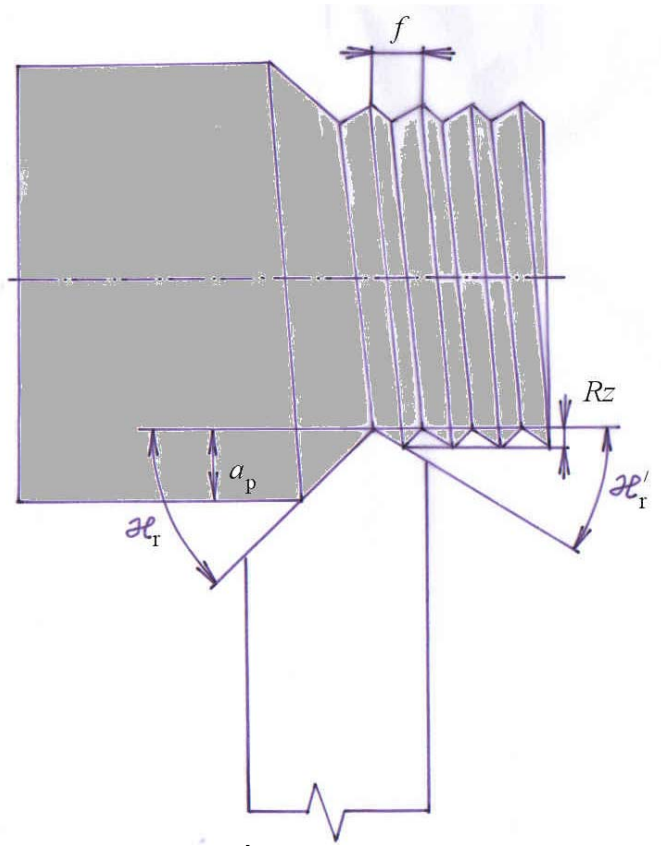
Obr. 2.2 Schéma polohy nástroja a obrobku pri sústružení. 1 – obrábaná plocha, 2 – prechodová plocha, 3 – obrobená plocha, v_c – vektor reznej rýchlosti, v_f – vektor rýchlosti posuvu, v – vektor rýchlosti rezného pohybu

Rezná rýchlosť v_c je pri sústružení obvodová rýchlosť obrobku, definovaná na priesečníku reznej hrany a obrábanej plochy. Je definovaná:

$$v_c = \frac{\pi.D.n}{1000}, \text{ m.min}^{-1}, \tag{2.1}$$

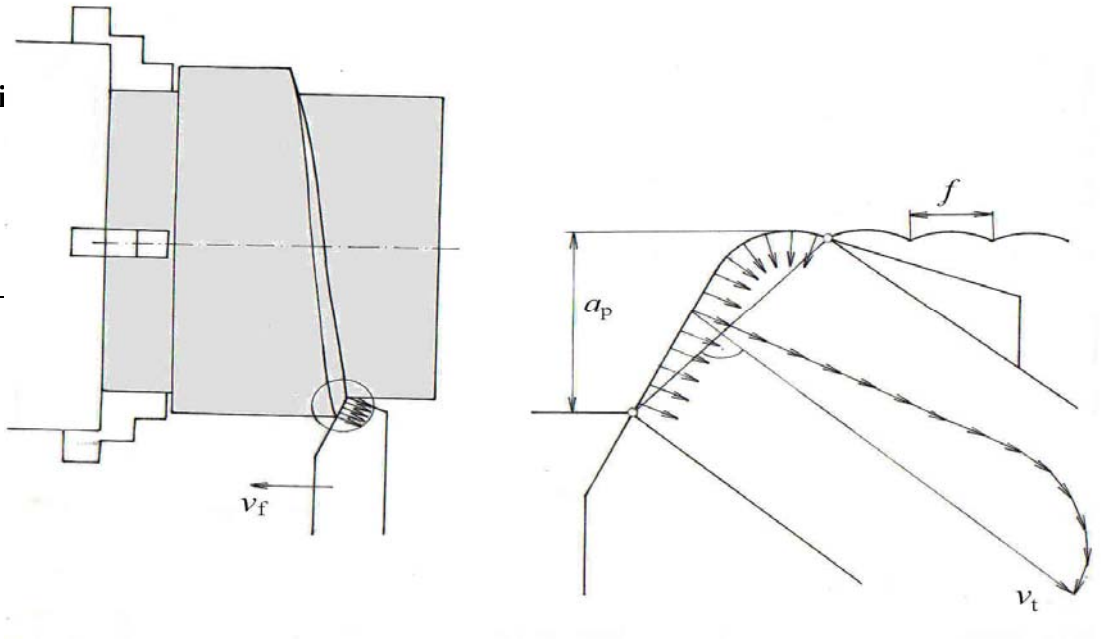
kde D je priemer obrábanej plochy, mm
n – frekvencia otáčania obrobku, min^{-1}

Definícia posuvu a hĺbky rezu pri sústružení je zrejmá z obr. 2.3. *Posuv f* je veľkosť posunutia nástroja počas jedného otočenia obrobku. Hĺbka rezu a_p je najkratšia vzdialenosť medzi obrábanou a obrobenou plochou.



Obr. 2.3 Definícia hĺbky rezu a posuvu pri sústružení

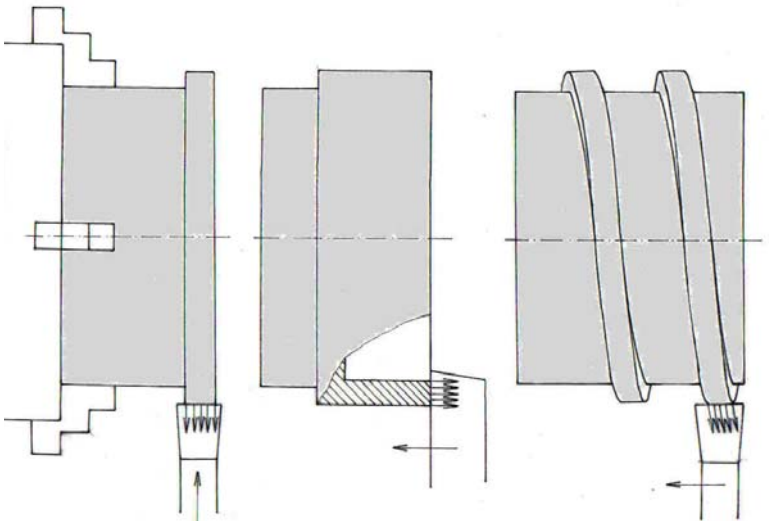
Všeobecne pri obrábaní rozoznávame viazaný a voľný rez. Ich definícia je na obr. 2.4 a 2.5.



Obr. 2.4 Schéma sústruženia nožom so zaobleným hrotom. a_p – hĺbka rezu, f – posuv, v_t – vektor rýchlosti odchodu triesky, v_f – rýchlosť posuvu

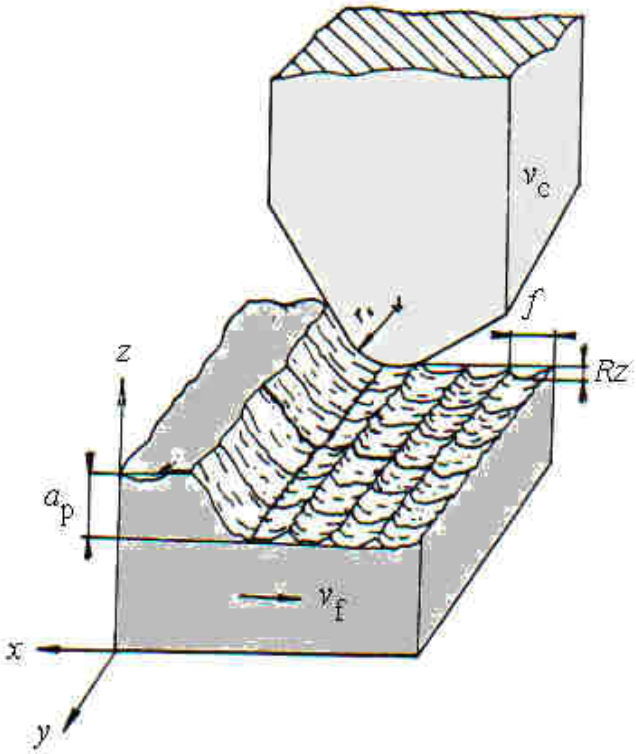
Schéma na obr. 2.4 predstavuje prípad „viazaného rezu“. Trieska má snahu odchádzať kolmo k reznej hrane. Pretože rezná hrana je zaoblená, dá sa smer odchodu triesky určiť po rozdelení reznej hrany na krátke úseky. Na jednotlivých úsekoch predpokladáme, že vektor rýchlosti pohybu triesky bude smerovať kolmo k reznej hrane. Sčítaním vektorov pohybu jednotlivých elementov triesky pozdĺž reznej hrany dostaneme výsledný vektor pohybu triesky. Iný spôsob je spojiť bod prieseku reznej hrany s obrábanou a obrobenou plochou a na spojnicu vytvoriť kolmicu, ktorá udáva smer odchodu triesky. Výsledok je identický.

Vhodnejšie podmienky obrábania vznikajú pri „voľnom reze“ (obr. 2.5). V tom prípade je smer odchodu triesky totožný so smerom pohybu elementov triesky. Nástroj je menej namáhaný a obrobený povrch je kvalitný, pretože nekopíruje polomer hrotu, ale len mikronerovnosti reznej hrany.



Obr. 2.5 Prípady voľného rezu pri sústružení. a – zapichovacie (radiálne) sústruženie, b – axiálne sústruženie s uhlom nastavenia hlavnej reznej hrany 90^0, c – sústruženie vonkajšieho priemeru závitu

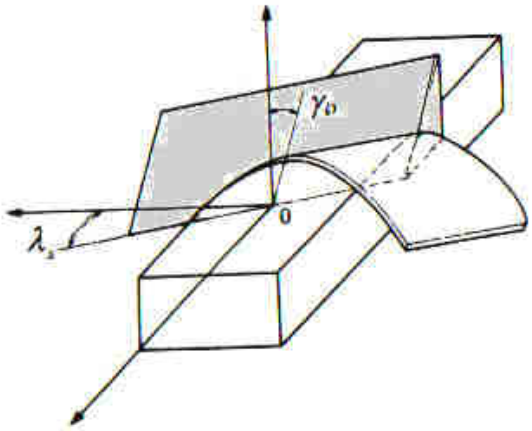
Podobne možno definovať rezné podmienky pri ostatných metódach obrábania. Na obr. 2.6 je schéma hobľovania, resp. obrážania.



Obr. 2.6 Parametre obrábania pri hobľovaní a obrážaní. a_p- hĺbka rezu, f – posuv, Rz – najväčšia výška nerovností profilu, r_ε - polomer zaoblenia hrotu nástroja

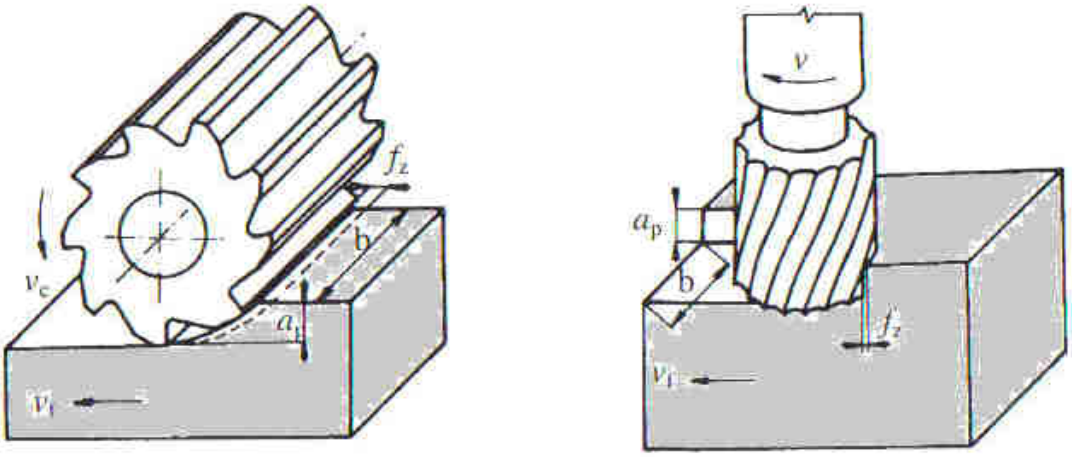
Na obr. 2.7 je schéma voľného rezu pri hobľovaní (tiež sa používa výraz „kosouhlý rez“, pretože rezná hrana je umiestnená šikmo k vektoru reznej rýchlosti

.

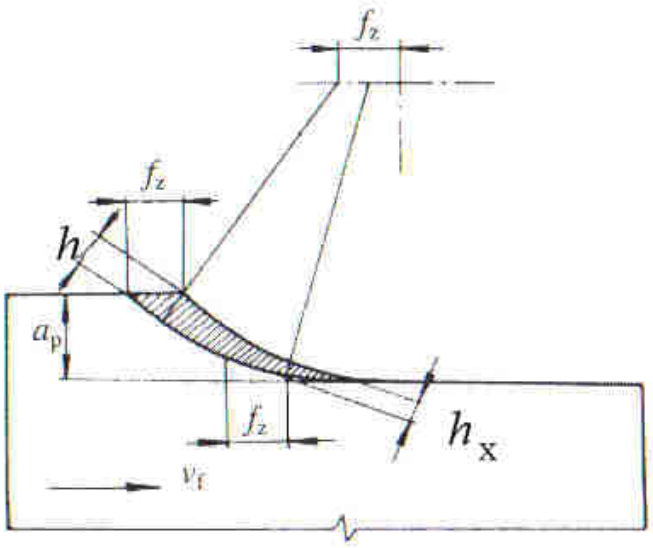


Obr. 2.7 Schéma voľného rezu pri hobľovaní

Viacklinové rezné nástroje, ako frézy a vrtáky majú posuv a hĺbku rezu definované podľa obr. 2.8 a 2.9.



Obr. 2.8 Schéma valcového a čelného frézovania. a_p – hĺbka rezu, f_z – posuv na zub, b – šírka rezu, v_f - rýchlosť posuvu, v_c – rezná rýchlosť



Obr. 2.9 Záber jedného zuba pri frézovaní valcovou frézou. a_a – hĺbka rezu, f_z – posuv na zub frézy, h – maximálna hrúbka triesky, h_x – okamžitá hrúbka triesky, v_f – rýchlosť posuvu

Posuv na zub frézy f_z je definovaný na obr. 2.9. Zub sa posunie po jeho prechode od prvého dotyku po vyjdení zo záberu vo výške a_p o hodnotu f_z . Po prejdení celej otáčky však zub prejde dráhu definovanú ako posuv na otáčku, f. Platí. $f_z = \frac{f}{z}$, kde z je počet zubov frézy.

Na výpočet strojového času však potrebujeme vedieť dráhu, ktorú prejde nástroj za časovú jednotku, napr. min. Preto je definovaný „minútový posuv“:

$$f_m = f.n = f_z.\ z.\ n,\ \text{mm.min}^{-1}, \qquad (2.2)$$

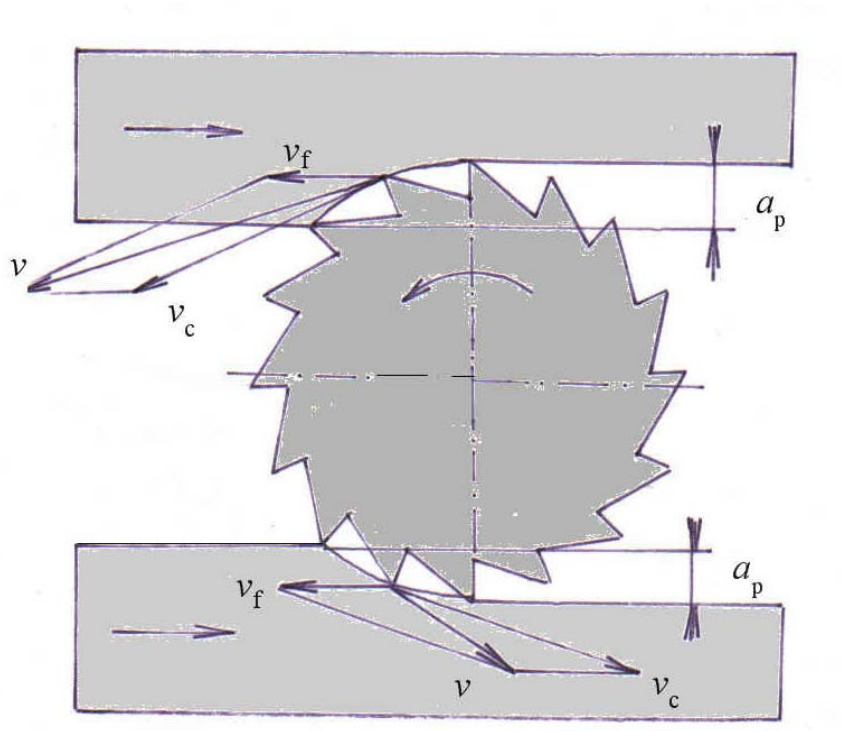
kde n je frekvencia otáčania frézy, min^{-1}.

Potom čas frézovania obrobku (strojový čas):

$$\tau_s = \frac{l}{f_m} = \frac{l}{f_z.z.n}, \text{ min}, \tag{2.3}$$

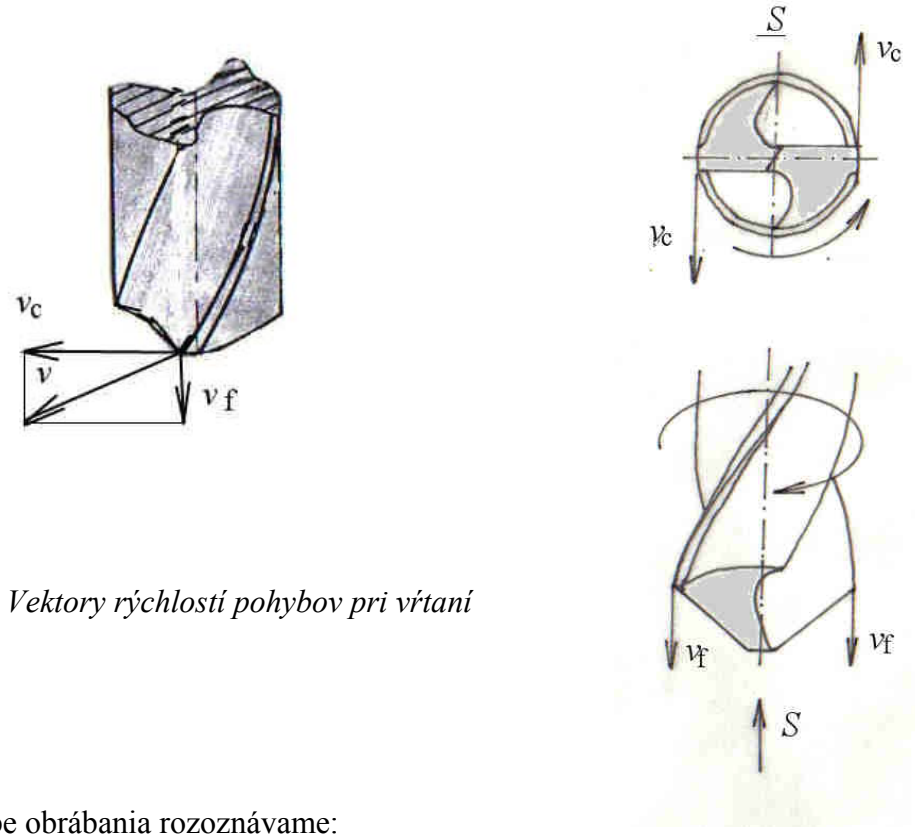
kde l je dĺžka obrábanej plochy + nábeh a výbeh frézy.

Kinematika frézovania je zrejmá z obr. 2.10. Poznáme súsmerné a protismerné frézovanie. Smer vektora rýchlosti rezného pohybu v je v oboch prípadoch odlišný. V prvom prípade je smer vektora rýchlosti posuvu totožný so smerom vektora obvodovej rýchlosti nástroja. Pri protismernom frézovaní je smer vektora rýchlosti posuvu orientovaný proti smeru vektora obvodovej rýchlosti nástroja.



Obr. 2.10 Schéma súsmerného a protismerného frézovania.

Vektory reznej rýchlosti a rýchlosti posuvu pri vŕtaní skrutkovitým vrtákom sú na obr. 2.11.



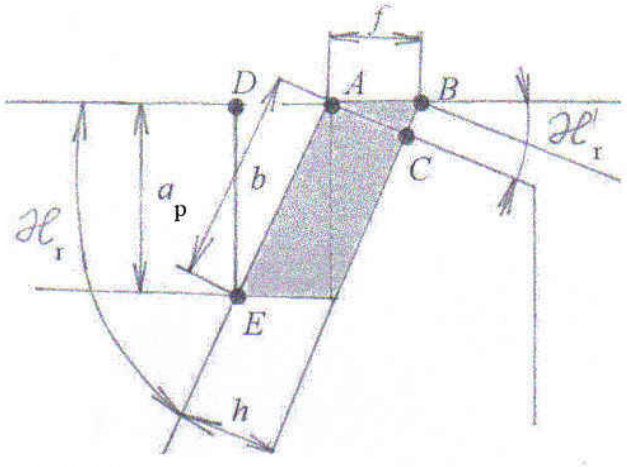
Obr. 2.11 Vektory rýchlostí pohybov pri vŕtaní

Pri každom spôsobe obrábania rozoznávame:

- technologické parametre (ktoré sa dajú nastaviť na obrábacom stroji): hĺbka rezu a_p; posuv f; frekvencia otáčania n (alebo odvodená rezná rýchlosť $v_c = \frac{\pi.D.n}{1000}$)
- fyzikálne parametre (ktoré súvisia s procesom odoberania materiálu): šírka odrezávanej vrstvy b, hrúbka odrezávanej vrstvy h ,rýchlosť rezného pohybu: v.

Ich vzájomný vzťah je zrejmý pri sústružení z obr. 2.12.

Obr. 2.12. Interakcia technologických a fyzikálnych parametrov pri sústružení



Z trojuholníka *ABC* platí:

$$h = f.\sin\kappa_r \tag{2.4}$$

a z trojuholníka *ADE*:

$$b = \frac{a_p}{\sin\kappa_r} \tag{2.5}$$

Pre plochu prierezu rezu platí:

$$S = h.b = f.\sin\kappa_r.\frac{a_p}{\sin\kappa_r} = f.a_p. \tag{2.6}$$

Pritom trojuholník *ABC* sa zanedbáva.

3 REZNÉ NÁSTROJE

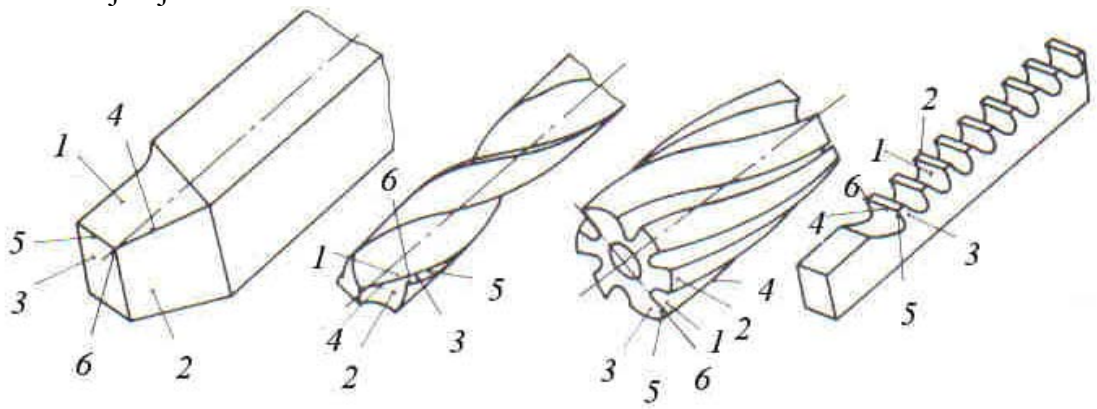
3.1 Nástroj ako geometrické teleso

Rezný nástroj je aktívnym činiteľom procesu obrábania. Zabezpečuje vytváranie triesky a obrobeného povrchu. Spolu s obrábacím strojom a obrobkom tvorí *sústavu* obrábania. Funkčným prvkom nástroja je rezný klin.

Časť nástroja, ktorá je v kontakte s obrobkom je rezná časť nástroja. Tvorí ju rezná hrana, čelná a chrbtová plocha a skladá sa z jedného, alebo viacerých rezných klinov. Podľa počtu rezných klinov rozlišujeme nástroje:

- jednoklinové (sústružnícke, vyvŕtávacie, hobľovacie nože),
- dvojklinové (vrtáky),
- viacklinové : s definovanou geometriou (frézy, závitníky)
  s nedefinovanou geometriou (brúsne nástroje)

Geometria rezných nástrojov je definovaná v norme STN ISO 3002. Pohľad na hlavné typy rezných nástrojov je na obr. 3.1.



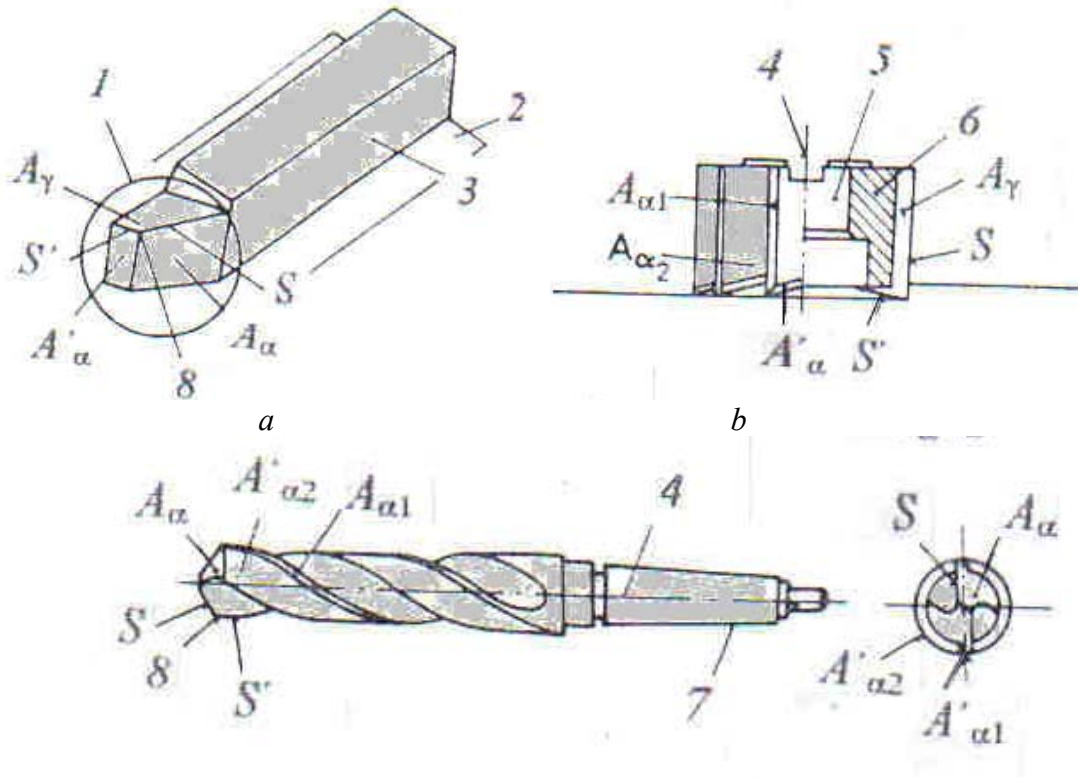
Obr. 3.1 Dôležité plochy a hrany na rozličných rezných nástrojoch. a - sústružnícky nôž, b – skrutkovitý vrták, c- valcová fréza, d - preťahovací tŕň; 1- čelná plocha, 2 -hlavná chrbtová plocha, 3 - vedľajšia chrbtová plocha, 4 - hlavná rezná hrana, 5 - vedľajšia rezná hrana, 6- hrot nástroja

Hlavné časti nástroja sú:

- nástrojový držiak (stopka) – časť nástroja, slúžiaca na jeho upevnenie vonkajším povrchom,
- upínací otvo*r* – časť nástroja na jeho upevnenie (vystredenie) vnútorným povrchom
- teleso nástroja – časť nástroja, na ktorej sú vytvorené, alebo upevnené rezné časti nástroja,
- rezný klin – časť nástroja, vytvorená čelnou a chrbtovou plochou
- os nástroja – teoretická priamka, ktorá prechádza stredovou čiarou stopky, alebo upínacej diery. Ak voľba osi nie je jednoznačná, musí ju určiť konštruktér.

Tvar rezného klina charakterizujú tvoriace plochy a uhly. Rezný klin má tieto plochy:

čelnú plochu A_γ, hlavnú chrbtovú plochu A_α a vedľajšiu chrbtovú plochu A_α'. Označenie jednotlivých plôch na sústružníckom noži, fréze a vrtáku je na obr.3.2. Priesečnice čelnej plochy a chrbtových plôch sú rezné hrany.



Obr. 3.2 Definícia rovín a plôch reznych nástrojov. a – sústružnícky nôž, b – čelná fréza, c – vrták; 1 – rezná časť nástroja, 2 – základňa, 3 –držiak nástroja, 4 –os nástroja, 5 –upínací otvor, 6 – teleso nástroja, 7 – stopka nástroja (upínací kužeľ), 8 – hrot nástroja

Aby sme mohli opísať a definovať proces obrábania, musíme poznať jednotlivé prvky geometrie nástroja, čiže uhly reznej časti nástroja. Určujú sa v dvoch súradnicových sústavách:

- Nástrojová súradnicová sústava (statická), ktorá sa používa na určenie geometrie nástroja pri konštrukcii, výrobe a kontrole. Jednotlivé uhly definované v tejto sústave nazývame nástrojové rezné uhly. Nástroj posudzujeme z hľadiska geometrického tvaru.
- Pracovná nástrojová sústava (kinematická), podľa ktorej sa určuje geometria nástroja v priebehu procesu obrábania. Uhly v tejto sústave sú pracovné rezné uhly.

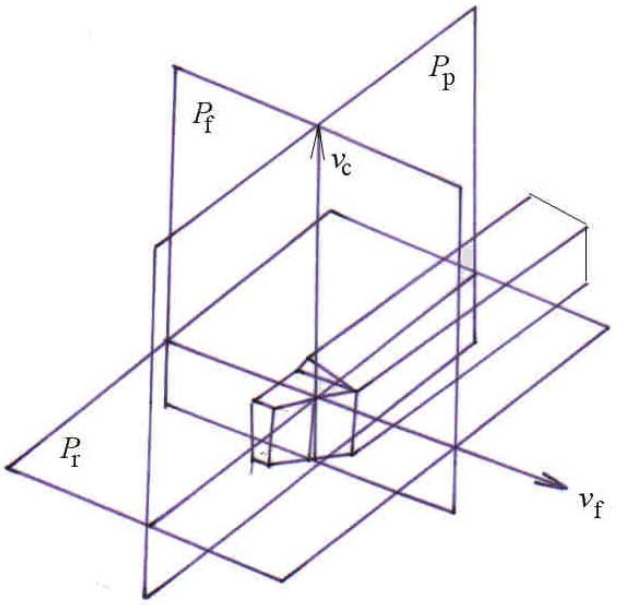
Roviny súradnicovej sústavy označujeme symbolom, zloženým z písmena P a indexu, ktorý určuje druh roviny, napr.:

- ortogonálna nástrojová rovina P_o,
- základná nástrojová rovina P_r,
- bočná nástrojová rovina P_f,
- zadná nástrojová rovina P_p,
- normálová nástrojová rovina P_n.

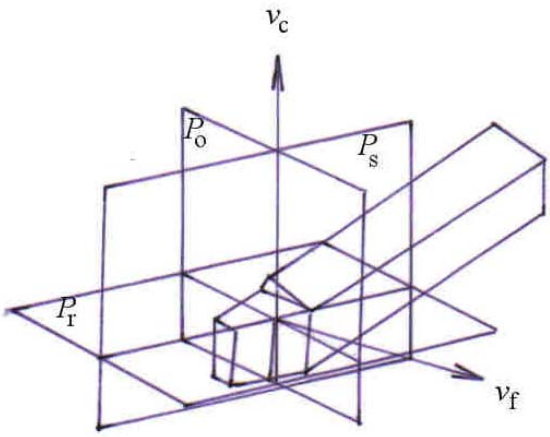
Pri konštruovaní rezných nástrojov sa používajú aj ďalšie roviny, nevyhnutné na definovanie tvaru rezného nástroja.

Uhly sa označujú symbolom, ktorý sa skladá z písmena gréckej abecedy a indexu určujúceho rovinu, v ktorej sa uhol meria.

Jednotlivé roviny sú znázornené na pravom uberacom sústružníckom noži na obr. 3.3.

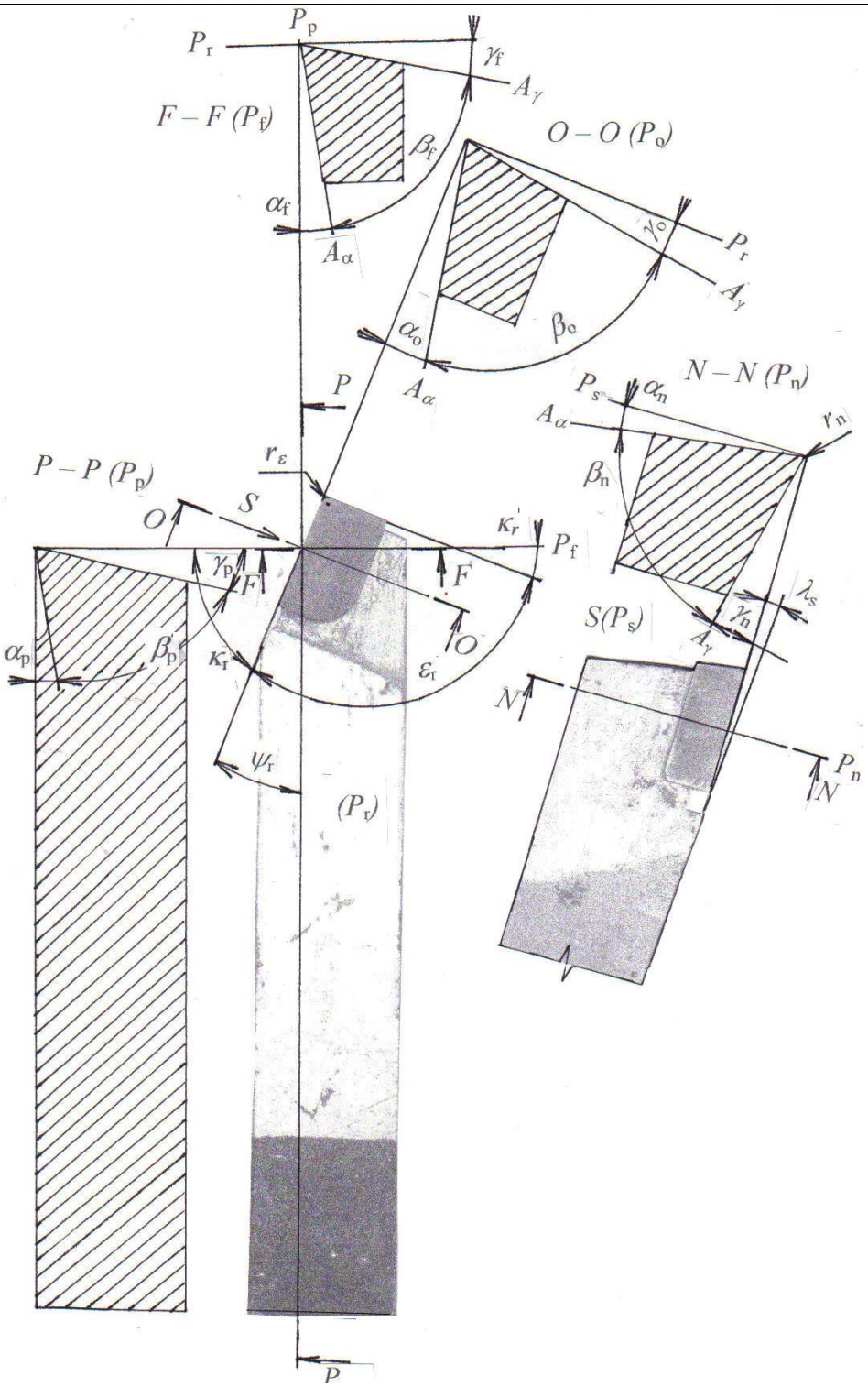


Obr. 3.3 Definícia súradnicových rovín sústružníckeho noža.
P_p – zadná nástrojová rovina,
P_f – bočná nástrojová rovina,
P_o – ortogonálna nástrojová rovina,
P_s – nástrojová rovina reznej hrany,
P_r – základná nástrojová rovina



Pomocou uvedených rovín možno teraz definovať jednotlivé nástrojové uhly na obr. 3.4:

- ortogonálny nástrojový uhol chrbta α_o – uhol medzi plochou chrbta A_α a nástrojovou rovinou reznej hrany P_s v ortogonálnej nástrojovej rovine P_o,
- normálový nástrojový uhol chrbta α_n – uhol medzi plochou chrbta A_α a nástrojovou rovinou reznej hrany P_s, meraný v normálovej rovine P_n,
- bočný nástrojový uhol chrbta α_f – uhol medzi plochou chrbta A_α a nástrojovou rovinou reznej hrany P_s, meraný v nástrojovej bočnej rovine P_f,
- zadný nástrojový uhol chrbta α_p – uhol medzi plochou chrbta A_α a nástrojovou rovinou reznej hrany P_s, meraný v zadnej nástrojovej rovine P_p.



Obr. 3.4 Nástrojové uhly sústružníckeho noža (pravý uberák)

Podobne definujeme ďalšie nástrojové uhly, napr.:

- ortogonálny nástrojový uhol rezného klina β_o – uhol medzi plochou čela A_γ a plochou chrbta A_α v ortogonálnej nástrojovej rovine P_o,

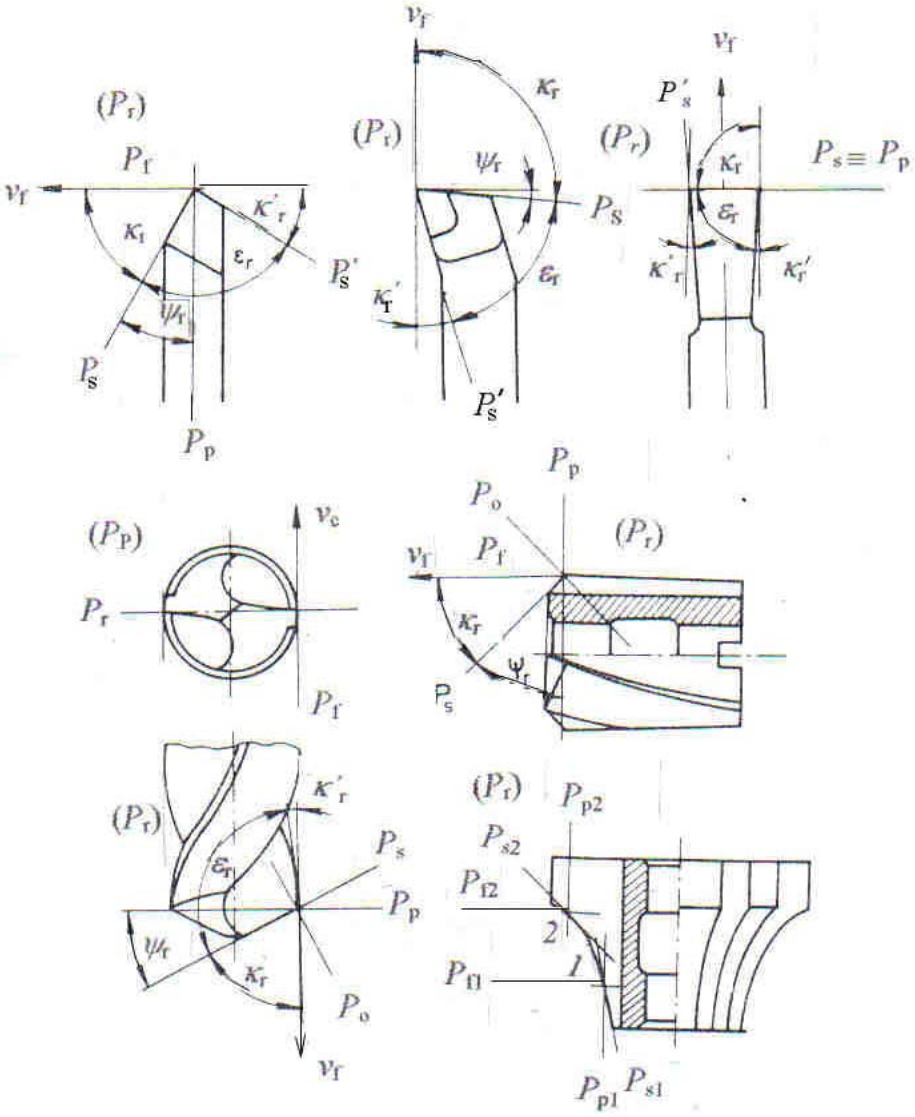
- ortogonálny nástrojový uhol čela γ_o – uhol medzi plochou čela A_γ a základnou rovinou P_r v ortogonálne nástrojovej rovine P_o.

Pre každú reznú rovinu platí, že súčet uhlov je 90^0, napr.:

$$\alpha_n + \beta_n + \gamma_n = 90^0 \qquad (3.1)$$

K technologicky dôležitým uhlom patria podľa obr. 3.5:

- nástrojový uhol nastavenia hlavnej reznej hrany κ_r – uhol medzi rovinou reznej hrany P_s a bočnou rovinou P_f v základnej rovine,
- nástrojový uhol sklonu reznej hrany λ_s – uhol medzi reznou hranou S a základnou rovinou P_r v rovine reznej hrany P_s. Z obr. 1.28 vyplýva, že jeho skutočnú veľkosť určíme pri pohľade smerom S.
- nástrojový uhol hrotu ε_r – uhol medzi rovinou hlavnej reznej hrany P_s a rovinou vedľajšej reznej hrany P_s' a je definovaný v základnej rovine,
- nástrojový uhol nastavenia vedľajšej reznej hrany κ_r' zvierajú roviny P_s' a P_f.

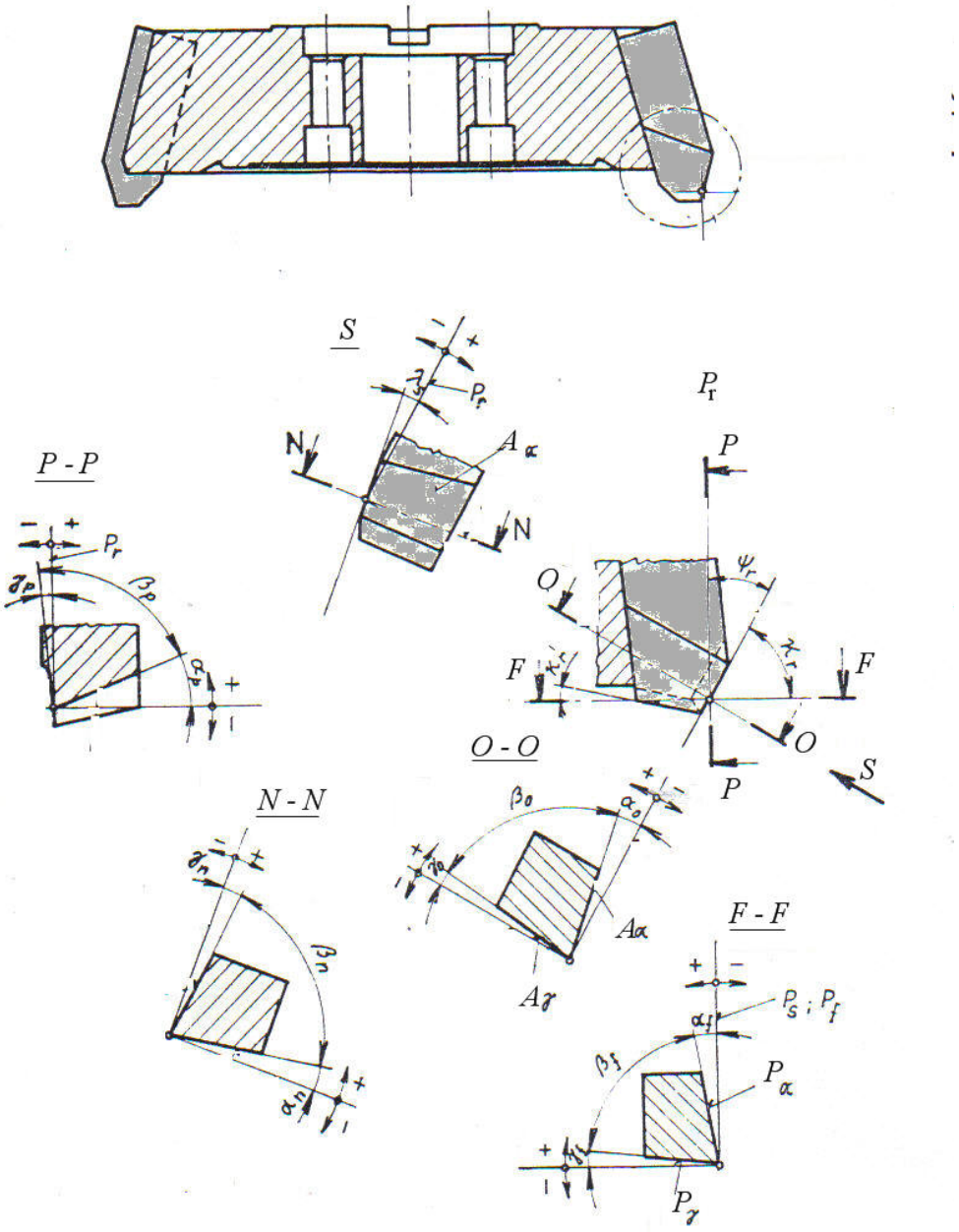


Obr. 3.5 Nástrojové uhly v základnej rovine pri jednotlivých typoch rezných nástrojov. a – sústružnícky nôž, b – skrutkovitý vrták, c – čelná fréza, d – modulová fréza,

Pre uhly v základnej rovine platí:

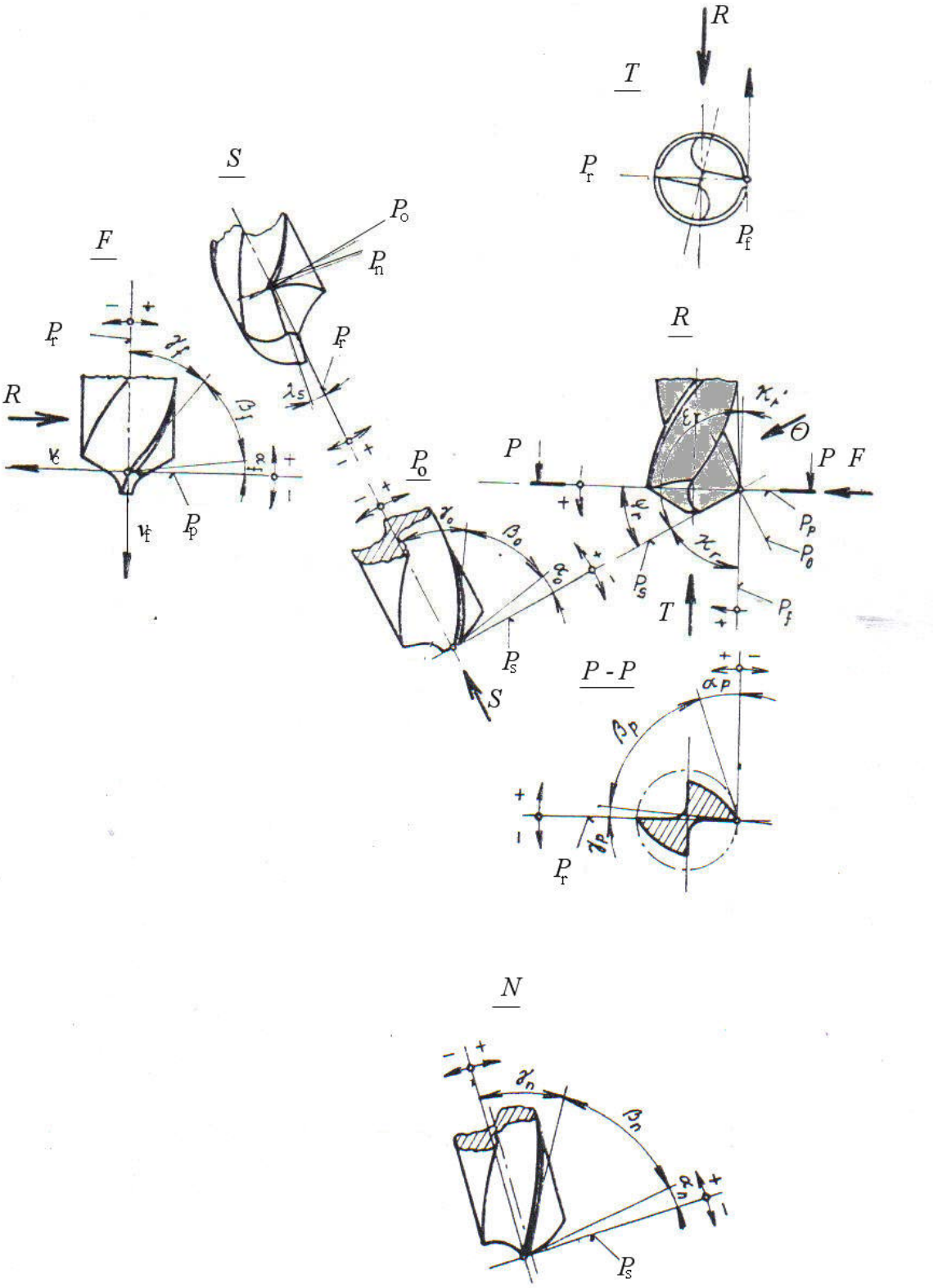
$$\kappa_r + \varepsilon_r + \kappa_r' = 180^0 \qquad (3.2)$$

Podobne možno identifikovať nástrojové uhly u ľubovoľného rezného nástroja. Napr. frézovacia hlava predstavuje vlastne sústavu jednoduchých nožov podľa obr. 3.6.



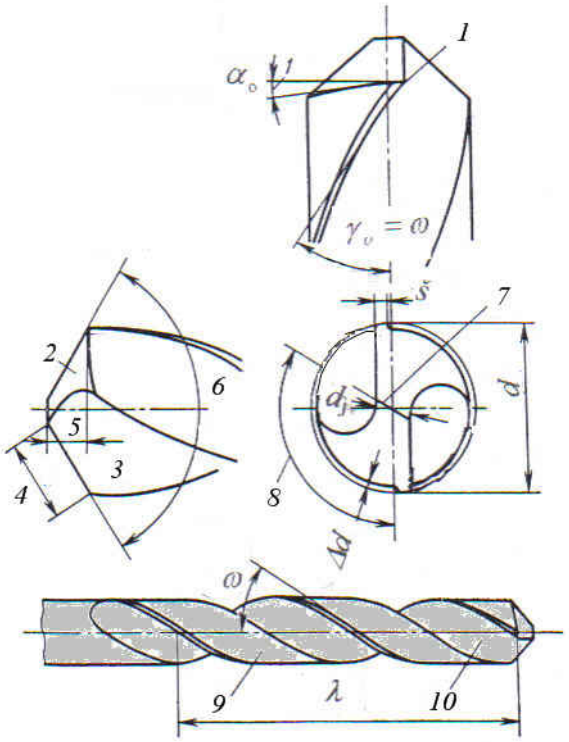
Obr. 3.6 Kompletná geometria zubov frézovacej hlavy

Na obr. 3.7 je nástrojová geometria skrutkovitého vrtáka v jednotlivých rovinách.



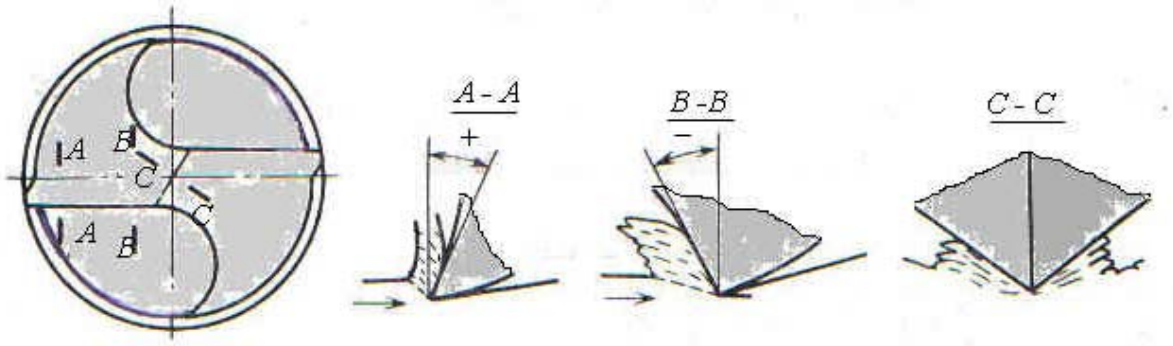
Obr. 3.7 Geometrické parametre skrutkovitého vrtáka

Podrobnejšie sú parametre skrutkovitého vrtáka zrejmé z obr. 3.8.



Obr. 3.8 Parametre skrutkovitého vrtáka. 1 – hrot, 2 – chrbát, 3 – čelo, 4 – dĺžka hlavnej reznej hrany, 5 – výška vrcholu vrtáka, 6 - vrcholový uhol, 7 – prechodová rezná hrana, 8 – uhol sklonu prechodovej reznej hrany, 9 –znížený obvod vrtáka, 10 – drážka na odvod triesky, Δd – zníženie priemeru vrtáka, d_j - priemer jadra vrtáka, d – priemer vrtáka, λ – stúpanie skrutkovice vrtáka, ω – uhol stúpania skrutkovice, š – šírka fazetky

Nedostatkom skrutkovitých vrtákov je existencia prechodovej reznej hrany. Na obr. 3.9 sú znázornené rezy reznou hranou vrtáka v rozličných miestach.



Obr. 3.9 Schéma tvorenia triesky v rozličných prierezoch rezných hrán vrtáka

Vidno, že pozdĺž reznej hrany vrtáka dochádza k výraznej zmene uhla čela. V mieste hrotu nástroja je uhol čela rovný uhlu stúpania skrutkovice vrtáka. V mieste prechodovej reznej hrany je uhol čela výrazne záporný, rezná rýchlosť je minimálna, preto dochádza

k intenzívnej plastickej deformácii materiálu. Na odstránenie tohto nedostatku sa realizujú úpravy vrtákov, napr. skrátenie priečnej reznej hrany podbrusom (obr. 4.14).

Na zmenšenie plochy styku valcovej časti vrtáka s obrobenou plochou je potrebné u vrtákov väčších priemerov vytvoriť fazetku, šírky *š*. Ostatná časť vrtáka je znížená o hodnotu Δd.

V technologickej praxi sa najviac stretávame s uhlami γ_o; α_o; λ_s; κ_r, ktoré určujú tvar rezného klina. Údaj sa dopĺňa o polomer hrotu noža r_ε.

Pri bežnom používaní pojmov sa označenie „nástrojový“ vynecháva, ak je jasný význam vety a nemôžu sa zameniť pojmy.

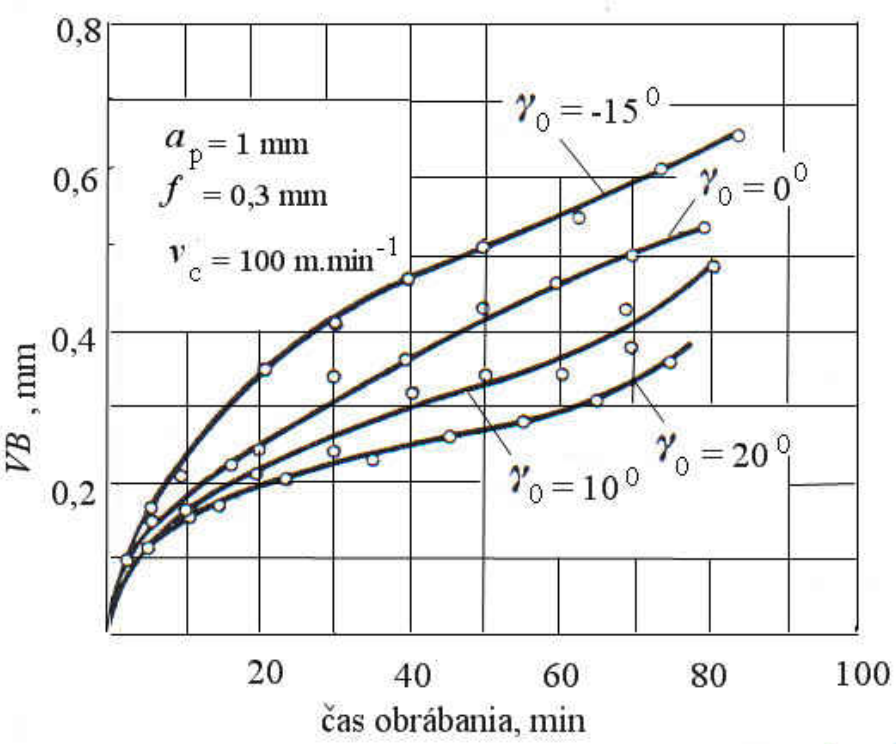
Poznanie veľkosti uhlov v jednotlivých rovinách má význam z hľadiska ich funkcie v procese obrábania na dosiahnutie príslušného uhla ostrením sa používajú mechanické a automatizované prípravky a zariadenia.

Nástrojové uhly sa kontrolujú v jednotlivých rovinách odpovedajúcimi meradlami.

Veľkosť jednotlivých uhlov má pre technológa mimoriadny význam, pretože nimi môže výrazne ovplyvňovať proces obrábania. Uhly je potrebné meniť v závislosti na mechanických vlastnostiach obrábaného materiálu, tuhosti použitého stroja, požadovanej presnosti obrábania a kvality obrobeného povrchu a ďalších faktorov.

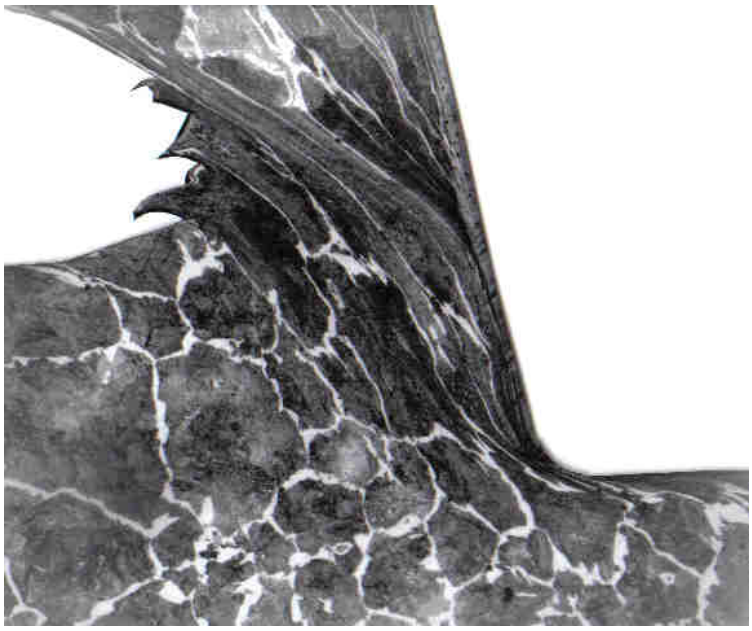
Na proces obrábania najviac vplýva uhol čela γ_o. Pri zápornom uhle čela sa zvyšuje intenzita plastickej deformácie a trenie triesky o čelo noža, rastie rezná sila a intenzita opotrebenia nástrojov.

Dôkazom tejto skutočnosti je diagram na obr. 3.10 kde vidno výrazný vplyv uhla čela na intenzitu opotrebenia nástroja [16] .



Obr. 3.10 Experimentálna závislosť opotrebenia nástroja na chrbte VB na čase obrábania u nástrojov s rozličným uhlom čela γ_o

Na obr. 3.11 je metalografický výbrus koreňa triesky, získaného pri obrábaní nástrojom so záporným uhlom čela. V trieske vidno výraznú plastickú deformáciu pôvodných zŕn kovu.

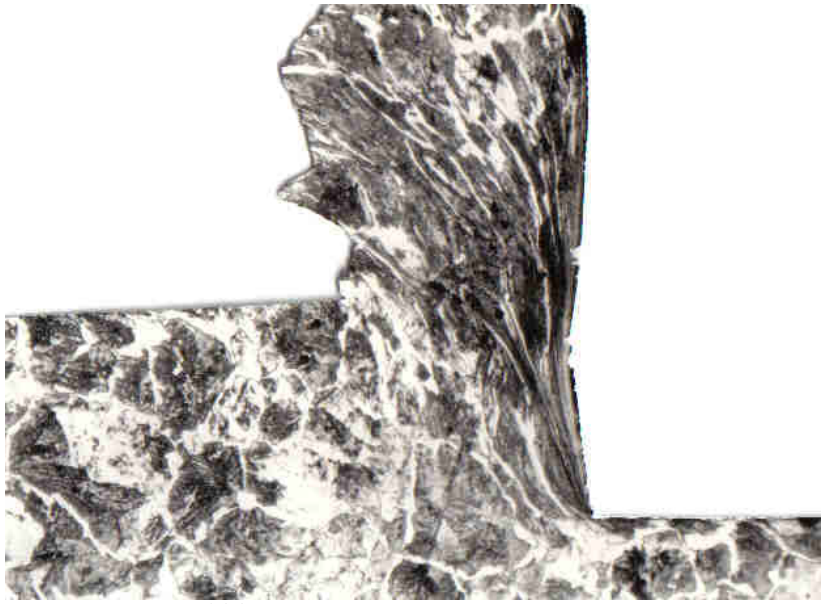


Obr. 3.11 Fotografia zóny tvorenia triesky pri obrábaní nástrojom so záporným uhlom čela. obrábaný materiál: oceľ C45, nástroj SK P 20, v_c = 100 m.min^{-1}

Žiada sa teda odporúčať čím väčší uhol čela. Na druhej strane však uhol čela ovplyvňuje hodnotu uhla rezného klina β_o, podľa vzťahu:

$$\beta_o = 90^0 - \alpha_o - \gamma_o. \qquad (3.3)$$

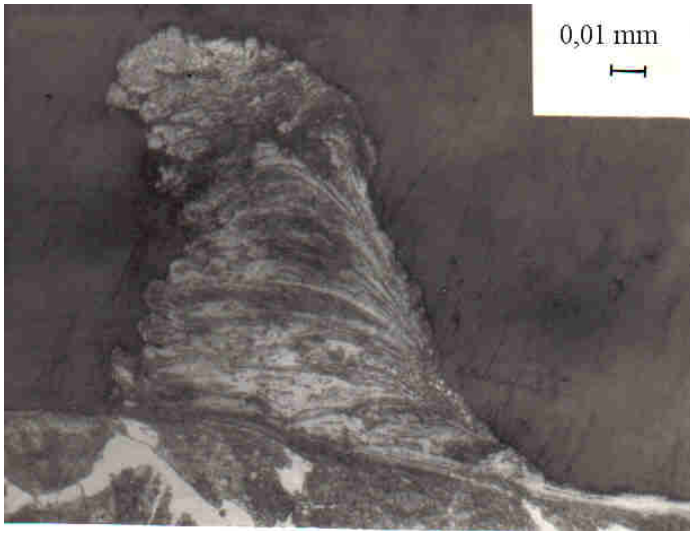
Veľkosť uhla rezného klina udáva pevnosť rezného klina v ohybe. Pri malom uhle β_o sa zmenšuje plocha prierezu rezného klina v kritickom mieste a vzniká nebezpečenstvo jeho mechanického poškodenia. Odolnosť rezného klina v ohybe pri veľkých uhloch β_o možno zvýšiť vytvorením fázky (krátkeho pomocného čela) pod záporným uhlom čela. Na obr. 3.12 je fotografia zóny tvorenia triesky pri obrábaní nástrojom s takouto úpravou.



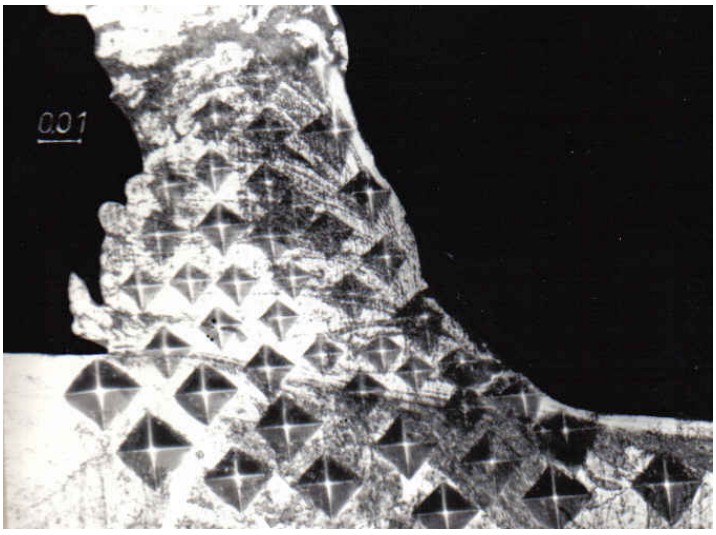
Obr. 3.12 Fotografia zóny tvorenia triesky, vzniknutej pri sústružení nástrojom s fázkou na čele

Stredné hodnoty uhlov čela pri obrábaní sa menia v rozsahu od + 45^0 do – 15^0. Uhly v hornej hranici kladných hodnôt sú vhodné pri obrábaní ľahkých kovov. Pri obrábaní ocelí strednej pevnosti sa používajú uhly čela 0^0 až + 5^0. Pri obrábaní tvrdých materiálov s malou húževnatosťou (napr. liatin) sa používajú nástroje so zápornými uhlami čela. Konkrétne hodnoty uhlov čela možno nájsť v príslušných technologických normatívoch.

Treba uviesť, že pri zväčšovaní uhla čela klesá intenzita plastickej deformácie v zóne tvorenia triesky, a tým sa zhoršuje aj tvar triesky. Trieska je húževnatejšia a ťažko sa láme na krátke úseky. Naopak, pri vysokých rezných rýchlostiach intenzita deformácie stúpa. Možno to dokumentovať tvorením triesky pri brúsení (obr. 3.13), keď je uhol čela dosahuje mimoriadne veľké záporné hodnoty (v danom prípade $\gamma_n = -50^0$)



a



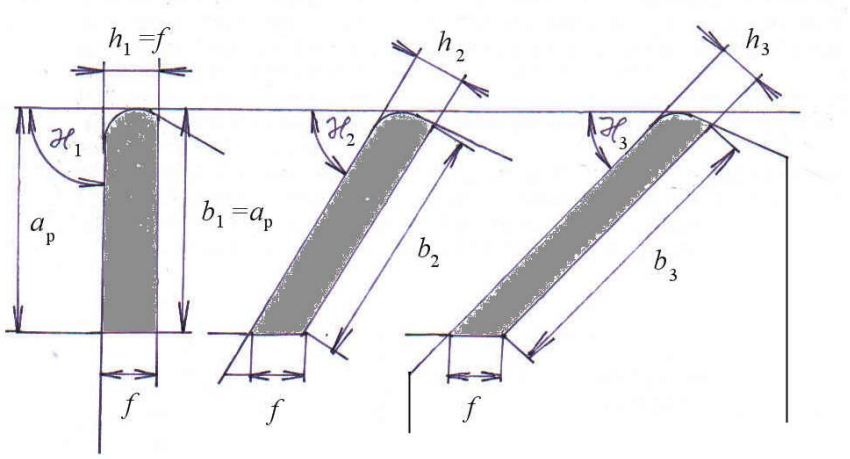
b

Obr. 3.13 Fotografia koreňa triesky pri brúsení. v_c = 30 m.s^{-1}a – leptaný výbrus, b – rovnaký výbrus s Vickersovými vpichmi na meranie mikrotvrdosti

Na prvej snímke vidno vláknitú štruktúru triesky, odkiaľ možno dedukovať vysokú intenzitu plastickej deformácie. Z veľkosti vpichov na obr. *b*, ktoré vznikli pri rovnakom silovom zaťažení ihlana vizuálne vidno rozdiel v spevnení materiálu v zónach nad a nad hranicou plastickej deformácie. Spevnenie materiálu je podstatne vyššie, ako pri sústružení (obr. 3.11). Pri vysokých rezných rýchlostiach, aké sa dosahujú pri brúsení (napr. 30 $m.s^{-1}$ (1 800 $m.min^{-1}$) nie je už pozorovateľný uhol textúry Φ_1.

Uhol chrbta α_o určuje polohu chrbta nástroja vzhľadom na prechodovú plochu, preto má vplyv na veľkosť trenia medzi chrbtovou plochou nástroja a prechodovou plochou obrobku. Pri malých uhloch chrbta je trenie intenzívne, zvyšuje sa opotrebenie nástroja a klesá jeho trvanlivosť. Pri veľkých uhloch chrbta však klesá pevnosť rezného klina a vniká nebezpečenstvo krehkého porušenia rezného klina. Bežne sa používajú hodnoty $\alpha_o \in \langle 4^0;12^0 \rangle$. Konkrétna hodnota uhla chrbta závisí na fyzikálnych vlastnostiach obrábaného materiálu, prierezu rezu a reznej rýchlosti. Menšie uhly sú vhodné pri obrábaní materiálov s vyššou pevnosťou, pri malých posuvoch a vyšších rezných rýchlostiach a naopak.

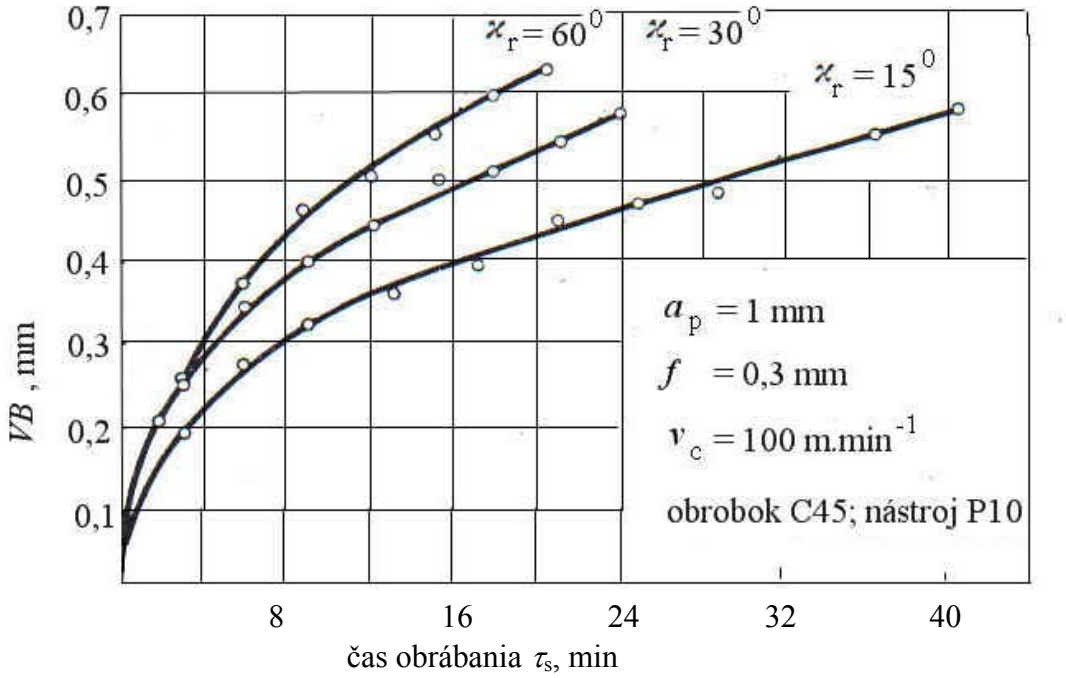
Uhol nastavenia hlavnej reznej hrany κ_r. ovplyvňuje tvar (štíhlosť) triesky, dĺžku reznej hrany v zábere a smer pôsobenia rezných síl. Zjednodušene sa tvar prierezu odrezávanej vrstvy pri rovnakom posuve a hĺbke rezu a rozličných uhloch nastavenia sa mení podľa obr. 3.14. Vidno, že so zmenšovaním nástrojového uhla nastavenia hlavnej reznej hrany sa zväčšuje šírka: $b_1 \langle b_2 \langle b_3$ a klesá hrúbka odrezávanej vrstvy: $h_1 \rangle h_2 \rangle h_3$, teda prierezu odrezávanej vrstvy je štíhlejší. Znamená to zväčšenie dĺžky reznej hrany v zábere, lepší odvod tepla deformácie do nástroja, iný prierez triesky.



Obr. 3.14 Tvar odrezávanej vrstvy pri sústružení v závislosti na uhle nastavenia hlavnej reznej hrany κ_r

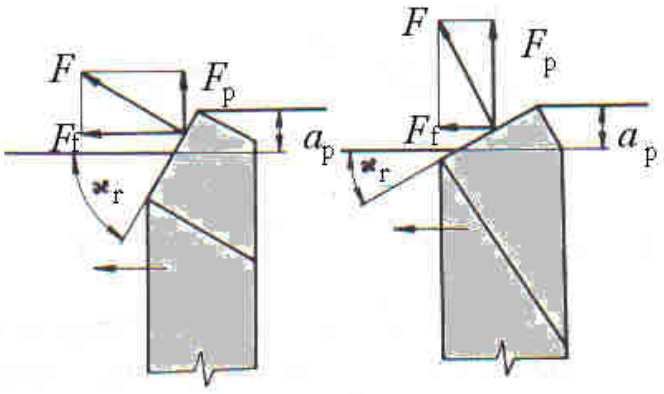
Mení sa hrúbka a šírka odrezávanej vrstvy, a tým aj triesky. Pri zväčšovaní uhla nastavenia hlavnej reznej hrany klesá rezný odpor, ale stúpa intenzita opotrebenia nástroja.

Dôkazom je diagram na obr. 3.15, ktorý predstavuje experimentálnu závislosť veľkosti opotrebenia na chrbte a nástrojového uhla nastavenia hlavnej reznej hrany [16].



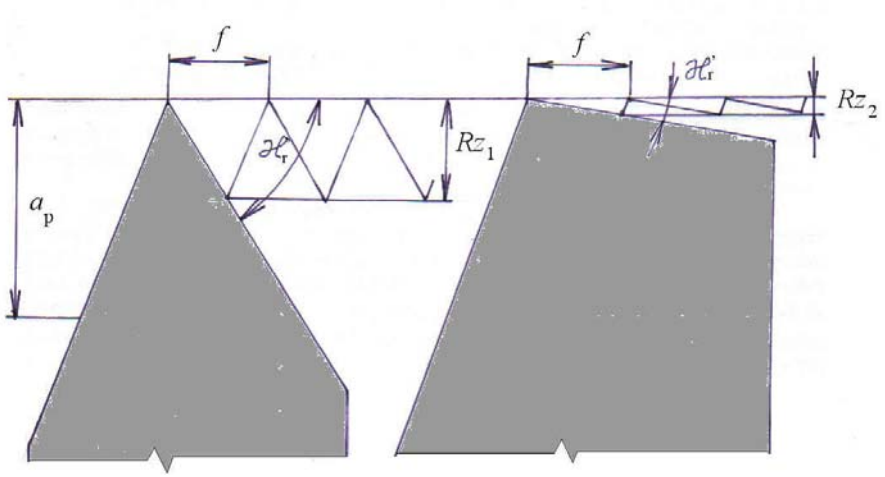
Obr. 3.15 Experimentálna závislosť šírky opotrebenej plôšky na chrbte noža VB na čase obrábania τ_s pri rozličných uhloch nastavenia hlavnej reznej hrany

Pri zmenšovaní uhla nastavenia rastie rezná sila F_p podľa obr. 3.16 a zväčšuje sa priehyb obrobku. Preto pri sústružení dlhých tenkých súčiastok, sústružení a vyvrtávaní hlbokých otvorov sa používa κ_r až 90^0. Menšie hodnoty sa používajú pri dostatočnej tuhosti technologickej sústavy, vyššie naopak.



Obr. 3.16 Zmena rezných síl F_p a F_f v závislosti na uhle nastavenia hlavnej reznej hrany

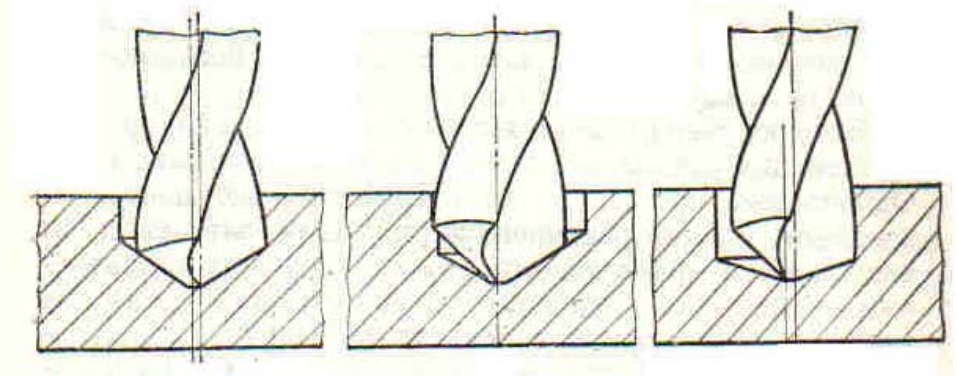
Uhol nastavenia vedľajšej reznej hrany κ_r' vplýva na výšku nerovností profilu. Platí to však len vtedy, ak polomer zaoblenia hrotu je výrazne menší ako posuv. Na obr. 3.17 je polomer hrotu abstrahovaný ako nulový.



Obr. 3.17 Vplyv uhla nastavenia vedľajšej reznej hrany κ_r na výšku nerovností profilu, ak posuv f je výrazne väčší ako polomer hrotu r_ε

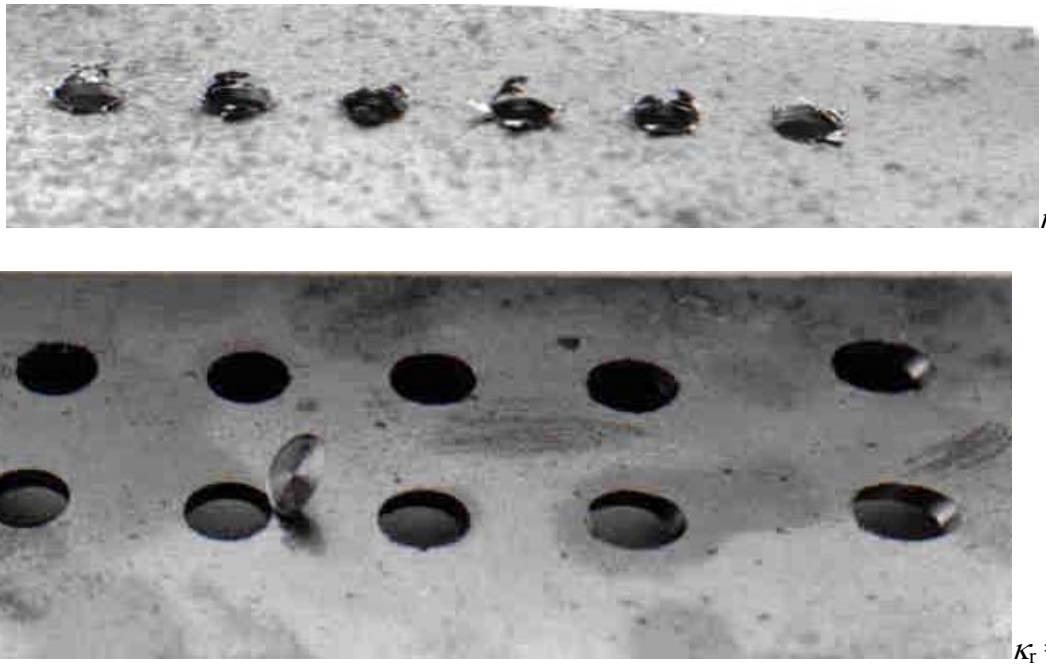
Dôležitú úlohu má uhol nastavenia skrutkovitých vrtákov. Pri nevhodnom ostrení vrtáka sa môžu vyskytnúť tri nedostatky (obr. 3.18):

- Os vrtáka neprechádza stredom priečnej reznej hrany a hlavné rezné hrany nemajú rovnakú dĺžku (*a*). Pri vŕtaní odoberá každý zub vrtáka triesku rozličnej šírky, čo spôsobuje nerovnomerné opotrebenie rezných hrán a vedie k deformácii otvoru.
- Os vrtáka prechádza cez stred priečnej reznej hrany a hlavné rezné hrany majú rozličné uhly nastavenia. V dôsledku toho nemajú rovnaké dĺžky, čo tiež vedie k zvýšenému opotrebeniu rezných hrán a deformácii otvoru (*b*).
- Stred priečnej hrany je posunutý od osi vrtáka pri rozličných dĺžkach rezných hrán (*c*). V tom prípade sa intenzívne opotrebuje priečna rezná hrana. Ak použijeme nástroj zo spekaného karbidu dochádza k vyštrbovaniu reznej hrany. Okrem toho sa ovplyvňuje tvar otvoru, priemer otvoru sa zväčšuje oproti priemeru vrtáka.
  Nesprávne ostrenie vrtáka vedie k nerovnomernému zaťaženiu zubov a dochádza k ich nerovnomernému opotrebeniu. Pri asymetrickom ostrení pracuje len jeden zub vrtáka a trvanlivosť vrtáka klesá až na polovicu.



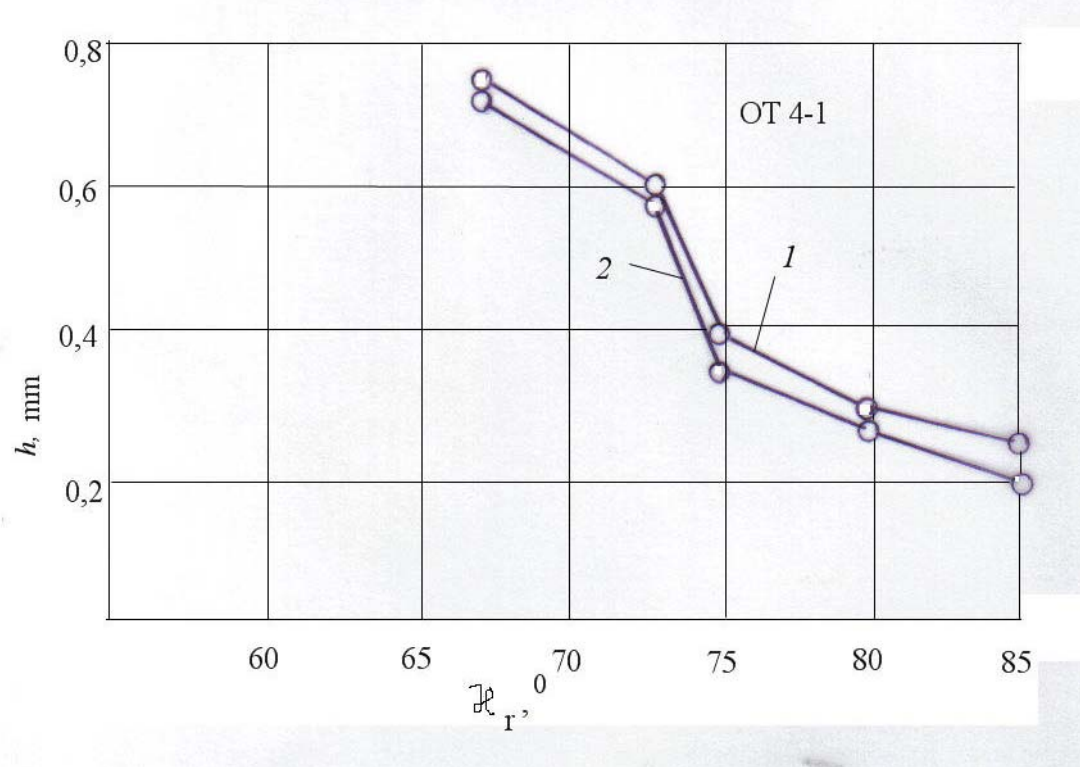
Obr. 3.18 Chyby ostrenia skrutkovitých vrtákov

Význam uhla nastavenia hlavnej reznej hrany pri vŕtaní tenkých plechov je zrejmý z obr. 3.19. Je to pohľad na miesto vychádzania vrtákov zo záberu. V prvom prípade vzniká rozmerný ostrapok, pri zmene uhla nastavenia je ostrapok výrazne menší.



Obr. 3.19 Vplyv uhla nastavenia hlavnej reznej hrany skrutkovitého vrtáka na kvalitu vŕtaných otvorov

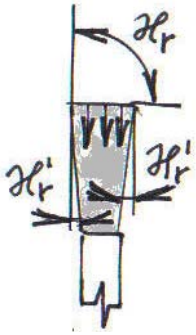
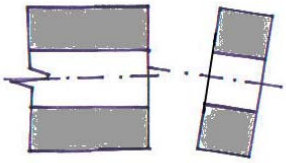
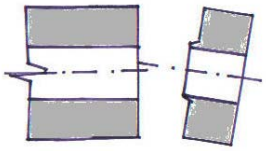
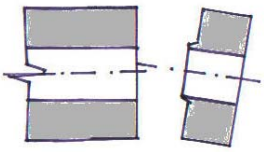
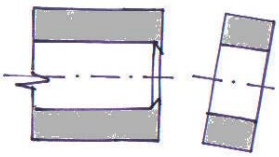
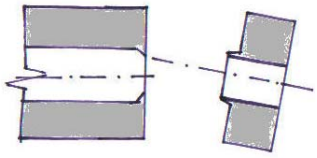
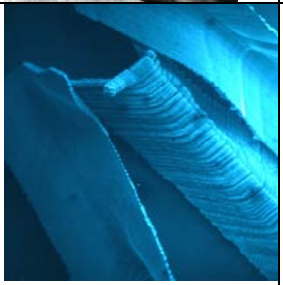
Diagram závislosti výšky ostrapku na veľkosti uhla nastavenia hlavnej reznej hrany pre prípad obrábania titánového plechu je na obr. 3.20. Vidno, že vplyv uhla nastavenia je výrazný a dá sa ním ovplyvniť kvalita vŕtania.



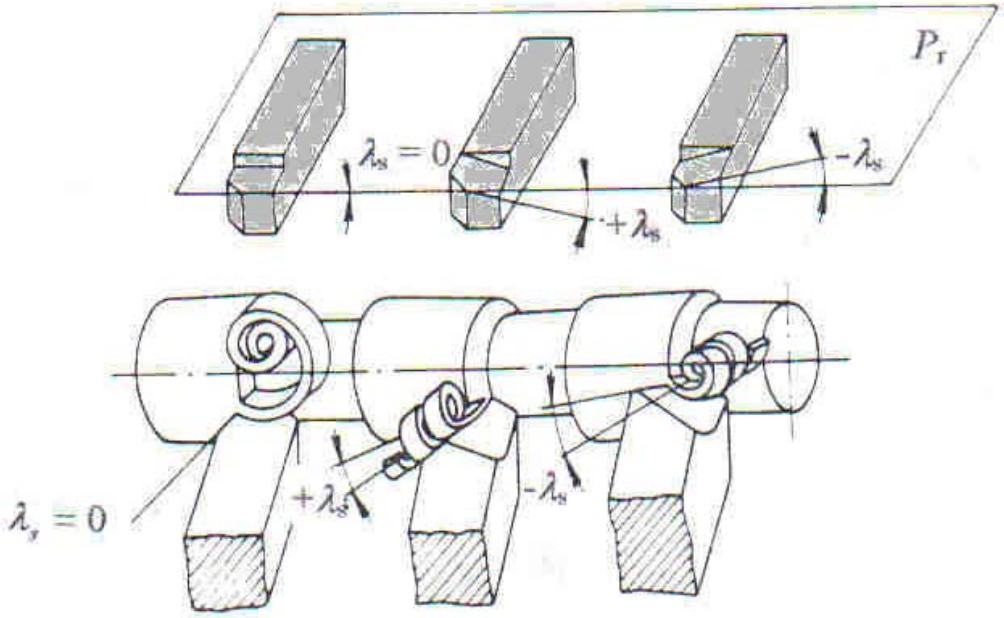
Obr.3.20 Príklad experimentálnej závislosti veľkosti ostrapkuh na uhle nastavenia. 1 – hrúbka plechu1,5 mm, 2 – 2 mm

Výrazný vplyv na priebeh a výsledky obrábania má uhol nastavenia na upichovacom noži. Problém upichovania spočíva v tom, že rozširujúca sa trieska je širšia ako drážka v obrobku. Dochádza k intenzívnemu treniu triesky o obrobenú stenu úpichu a poškodzuje ju. Zmena uhla nastavenia môže túto situáciu zmeniť. V tab. 3.1 sú nástroje s rozličnými uhlami nastavenia a ich vplyv na tvar obrobku a triesky.

Účinok zmeny uhlu nastavenia upichovacieho noža na tvar obrobku a triesky. Tab. 3.1

Tvar nástroja	Tvar obrobku	Tvar triesky	Poznámka.
			Trieska odchádza kolmo k reznej hrane. Je širšia ako čírka rezu. Poškodzuje obrobenú plochu. Ostrapky nevznikajú
			Trieska sa ohýba vo smere súčtu vektorov. Na upichnutom predvýrobku zostáva ostrapok
			Trieska je vyhnutá vo smere nastavenia reznej hrany. Na upichnutom predvýrobku ostáva ostrapok.
			Opačný prípad, ostrapok ostáva na rúrke
			Kríženie pohybu triesky. Trieska je silne deformovaná a je užšia ako medzera. Na rúrke aj predvýrobku je ostrapok.

Uhol sklonu reznej hrany λ_s ovplyvňuje smer odchodu triesky a pevnosť rezných klinov. Trieska má totiž tendenciu odchádzať vo smere kolmo k reznej hrane. Ak je rezná hrana rovnobežná so základnou rovinou, tento uhol je nulový. Ak hrot nástroja je najnižším bodom čela, ide o záporný uhol sklonu. V opačnom prípade je kladný. Na smer odchodu triesky vplýva však aj uhol čela. Pri obrábaní materiálov vyššej pevnosti a pri prerušovaných rezoch treba zásadne používať záporné uhly sklonu. Kladné hodnoty sa používajú pri obrábaní mäkkých materiálov a pri malých prierezoch triesky. Vplyv uhla sklonu reznej hrany na smer odchodu triesky pri nulovom uhle čela znázorňuje obr. 3.21.

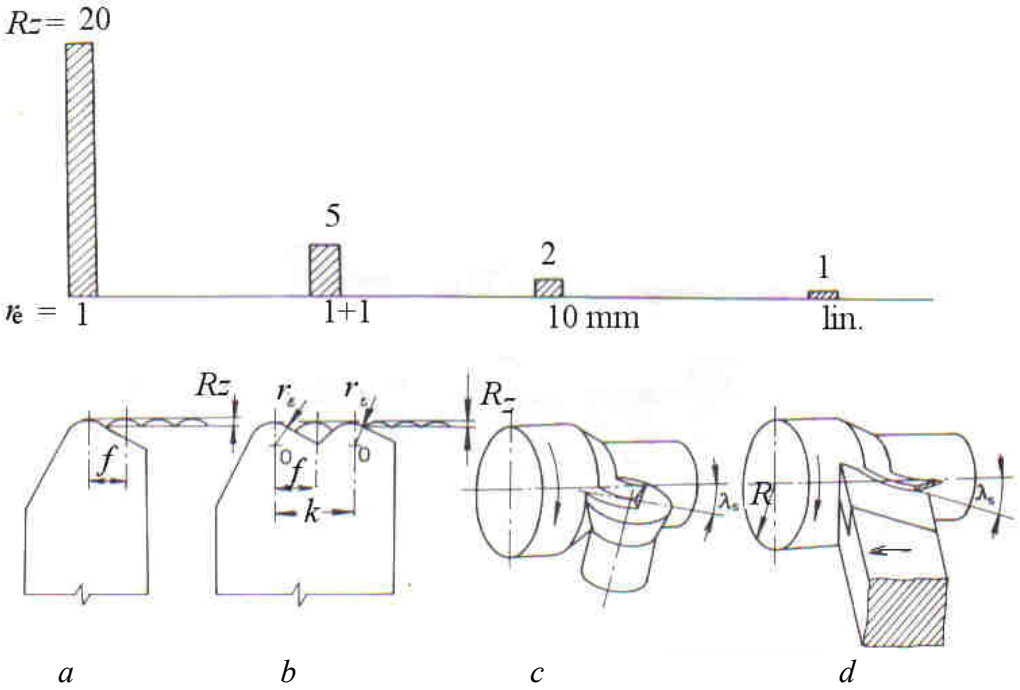


Obr. 3.21 Vplyv uhla sklonu reznej hrany λ_s na smer odchodu triesky pri $\gamma_o = 0^0$

Pri $\lambda_s = 0^0$ sa trieska stáča na prechodovú plochu, má zásadne tvar Archimedovej špirály s postupne rastúcim polomerom. Pri dosiahnutí dostatočného polomeru stáčania sa láme trením o prechodovú plochu. Pri kladnom uhle sklonu reznej hrany má trieska tendenciu stáčať sa do skrutkovice, orientovanej k obrábanej ploche. V zásade sa stáča do skrutkovice a pri dostatočnom polomere stáčania sa láme o obrábanú plochu. V tom prípade trieska odchádza do voľného priestoru a nepoškodzuje obrobok ani nástroj. Nepriaznivý prípad nastáva pri zápornom uhle sklonu reznej hrany. Trieska má tendenciu stáčať sa smerom k obrobenej ploche. Trením o obrobenú plochu môže zhoršovať kvalitu obrobeného povrchu. V nepriaznivom prípade môže vniknúť medzi vedľajšiu reznú hranu a obrobenú plochu a vyštrbiť nástroj.

Nástrojový polomer hrotu r_ε býva v rozsahu 0,2 – 5 mm a vplýva na veľkosť priečnej mikronerovnosti obrobeného povrchu. Zväčšovanie polomeru hrotu nástroja sa výrazne zmenšuje výška nerovností obrobeného povrchu Pri jeho zväčšovaní však narastá dĺžka styku reznej hrany s obrokom. Tým klesá hrúbka odrezávanej vrstvy, stúpa radiálna rezná sila, čo vedie ku kmitaniu technologickej sústavy. Preto pri väčších polomeroch sa odporúča zväčšiť súčasne uhol sklonu reznej hrany, čím sa dĺžka reznej hrany v zábere skráti.

Vplyv polomeru zaoblenia na najväčšiu výšku nerovností profilu *R* pri rozličných úpravách rezného klina je na obr. 3.22. Prvý prípad predstavuje klasické sústruženia zaobleným rezným klinom. V druhom prípade je použitý kombinovaný nástroj s dvoma hrotmi. Druhý hrot je umiestnený od prvého vo vzdialenosti $k = n.\frac{f}{2}$, kde *n* je nepárne číslo. Odrezáva teda vzniknutú vyvýšeninu profilu a tým zmenšuje výslednú nerovnosť povrchu.



Obr. 3.22 Vplyv polomeru hrotu noža r_e na Rz pri sústružení: a - bežným uberacím nožom, b - nožom s dvoma hrotmi, c - nožom s polomerom hrotu 10 mm, d - nožom s lineárnou reznou hranou ($r_\varepsilon = \infty$); f = 0,4 mm; polomer obrobku R = 20 mm

Na výpočet teoretických vzťahov: $Rz = f(f; r_\varepsilon; R; \lambda_s)$ platia pre jednotlivé prípady z obr. 3.22 nasledovné rovnice [55]:

a $$Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon}\text{; presnejší: } Rz = r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2}\text{;} \qquad (3.4)$$

b $$Rz = \frac{f^2}{32.r_\varepsilon}\text{;} \qquad (3.5)$$

c $$Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon.\cos\lambda_s}\text{;} \qquad (3.6)$$

d $$Rz = \sqrt{R^2 + \frac{f^2}{4.\cos\lambda_s}} - R\text{.} \qquad (3.7)$$

Ak nôž má veľký polomer, čím vzniká sklon ku kmitaniu (prípad *c*), musí byť sklonený pod uhlom λ_s (je aj v rovnici pre *Rz*). Ak je polomer $r_\varepsilon \Rightarrow \infty$ (nôž s lineárnou reznou hranou), nôž nemôže pracovať bez uhla sklonu (*d*). Ide o limitný prípad, pri ktorom je kvalita povrchu veľmi dobrá. Nástroj však pre problém malej hrúbky odrezávanej vrstvy nemôže pracovať pri malých posuvoch.

Sústruženie a frézovanie patria k málo výkonným procesom obrábania. Strojový čas, potrebný na obrobenie definovanej plochy obrobku sa totiž riadi známou závislosťou:

$$\tau_s = \frac{l}{f.n}, \tag{3.8}$$

kde *l* je dĺžka obrobku, *f* – posuv, *n* – frekvencia otáčania obrobku.

Po dosadení za $n = \frac{1000.v_c}{\pi.D}$ bude:

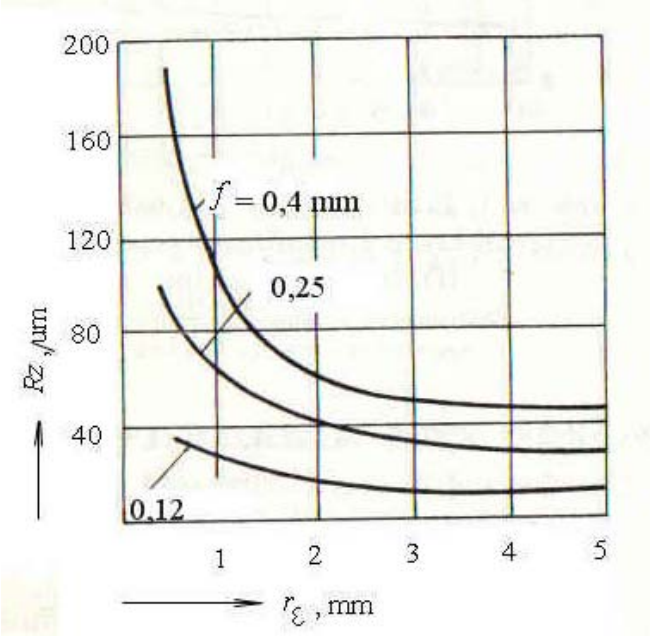
$$\tau_s = \frac{l.\pi.D}{1000.v_c.f}. \tag{3.9}$$

Strojový čas je teda možné skracovať zväčšovaním posuvu a reznej rýchlosti. Problematika zvyšovania rezných rýchlostí je v súčasnosti frekventovaná. Málo pozornosti sa venuje druhému parametru – posuvu. Ak vezmeme do úvahy vzťah pre najväčšiu výšku nerovností profilu: $Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon}$, vidno, že s rastom posuvu *f* sa kvalita obrobeného povrchu prudko zhoršuje. Naopak, zlepšuje sa pri zväčšovaní polomeru zaoblenia hrotu nástroja r_ε. Po dosadení za *f* možno vzťah pre τ_s upraviť na tvar:

$$\tau_s = \frac{l.\pi.D}{1000.v_c.\sqrt{8.r_\varepsilon.Rz}}. \tag{3.10}$$

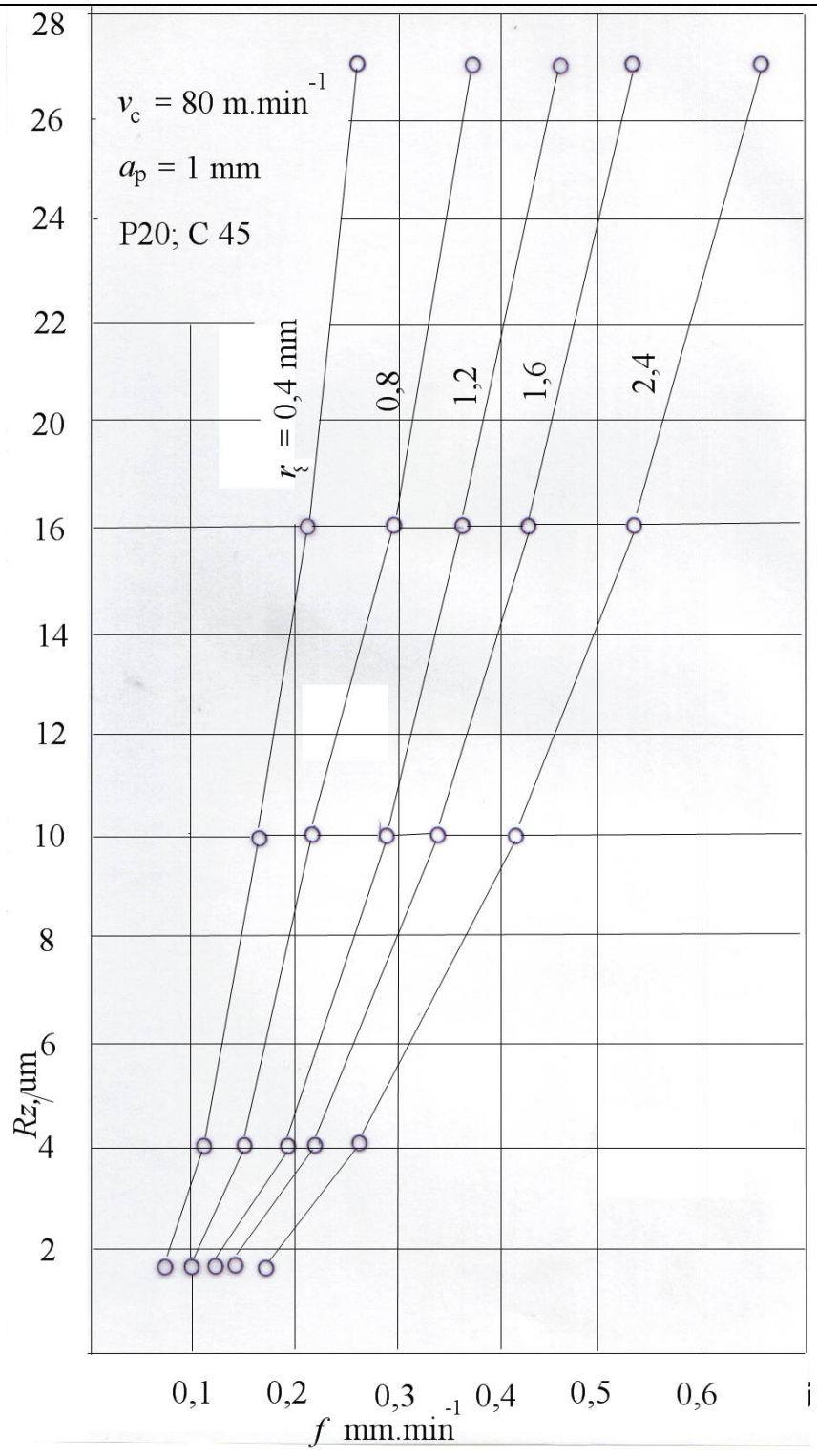
Tento vzťah udáva intenzitu závislosti strojového času na polomere hrotu nástroja, pri zadaných rozmeroch obrobku, reznej rýchlosti a najväčšej výške nerovností profilu *Rz*.

Na obr. 3.23 je znázornená teoretická závislosť najväčšej výšky nerovností profilu na polomere zaoblenia hrotu nástroja a posuve pri sústružení.



Obr. 3.23 Závislosť Rz na f, určená zo vzťahu: $Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon}$

Opačný diagram je na obr. 3.24.



Obr. 3.24 Závislosť Rz na r_ε, určená z teoretického vzťahu $Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon}$

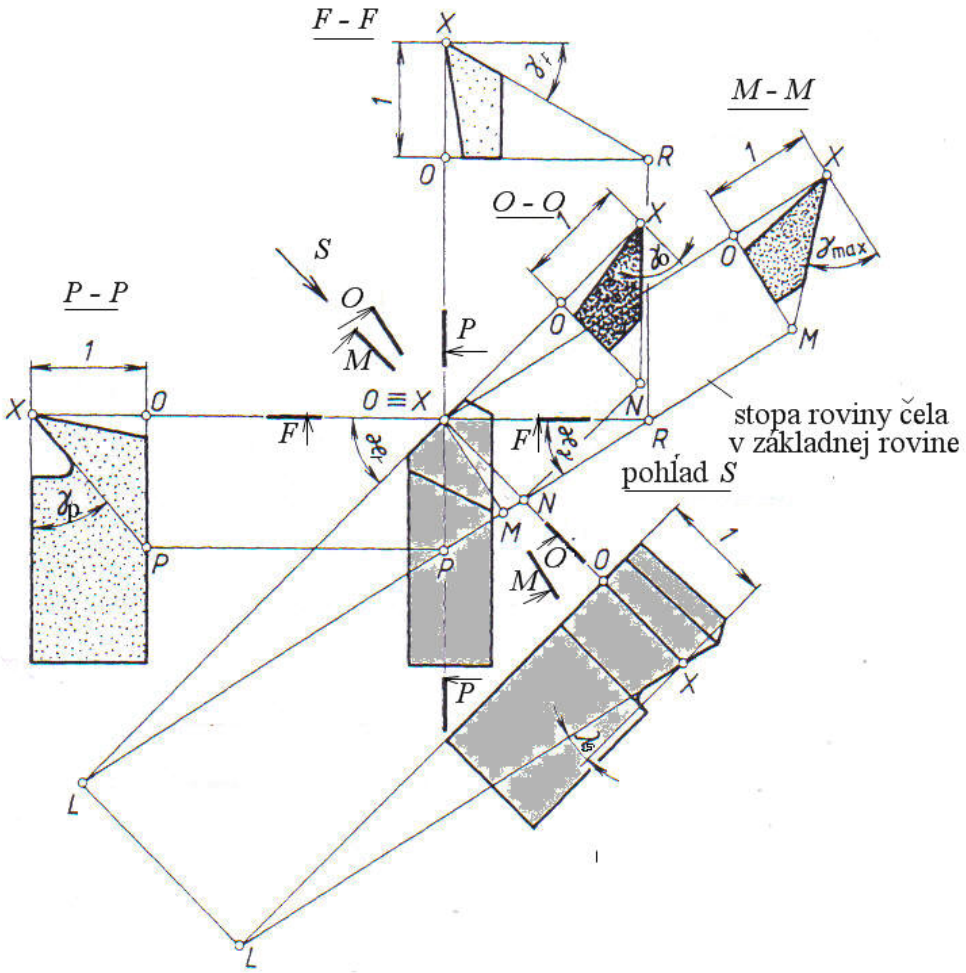
Vidno, že napr. na dosiahnutie Rz = 5 μm je pri polomere hrotu r_ε = 1 mm, potrebný posuv f = 0,4 mm. Pri polomere r_ε = 10 mm je možné použiť posuv až 0,7 mm. Po dosadení do vzťahu pre strojový čas dostaneme:

$$\frac{\tau_{s1}}{\tau_{s2}} = \frac{f_2}{f_1} = \frac{0{,}7}{0{,}4} = 1{,}75\,.$$

Došlo teda k výraznému skráteniu strojového času.

3.2 Diagramy rezného klina

Na rýchlu identifikáciu uhlov v bočnej a zadnej rovine sa používajú diagramy rezného klina. Sú založené na zistení stopy roviny čela v základnej rovine, tým, že nájdeme stopníky roviny čela v jednotlivých rezoch. Celkový pohľad na diagram čela je na obr. 3.25.



Obr. 3.25 Odvodenie diagramu čela.

V pohľade S je stopníkom bod L. Jeho priemet do základnej roviny dáva prvý bod stopy roviny čela v základnej rovine. Podobne v reze $O - O$ možno násť stopník N, v reze $F - F$ stopník R a v reze $P - P$ stopník P. Ich priemety ležia na stope roviny čela v základnej rovine. Poloha tejto stopy je určovaná uhlom κ_γ.

Ak urobíme kolmicu na stopu roviny čela, prechádzajúcu sledovaným bodom reznej hrany $O \equiv X$, dostaneme rovinu najväčšieho spádu čela. Rez touto rovinou je vpravo ak $M - M$. Takto sme dostali komplexný pohľad na uhly čela v jednotlivých rezoch. Preto uvedený diagram nazývame diagramom čela.

Na diagrame je súbor trojuholníkov. Zvoľme si predpoklad, že výška nástroja je rovná jednej. Potom platí:

$$\operatorname{cotg} \gamma_f = \frac{OR}{OX} = \frac{OR}{1} = OR . \qquad (3.12)$$

Podobne určíme: $OP = \operatorname{cotg} \gamma_p$; $OM = \operatorname{cotg} \gamma_m$; $ON = \operatorname{cotg} \gamma_o$; $OL = \operatorname{cotg} \lambda_s$; OM $\operatorname{cotg} \gamma_{max}$.

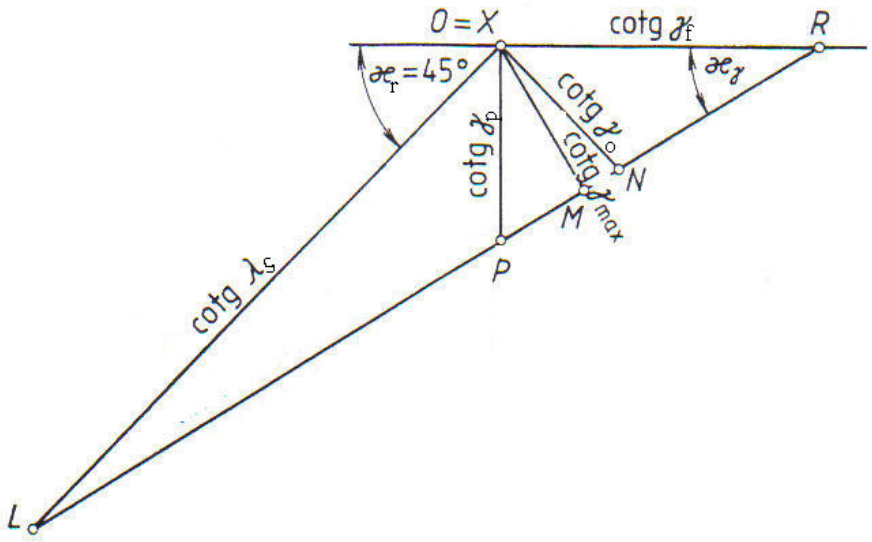
Diagram čela umožňuje jednoducho určiť neznáme uhly ak poznáme niektoré základné. Diagram má šesť prvkov: nástrojový uhol nastavenia κ_r a kotangenty uhlov γ_o; γ_f; γ_f; γ_{max}; λ_s. Ak sú zadané hodnoty troch ľubovoľných uhlov (najčastejšie sú to uhly κ_r; γ_o a λ_s), možno ostatné uhly z diagramu odčítať.

Príklad použitia diagramu čela je na obr. 3.26.

Majme zadané parametre:
- nástrojový uhol nastavenia hlavnej reznej hrany: $\kappa_r = 45^0$,
- nástrojový ortogonálny uhol čela: $\gamma_o = 8^0$,
- nástrojový uhol sklonu reznej hrany: $\lambda_s = 2^0$.

Hľadanými veličinami sú: γ_f a γ_p.

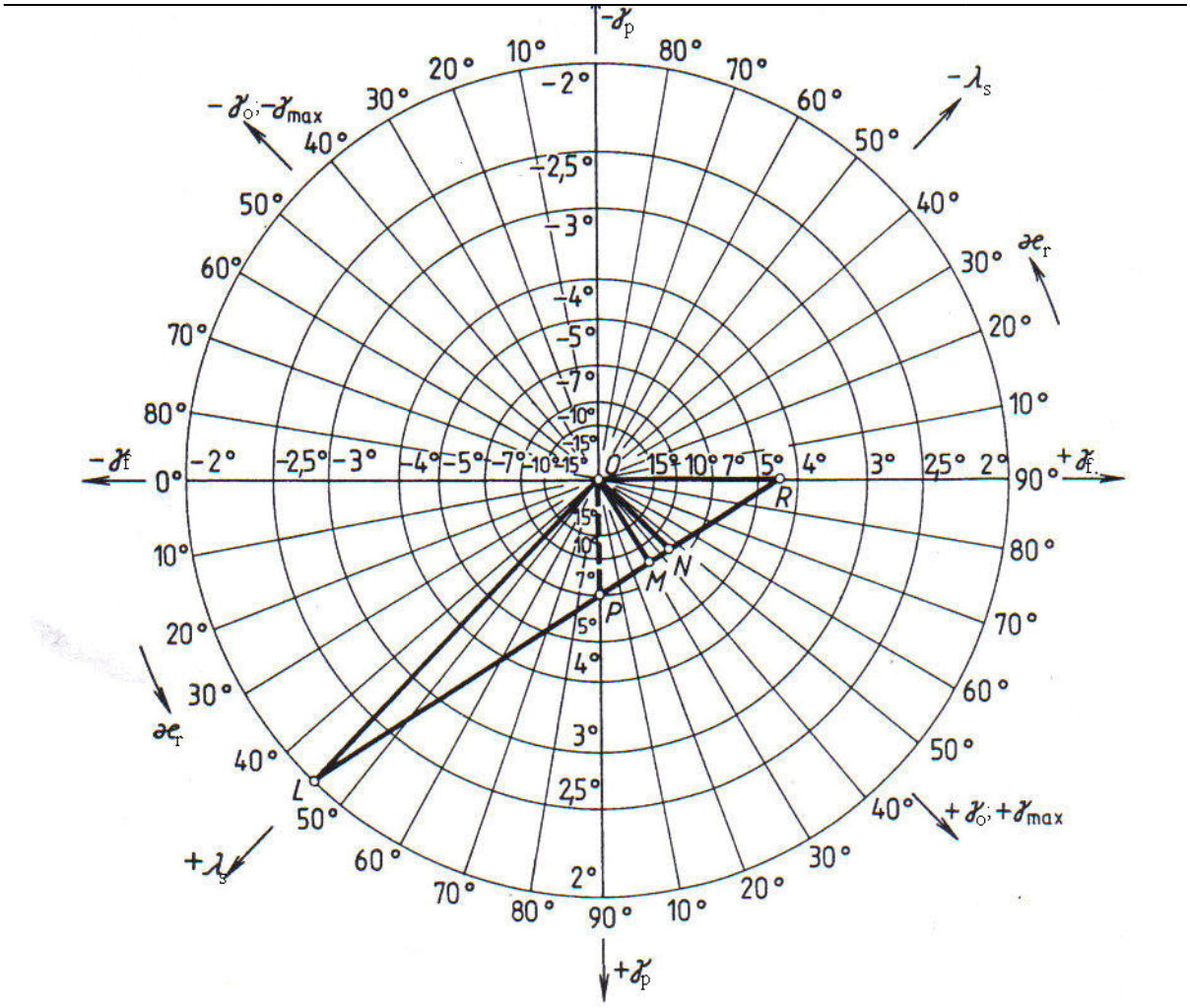
V diagrame vynesieme priamku pod uhlom $k_r = 45^0$ a na ňu v merítku hodnotu tg λ_s. Dostaneme bod stopy roviny čela L. Kolmo na úsečku OL v bode $O \equiv X$ vynesieme cotg γ_o. Dostaneme druhý bod stopy roviny čela P. Po spojení LP dostaneme stopu roviny čela. Kolmica na stopu dáva veľkosť cotg γ_{max} ($O - M$) a svisle a vodorovne odčítame cotg γ_f a cotg γ_p.



Obr. 3.26 Konštrukcia diagramu čela.

Význam diagramu čela spočíva v zjednodušení nastavovania nástrojov pri ostrení. Klasicky je potrebné otočiť nástroj v troch rovinách. Aby sme čelo nástroja dostali do základnej roviny a aby rezná hrana bola rovnobežná s povrchom brúsneho kotúča, musíme nástroj otočiť o uhol κ_r ; λ_s a γ_n. Ak poznáme uhly γ_f a γ_p, stačí otočiť nástroj v dvoch kolmých rovinách P_f a P_P.

Ako pomôcka na rýchle určenie uhlom be výpočtu možno použiť nomogram, podľa obr. 3.27. Na nomograme je uvedené aj znamienko jednotlivých uhlov a je zostrojený pre vyššie uvedený príklad.



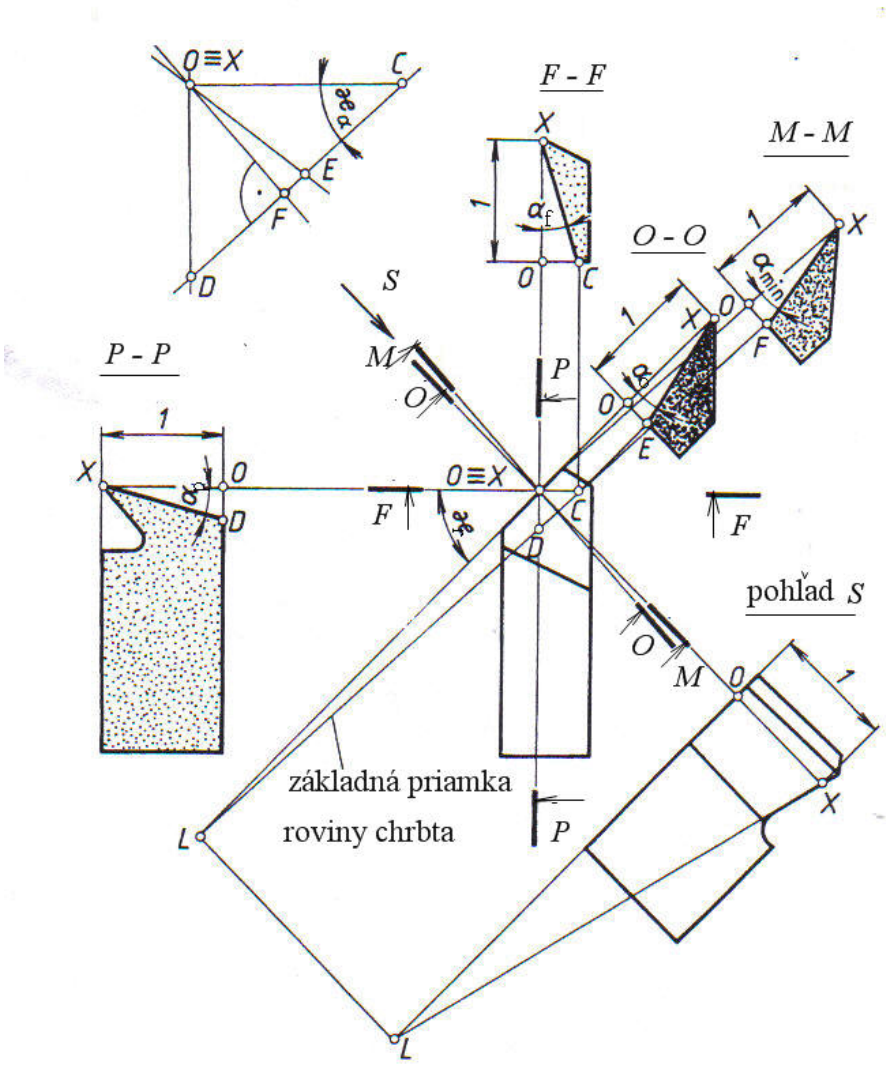
Obr. 3.27 Nomogram čela nástroja.

Podobne možno zostrojiť diagram chrbta. Na obr. 3.32 je základná schéma. Na rozdiel od diagramu čela sú jednotlivé úsečky (okrem λ_s) definované ako tangenty.

Napr. úsečka *EX* zviera s úsečkou *OX* ortogonálny uhol chrbta: $tg\alpha_o = \frac{OE}{OX}$.

Ak $OX = 1$; tg $\alpha_o = OE$. V bočnej rovine platí: tg $\alpha_f = OD$. Pre minimálny uhol chrbta platí: tg $\alpha_{min} = OF$.

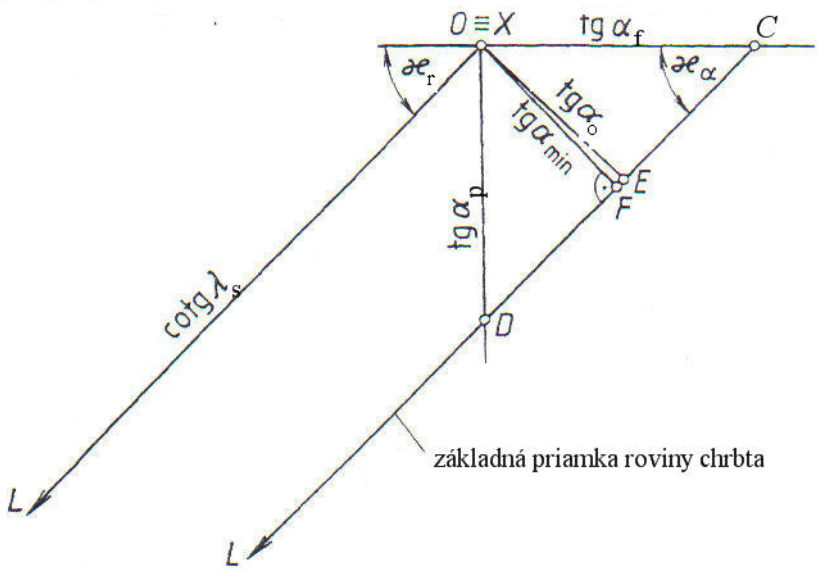
Na obr. 3.28 je znázornená konštrukcia diagramu chrbta.



Obr. 3.28 Schéma konštrukcie diagramu chrbta nástroja

Príklad použitia diagramu chrbta je na obr. 3.29. Definované uhly sú: $\kappa_r = 45^0$; $\alpha_o = 8^0$ a $\lambda_s = 0^0$.

V súradnicovej sústave vynesieme stopu reznej hrany v základnej rovine pod uhlom $\kappa_r = 45^0$. Kolmo k tejto priamke v bode *O* vynesieme hodnotu tg α_o. Dostávame jeden bod stopy roviny chrbta v základnej rovine. Vedieme rovnobežku s priemetom hlavnej reznej hrany. Vzdialenosť *OC* je tg α_f. Podobne vzdialenosť *OD* je tg α_p. Hodnotu a_{min} dostaneme zostrojením spádovej priamky (kolmica na stopu roviny chrbta v základnej rovine).



Obr.3.29 Konštrukcia diagramu chrbta

3.3 Pracovná geometria nástroja

Vyššie uvedená norma charakterizuje uhly rezného nástroja ako geometrického telesa. Pri vzájomnom pohybe rezného nástroja a obrobku sa tieto uhly modifikujú. Pracovné uhly sú totožné s geometrickými len vo výnimočných prípadoch, ako napr. pri hobľovaní, keď je nôž upnutý tak, že jeho os a základná rovina sú kolmé na vektor reznej rýchlosti.

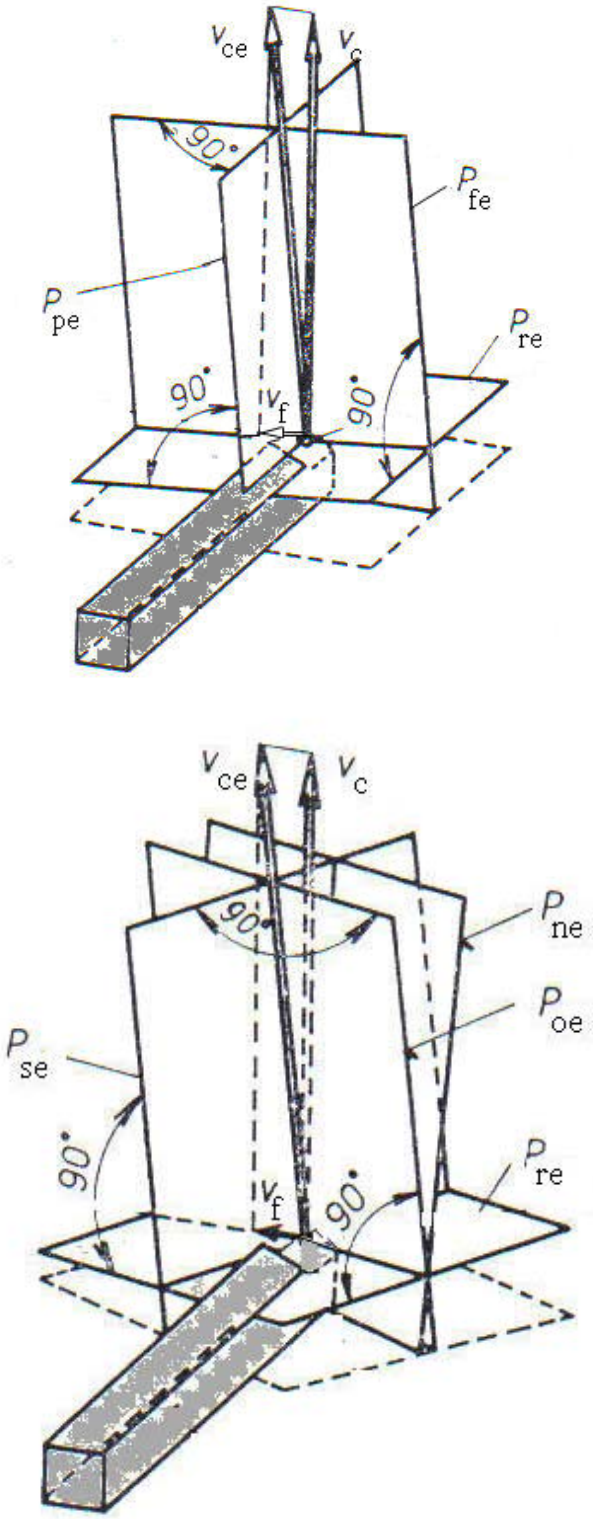
Pracovné a geometrické uhly sú vo všeobecnosti rozličné, najmä z týchto dôvodov:

- Rovina reznej hrany (rezná rovina) P_S nie je kolmá na základnú rovinu P_r.
- Vektor posuvovej rýchlosti nástroja v procese obrábania nie je kolmý, alebo rovnobežný s osou nástroja

Pracovné uhly rezného klina v sledovanom bode reznej hrany môžeme definovať nasledovne:

- Pracovný uhol chrbta α_e je uhol medzi vektorom rezného pohybu a chrbtovou plochou rezného klina
- Pracovný uhol čela γ_e je uhol medzi normálou reznej plochy a čelnou plochou rezného klina v smere rezného pohybu
- Pracovný uhol rezného klina β_{oe} je uhol medzi chrbtom a čelom nástroja v rovine položenej v smere rezného pohybu kolmo na reznú plochu
- Pracovný uhol sklonu reznej hrany λ_{se} je uhol medzi reznou hranou a rovinou kolmou na smer hlavného pohybu a prechádzajúcou hrotom nástroja
- Pracovný uhol nastavenia κ_{re} je uhol, ktorý zviera rezná hrana so smerom posuvu

Pri určovaní pracovných uhlov treba uvážiť vplyv vzájomného pohybu (kinematiky procesu obrábania) a vzájomnej polohy reznej hrany a obrobku na zmenu uhlov nástroja ako geometrického telesa. Vplyvom kinematiky procesu vektor hlavného a rezného pohybu zvierajú určitý uhol. O rovnakú hodnotu sa pootáčajú pracovné roviny oproti nástrojovým, podľa obr. 3.30.



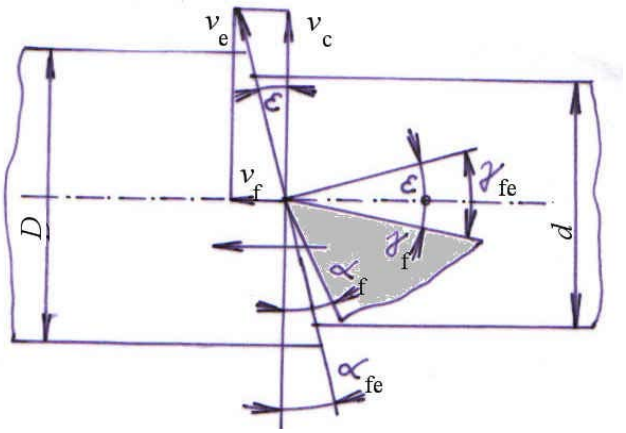
Obr. 3.30 Vznik pracovných rovín pri pozdĺžnom sústružení

Hodnotu tohto uhla vypočítame v rovine danej vektorom posuvovej a reznej rýchlosti nasledovne:

Pri pozdĺžnom sústružení, vŕtaní, vyhrubovaní, vyvrtávaní a pod., keď smer reznej rýchlosti je kolmý na smer posuvu (obr. 3.31) platí:

$$\mathrm{tg}\varepsilon = \frac{f}{\pi.d}\,;\ \varepsilon = \mathrm{arctg}\frac{f}{\pi.d} \tag{3.13}$$

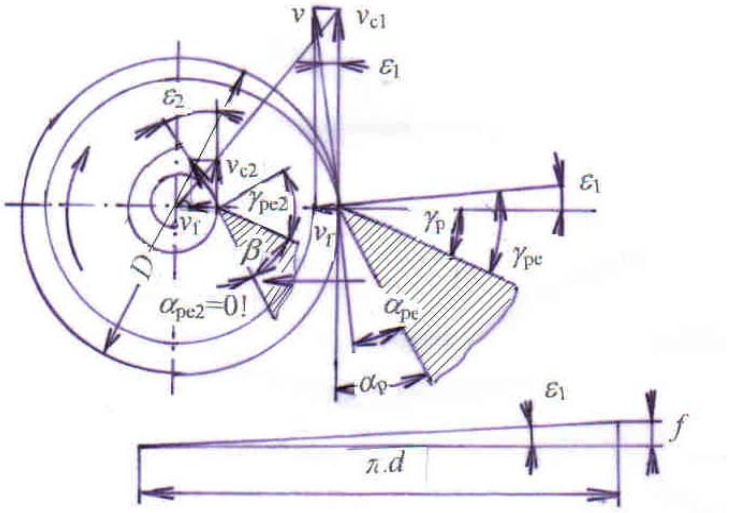
Relatívnou dráhou nástroja oproti obrobku (a stopa na obrobenej ploche) je skrutkovica. O tento uhol sa kinematicky zväčšil uhol čela a zmenšil uhol chrbta.. Je zrejmé, že pri veľkom posuve môže dôjsť k eliminácii uhla chrbta a nástroj nemôže pracovať.



Obr. 3.31 Vplyv posuvu na vznik pracovných uhlov čela a chrbta pri pozdĺžnom sústružení

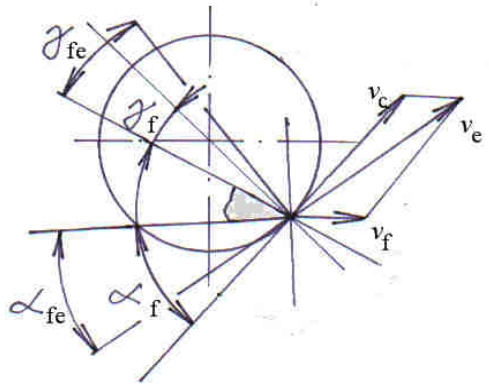
Rovnaký vzťah platí pri čelnom sústružení (zapichovaní), keď uhol medzi smerom reznej rýchlosti a smerom posuvu nie je kolmý (obr. 3.32). V tom prípade je relatívnou dráhou nástroja oproti obrobku (a stopa na nástroje) Archimedová špirála. Platí:

$$\begin{aligned}\gamma_{\mathrm{pe}} &= \gamma_{\mathrm{p}} + \varepsilon \\ \alpha_{\mathrm{pe}} &= \alpha_{\mathrm{p}} - \varepsilon\end{aligned} \tag{3.14}$$



Obr. 3.32 Schéma pohybov pri čelnom sústružení. 1 – relatívna dráha nástroja oproti obrobku

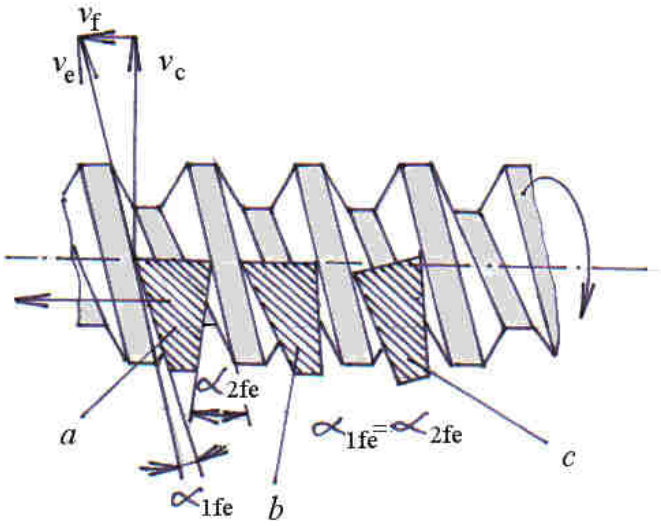
Príklad transformácie pracovných uhlov pri frézovaní je na obr. 3.33.



Obr. 3.33 Vznik pracovných uhlov vplyvom posuvu frézy

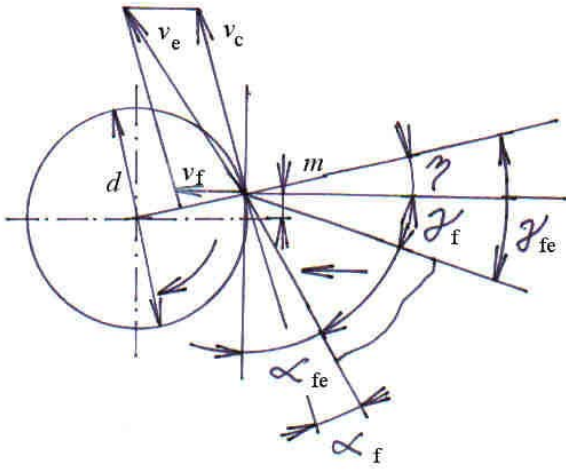
Je zrejmé, že kinematická zmena pracovných uhlov má významný vplyv na proces obrábania. Preto pri aplikácii danej metódy obrábania je potrebné poznať k akej zmene uhlov dôjde v procese obrábania. K výraznej zmene uhlov dochádza pri veľkých posuvoch.

Klasickým príkladom je sústruženie závitov. Na obr. 3.34 je zmena uhlov chrbta nástroja na závity vplyvom veľkého závitového posuvu (*a*). Vidno, že uhol chrbta, priľahlý k prechodovej ploche α_1 sa výrazne zmenšil a je nebezpečenstvo „zadretia“ nástroja. Opačný uhol α_2 je zbytočne veľký. Východiskom je preostrenie nástroja podľa *b*, alebo pootočenie nástroja *c*. V druhom prípade zostáva aj uhol čela v pôvodnej hodnote.



Obr. 3.34 Transformácia pracovných uhlov pri sústružení závitov

Boli uvedené prípady zmeny pracovných uhlov vplyvom kinematiky pohybu nástroja. K zmene pracovných uhlov dochádza aj vplyvom polohy nástroja oproti obrobku. Pri sústružení, ak pripustíme existenciu uhla sklonu reznej hrany $\pm\lambda_s$ jednotlivé body reznej hrany (okrem hrotu) budú umiestnené nad, alebo pod osou obrobku. Prvý prípad ($-\lambda_s$) je na obr. 3.35 .

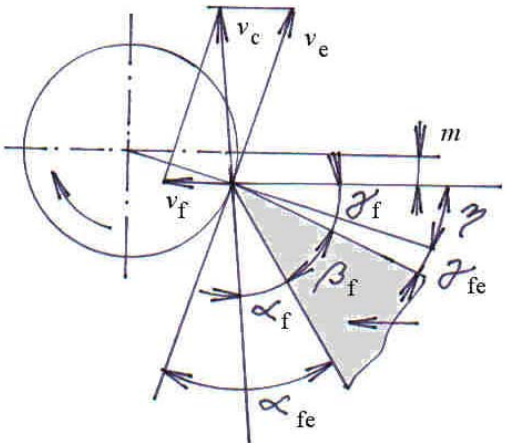


Obr. 3.35 Schéma sústruženia reznou hranou nad osou obrobku.

Veľkosť transformačného uhla η možno určiť:

$$\eta = \operatorname{arctg}\frac{2.m}{d}. \tag{3.15}$$

Opačný prípad nastáva pri umiestnení reznej hrany pod osou obrobku (obr. 3.36).



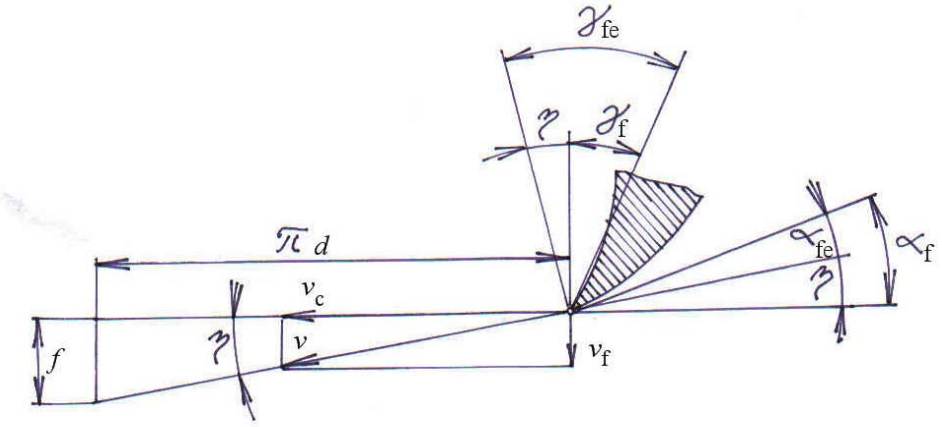
Obr. 3.36 Schéma sústruženia reznou hranou pod osou obrobku. Uhol čela sa zmenšuje, uhol chrbta naopak rastie o hodnotu η

V procese obrábania musíme počítať so súhrnným vplyvom kinematiky a polohy nástroja. Možno napísať všeobecný vzťah (v ľubovoľnej sečnej rovine):

$$\begin{aligned} \alpha_e &= \alpha - \varepsilon \pm \eta \\ \gamma_e &= \gamma + \varepsilon \pm \eta \end{aligned} \tag{3.16}$$

Ak zložíme napr. prípad z obr. 3.31 s obr. 3.34 môže dôjsť k enormnému zmenšeniu uhla chrbta (až na nulovú hodnotu), pri ktorom nástroj nemôže pracovať.

Pri vŕtaní skrutkovitým vrtákom dochádza v dôsledku posuvu vrtáka k transformácii uhla čela a chrbta podľa obr. 4.37.



Obr. 3. 37 Pracovné uhly vrtáka v reze bočnou rovinou

Transformačný uhol η možno určiť:

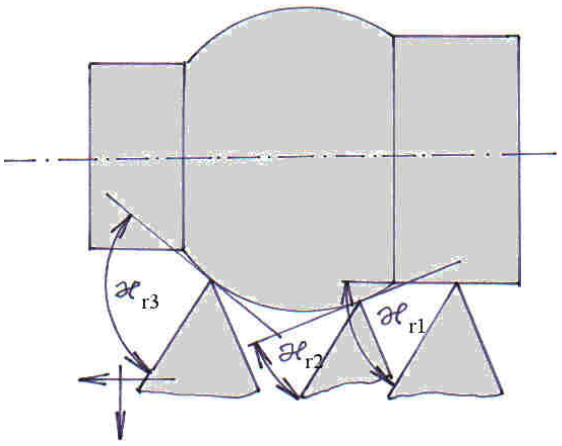
$$\mathrm{tg}\,\eta = \frac{f}{\pi.d}, \tag{3.17}$$

kde d je priemer vrtáka, mm,
$\pi.d$ - obvod vrtáka, mm

Pri vŕtaní teda dochádza ku kinematickému zmenšovaniu uhla chrbta a zväčšovaniu uhla čela, čo treba brať do úvahy pri ostrení vrtáka.

V praxi dochádza aj ku transformácii ďalších uhlov, napr. uhla nastavenia hlavnej a vedľajšej reznej hrany. Vzniká pootočením nástroja v základnej rovine, alebo pri sústružení tvarového obrobku podľa obr. 3.38. Je zrejme, že vplyvom tejto transformácie bude dochádzať k zmene šírky triesky, smeru jej odchodu, kvality obrobeného povrchu a pod. Preto poznanie týchto zmien má veľký význam.

Obr. 3.38 Transformácia uhla nastavenia hlavnej reznej hrany pri sústružení tvarového obrobku.



4 DYNAMIKA PROCESU OBRÁBANIA

Proces tvorenia triesky a obrobeného povrchu je zložitý fyzikálny proces, pri ktorom dochádza k pružnej a plastickej deformácii v odrezávanej vrstve materiálu a súčasne k vnútornému treniu v materiáli triesky a vonkajšiemu treniu medzi stykovými plochami rezného klina, triesky a prechodovej plochy obrobku. Tieto deformačné zmeny sú dôsledkom napätia v materiáli. Stav napätia je vyvolaný vonkajšou silou nástroja, ktorý určitou rýchlosťou vniká do materiálu obrobku.

Vráťme sa ku schéme tlakov na čele nástroja obr. 1.68. Vidno, že vzťah $\sigma = \sigma_{\max}.f(x)$ má parabolický priebeh:

$$\sigma = \sigma_{\max}.x^{\mathrm{n}}. \tag{4.1}$$

kde $\sigma_{\max}$ je maximálne normálne napätie (alebo tlak *p*) na ploche styku.

Treba si uvedomiť, že za reznú silu *F* považujeme silu, ktorou pôsobí nástroj na obrobok. V opačnom smere pôsobí sila rezného odporu *F´*. Preto v ďalších úvahách budeme používať túto silu.

Normálna sila rezného odporu, ktorá pôsobí na čelo nástroja teda bude:

$$F_{\mathrm{n}}^{'} = \int_0^{l_n} \sigma.dS = \int_0^{l_n} b.\sigma_{\max}.x^{\mathrm{n}}dx \tag{4.2}$$

kde *b* je šírka triesky,
Po dosadení:

$$F_{\mathrm{n}}^{'} = \frac{\sigma_{\max}.b.l}{n+1} \tag{4.3}$$

Tangenciálne napätie na stykovej ploche čela, v oblasti bude:

$$\tau = \mu.\sigma \tag{4.4}$$

Po dosadení za σ z prvej rovnice dostávame:

$$\tau = \mu.\sigma_{\max}.x^{\mathrm{n}} \tag{4.5}$$

Celková tangenciálna sila na čele:

$$F_{\mathrm{t}}^{'} = b\int_0^{l_n} \tau.dx + \tau_{\mathrm{k}}(l_{\mathrm{n}} - l).b; \tag{4.6}$$

Po dosadení do predchádzajúcej funkcie a riešení integrálu dostaneme:

$$\int_0^{l_n} \tau.dx = \mu.\sigma_{\max}\int_0^{l_n} x^{\mathrm{n}}.dx = \frac{\mu.\sigma_{\max}}{l_{\mathrm{n}}^{\mathrm{n}}}\left[\frac{x^{\mathrm{n}+1}}{n+1}\right]_{l_n-l}^{l_n} = \frac{\mu.\sigma_{\max}}{l_{\mathrm{n}}^{\mathrm{n}}(n+1)} = \frac{\mu.\sigma_{\max}}{l_{\mathrm{n}}^{\mathrm{n}}(n+1)}\left(l_{\mathrm{n}}^{\mathrm{n}+1} - (l_n - l)^{\mathrm{n}+1}\right). \tag{4.7}$$

Po dosadení za F_t' výslednú hodnotu integrálu a za τ_k z rovnice pre τ (pre $x = l_n - l$ je $\tau = \tau_k$) dostaneme:

$$F_t' = b.\frac{\mu.\sigma_{max}}{l_n^n(n+1)}.\left[l_n^{n+1} - (l_n - l)^{n+1}\right] + \mu.\sigma_{max}.\left(\frac{l_n - l}{l_n}\right)^n.(l_n - l).b.\frac{b.\mu.\sigma_{max}}{l_n^n}\left[\frac{l_n^{n+1} - (l_n - l)^{n+1}}{n+1} + (l_n - l)^{n+1}\right] \tag{4.8}$$

Z tejto rovnice vyplýva, že trecia zložka na čele F_t' závisí na tangenciálnom napätí $\tau = \mu.\sigma_{max}$, t.j. na fyzikálnych vlastnostiach oboch materiálov a na dĺžke úseku vnútorného trenia $(l_n - l)$. Pri malých rezných rýchlostiach, pri ktorých je vplyv teploty na veľkosť strižného napätia malý, musí byť sila F_t úmerná veľkosti stykovej plochy *S*.

Predpokladom kontinuálneho priebehu procesu je preto energetická rovnováha medzi energiou spotrebovanou na proces odoberania triesky a energiou, ktorú dodáva hnací mechanizmus stroja nástroju.

Ak miesto pojmu energia použijeme zaužívaný pojem práca rezania, môžeme ju rozdeliť na deformačnú prácu (ktorá pozostáva z práce pružných A_e a plastických A_d deformácií), prácu trenia A_t, prácu pasívnu A_p a prácu disperznú A_{dp}

Práca pružných deformácií je pomerne malá, pretože objem materiálu, ktorý je pod jej vplyvom je minimálny. Dá sa vyjadriť [10],[42]:

$$A_e = \frac{F^2.l}{2000.h.b.E} = \frac{R_e^2.h^2.b^2}{2000.h.b.E} = \frac{R_e^2.h.b.l}{2000.E}, \tag{4.9}$$

kde R_e je medza pružnosti obrábaného materiálu, MPa

l – dĺžka deformovaného materiálu, mm

h – hrúbka odrezávanej vrstvy, mm

b – šírka odrezávanej vrstvy, mm

Práca plastických deformácií sa musí vynaložiť k vyvolaniu takého stavu napätosti v odrezávanej vrstve materiálu, pri ktorom dochádza ku sklzovým posuvom elementov triesky (obr. 1.3). Touto prácou prekonávame deformačný odpor materiálu obrobku. Matematické vyjadrenie deformačnej práce je problematické, pretože spôsob zaťaženia a deformácie sa výrazne vymyká bežným skúškam v ťahu. Prejavuje sa vysokými normálnymi tlakmi v strižných rovinách, extrémne vysokými zaťažujúcimi rýchlosťami, veľkým konečným napätím v nadmerne spevnenom materiáli a jeho vysokou teplotou. Približne možno deformačný odpor a deformačnú prácu pri obrábaní vyjadriť vzťahmi z teórie plasticity. Triesku pritom považujeme za element, deformovaný súčasne všestranným tlakom a šmykom. Pre relatívne posunutie vtedy platí vzťah:

$$\gamma = 1{,}5.\ln\frac{h_0}{h}, \tag{4.10}$$

kde γ je pomerné stlačenie;

h_0 a h sú dĺžky stlačovaného elementu pred a po stlačení, mm.

Nebudeme bližšie charakterizovať približný výpočet deformačnej práce. Možno ju vyjadriť aj jednoduchým vzťahom:

$$A_d = F.v_c, \tag{4.11}$$

kde F je rezná sila, N

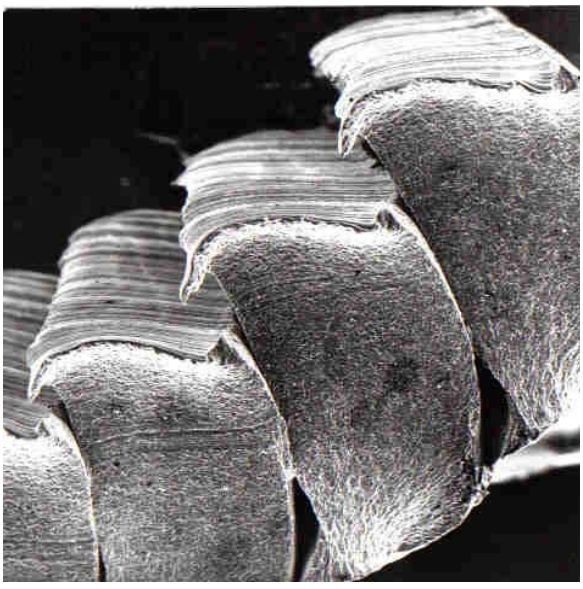
v_c – rezná rýchlosť, m.min^{-1}

Podstata práce trenia závisí na tom, či sa na čelnej strane triesky vytvára zabrzdená vrstva. Ak nie je, bude to len práca vonkajšieho trenia triesky po čele nástroja a jej veľkosť bude závisieť na koeficiente vonkajšieho trenia medzi oboma materiálmi - μ_v. Gradient relatívnej rýchlosti materiálu triesky vo smere jej hrúbky bude rovný nule. Tento prípad nastáva u materiálov, u ktorých vonkajší šmyk triesky na čele je energeticky výhodnejší ako deformačný sklz vo vnútri triesky. Vplyv normálneho napätia na koeficient trenia bude v tom prípade menší ako jeho vplyv na napätie τ_k.

Druhý medzný prípad nastane, ak sa pohyb triesky oproti čelu deje len v dôsledku vnútorných deformačných sklzov. Ako bolo uvedené vyššie, relatívna rýchlosť triesky bude na stykovej ploche nulová a vo smere k vonkajšiemu povrchu triesky rastie. Tento proces tzv. sekundárnej plastickej deformácie prebieha pri obrábaní plastických materiálov. Ukazovateľom napätosti pohybujúcich sa vrstiev materiálu triesky je „súčiniteľ vnútorného trenia“ μ_1, určený z pomeru šmykového a normálneho napätia na medzi sklzu:

$$\mu_1 = \frac{\tau_k}{\sigma_k}. \tag{4.12}$$

Tento prípad nastáva, ak sú vnútorné sklzy vrstiev materiálu triesky energeticky výhodnejšie ako sklzy na povrchu, čiže, ak je v jednotlivých bodoch kontaktu triesky s čelom súčiniteľ vonkajšieho trenia μ_v a normálneho napätia väčší, ako kritické šmykové napätie materiálu triesky: $\sigma_k.\mu_v \rangle \tau_k$. Typickým prípadom je obrábanie titánu, ktorý má vysoký koeficient vonkajšieho trenia s ľubovoľným materiálom. Trieska sa vôbec nepohybuje po čele, ale odchádza vo forme elementov, vytváraných periodickými sklzmi v trieske, kolmo k čelu nástroja, ktoré vyúsťujú do trhliny (obr. 4.1).



Obr. 4.1 Bočný pohľad na triesku, vzniknutú pri obrábaní titánovej zliatiny VT 3-1

Ktorý prípad v praxi nastane teda závisí na mechanických vlastnostiach materiálu obrobku a nástroja, ich vzájomnej chemickej afinite a rezných podmienkach.

Významný vplyv na stredný koeficient trenia má kontaktná teplota. Merania ukázali, že pri malých hodnotách θ je koeficient trenia pomerne veľký. Klesá a má minimum asi pri 300°C, potom stúpa na maximum pri cca 600°C a ďalej kontinuálne klesá.

Experimentálne možno v prvom priblížení veľkosť práce trenia z rovnice:

$$A_t = F_t.v_t, \tag{4.13}$$

kde F_t je trecia sila na čele nástroja, N,

v_t – rýchlosť pohybu triesky po čele noža, m.min^{-1} ($v_t = \frac{v_c}{k}$, kde k je stlačenie triesky)

Po dosadení patričných vzťahov dostávame:

$$A_t = v_c.\left(F_c.\sin\gamma_o + F_p.\cos\gamma_o\right)\frac{\sin\beta_o}{\cos(\beta_o - \gamma_o)}. \tag{4.14}$$

Pri hodnotení práce obrábania je vhodnejšie vychádzať z mernej práce, pripadajúcej na jednotku objemu odrezávanej vrstvy materiálu: $V = h.b.v_c$, mm.min^{-1}. V tom prípade je merná práca:

$$e = \frac{F_c.v_c}{h.b.v_c} = \frac{F_c}{h.b}. \tag{4.15}$$

Podiel jednotlivých zložiek práce je odlišný podľa použitých rezných podmienok

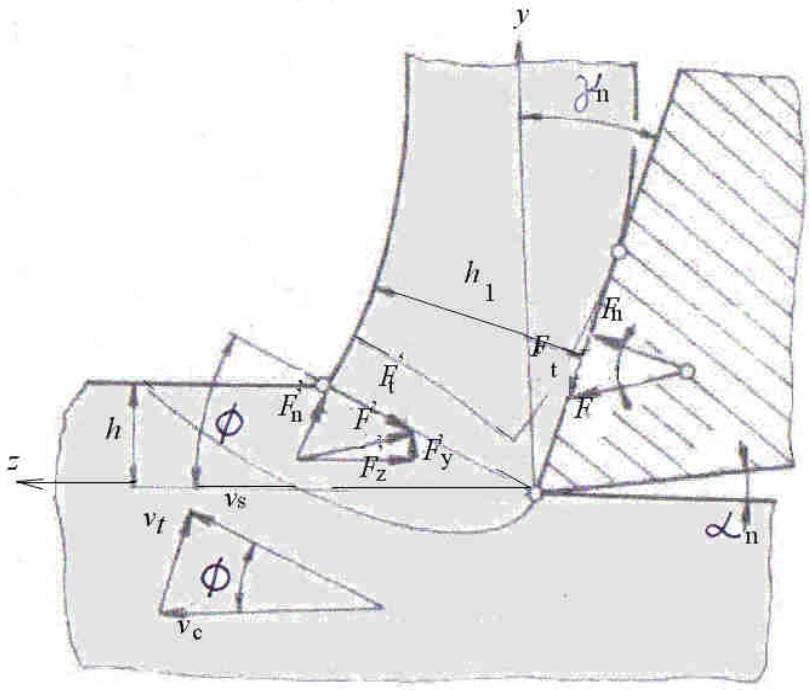
Práca pružných deformácií predstavuje menej ako 2% z celkovej práce. Jej veľkosť závisí na module pružnosti materiálu obrobku a tuhosti systému stroj – nástroj - obrobok, pretože jej časť sa spotrebuje na tlmenie kmitov tohto systému.

Práca plastických deformácií je 40 – 80% z celkovej práce. Napr. u medi je asi 80%, legovaných ocelí 60%, uhlíkových ocelí asi 55%.

Stredné hodnoty podielu práce trenia sú u medi 9%, uhlíkovej ocele 30%, legovaných ocelí 35% celkovej práce rezania.

Disperzná práca, ktorá súvisí s vytváraním nových povrchov býva menej ako 1% celkovej práce.

V súlade s energetickou rovnováhou musia byť v rovnováhe aj silové vzťahy, čiže rezný odpor F', ktorý kladie materiál proti vnikaniu rezného klina a rezná sila F, ktorou nástroj pôsobí na odrezávanú vrstvu. Pôsobenie čela nástroja na triesku vyvoláva silu normálneho tlaku F_n a silu trenia F_t, ktoré sú rozdelené na ploche styku triesky s čelom nástroja. Tieto dve zložky dávajú výslednú silu (obr. 4.2).



Obr. 4.2 Detailnejší model tvorenia triesky so silovými pomermi

Oddeľme triesku rovinou šmyku, pod uhlom ϕ a považujme oddelenú časť za voľnú. Ak trieska nie je tak dlhá, aby sa stočila a oprela o obrobok, bude na ňu pôsobiť len tiaž a sila, vyvolávajúce jej vzájomné pôsobenie s čelom noža a väzba s obrobkom v šmykovej rovine. Ak zanedbáme tiaž triesky, ktorá je v porovnaní s tlakom noža a silami zotrvačnosti veľmi malá, ostanú len dve sily:

- pôsobenie čela noža na triesku vyjadrené silou F,
- odpor obrábaného materiálu v šmykovej rovine, vyjadrený silou F'.

Obe sily sú v rovnováhe, majú rovnakú veľkosť, pôsobia v jednej priamke a majú opačný zmysel.

Silu F' možno rozložiť na sily F_t' a F_n'.

Skúmajme posúvanie častíc triesky vo smere ϕ. Ak má odrezaná vrstva šírku b a hrúbku h a šmyková rovina zviera s obrobeným povrchom uhol F, plocha odrezávanej vrstvy v šmykovej rovine bude:

$$S_s' = \frac{h.b}{\sin\phi}. \tag{4.16}$$

a sila:

$$F_t' = \frac{h.b}{\sin\phi}.\tau_s, \tag{4.17}$$

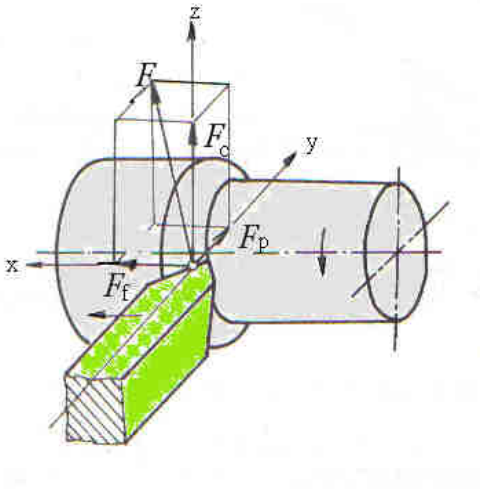
kde τ_s je šmykové napätie v šmykovej rovine.

Sila F_t'' je rovná priemetu sily F' do šmykovej roviny. Stanovíme si uhol medzi touto rovinou a F' a použijeme geometrické pomery z obr. 4.2. Po odvodení dostaneme:

$$F_c = F_n'.\cos\gamma_n + F_t'.\sin\gamma_n$$
$$F_p = -F_n'.\sin\gamma_n + F_t'.\cos\gamma_n \qquad (4.18)$$

4.1 Rezné sily pri sústružení

Pri sústružení pôsobí na obrobok rezná sila F, ktorá sa rozkladá na tri zložky podľa obr. 4.3.



Obr. 4.3 Rozklad reznej sily pri sústružení

Tangenciálna, alebo hlavná rezná sila F_c leží v smere reznej rýchlosti. Poznatky o jej hodnotách sú potrebné na výpočet výkonu hlavného pohybu, pevnosti nástroja, súčiastok mechanizmu stroja. Určuje krútiaci moment na vretene:

$$M_k = F_c.(\frac{D}{2} - \frac{a_p}{2}), \qquad (4.19)$$

Pretože D je omnoho väčšie ako a_p,

$$M_k = F_c.\frac{D}{2}. \qquad (4.20)$$

Radiálna rezná sila F_p ovplyvňuje pohyb súčiastok a tuhosť obrábacieho stroja a nástroja. Jej hodnoty potrebujeme pri výpočte presnosti obrábaných súčiastok a tuhosti technologickej sústavy.

Axiálna rezná sila F_f má smer osi súčiastky. Jej veľkosť treba poznať pri výpočte posuvového mechanizmu stroja.

Medzi výslednou silou a jej zložkami platí vzťah:

$$F = \sqrt{F_c^2 + F_p^2 + F_f^2}\ . \qquad (4.21)$$

Pri zapichovaní $F_f = 0$, preto

$$F = \sqrt{F_c^2 + F_p^2} \qquad (4.21a)$$

Experimentálne boli stanovené tieto približné závislosti medzi jednotlivými zložkami reznej sily:

$$F_p = 0{,}4 - 0{,}5\, F_c \qquad (4.22)$$

$$F_f = 0{,}3 - 0{,}4\, F_c \qquad (4.23)$$

Tieto závislosti boli získané pri sústružení nožom s $\kappa_r = 45^0$, $\lambda_s = 0^0$ a $\gamma_o = 15^0$. So zväčšovaním hlavného uhla nastavenia a so zmenšovaním uhla čela sa pomer $\frac{F_p}{F_c}$ zmenšuje a pomer $\frac{F_f}{F_c}$ rastie. So zväčšovaním opotrebenia nástroja na chrbte sa obidva tieto pomery zväčšujú. Keď sa zväčšuje opotrebenie na chrbte aj na čele, uvedené pomery sa zväčšujú, no pomalšie ako pri opotrebení len na chrbte.

Keď tieto pomery dosadíme do rovnice pre F, dostaneme:

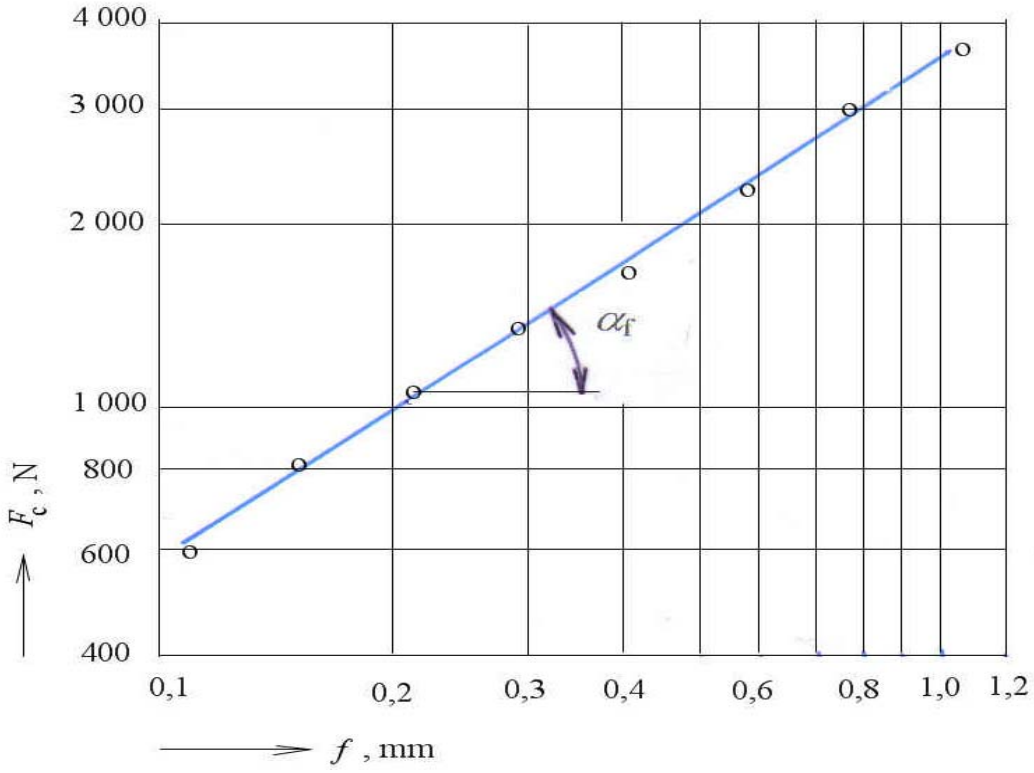
$$F_c = \sqrt{F_c^2 + (0{,}4 - 0{,}5F_c)^2 + (0{,}3 - 0{,}4F_c)^2}\ . \qquad (4.24)$$

Po vyčíslení:

$$F = 1{,}1 - 1{,}18F_c\,. \qquad (4.25)$$

Uhol, ktorý zviera zložka F_c s výslednou silou je v rozmedzí 25^0- 40^0.

Analytické stanovenie veľkosti rezných síl je zložité, pretože ich hodnoty závisia na konkrétnom obrábanom materiáli, jeho mechanických a fyzikálnych charakteristikách v procese obrábania. Preto sa uchyľujeme k experimentálnemu stanoveniu závislostí rezných síl na konkrétnych rezných podmienkach. Pretože tieto závislosti nie sú lineárne, obyčajne sa linearizujú v dvojitej logaritmickej súradnicovej sústave. Na obr. 4.4 je príklad takejto experimentálnej závislosť hlavnej reznej sily F_c na posuve .



Obr. 4.4 Závislosť tangenciálnej sily F_c na posuve.
obrobok: 12 050.1(C45), nástroj: P10, $\gamma_o = 10^0$; $\kappa_r = 60^0$; $r_\varepsilon = 0,5$ mm; $a_p = 2$ mm

Krivka tejto závislosti je polytropa ktorá sa v logaritmickej sústave znázorní ako priamka s rovnicou:

$$\log F_c = \log C_1 + y_{Fc} . \log f \qquad (4.26)$$

Je smernica je $\mathrm{tg}\,\alpha_f = y_{Fc} = \mathrm{tg}\,\alpha_f$ a C_1 je úsek na osi F_c (hodnota F_c pri $f = 1$).

Po odlogaritmovaní dostaneme:

$$F_c = C_{Fc} . f^y \qquad (4.27)$$

V našom prípade je $y_{Fc} = 0,75$; $C_1 = 3140$ N. Preto pre daný prípad platí:

$$F_c = 3\,140 . f^{0,75} \qquad (4.28)$$

Podobne sa určí funkčná závislosť $F_c = f(a_p)$.Pre sledovaný prípad bude tg a_p=1 a $C_2 = 290$. Platí preto pre $f = 0,1$ mm:

$$F_c = 260 . a_p \qquad (4.29)$$

Na komplexné vyjadrenie vplyvu oboch faktorov na reznú silu treba určiť hodnotu konštanty C_{Fc}. Určíme ju z podmienky:

$$x_{F_c} \neq \mathrm{f}(f) \qquad y_{Fc} \neq \mathrm{f}(a_p), \tag{4.30}$$

teda:

$$C_2.a_p^{x_{Fc}} = C_{Fc}.a_p^{x_{Fc}}.f^{y_{Fc}}. \tag{4.31}$$

kde f je posuv, použitý pri určovaní závislosti F_C =f(a_p).

Z predchádzajúcej rovnice môžeme napísať:

$$C_{Fz} = \frac{C_2}{f^{y_{Fz}}}. \tag{4.32}$$

V našom prípade bude.

$$C_{Fc} = \frac{2900}{0{,}1^{0{,}75}} = 1570. \tag{4.33}$$

Podobne sa určí konštanta C_{Fc} z podmienky, že

$$C_{Fc}f^{y_{Fc}} = C_{Fc}.a_p^{x_{Fc}}.f^{y_{Fp}}, \tag{4.34}$$

Kde a_p je hĺbky rezu, ktorá bola pri určovaní závislosti $F_c = f(f)$. Pre náš prípad platí:

$$C_{Fc} = \frac{C_1}{a_p^{x_{Fc}}} = \frac{3140}{2} = 1\ 570. \tag{4.35}$$

Pre náš prípad preto môžeme napísať:

$$F_c = 1\ 570.a_p.f^{0{,}75}. \tag{4.36}$$

Podobne sa stanovia hodnoty konštánt a exponentov pre radiálnu a axiálnu silu a dostaneme nasledovné rovnice:

$$\begin{aligned} F_c &= C_{Fc}.a_p^{x_{Fc}}.f^{y_{Fc}}.k_{Fc} \\ F_p &= C_{Fp}.a_p^{x_{Fp}}.f^{y_{Fp}}.k_{Fp} \\ F_f &= C_{Ff}.a_p^{x_{Ff}}.f^{y_{Ff}}.k_{Ff} \end{aligned} \tag{4.37}$$

Na určovanie zložky F_c sa často používa tzv. merná rezná sila, ktorá je definovaná ako pomer hlavnej reznej sily k prierezu, teda:

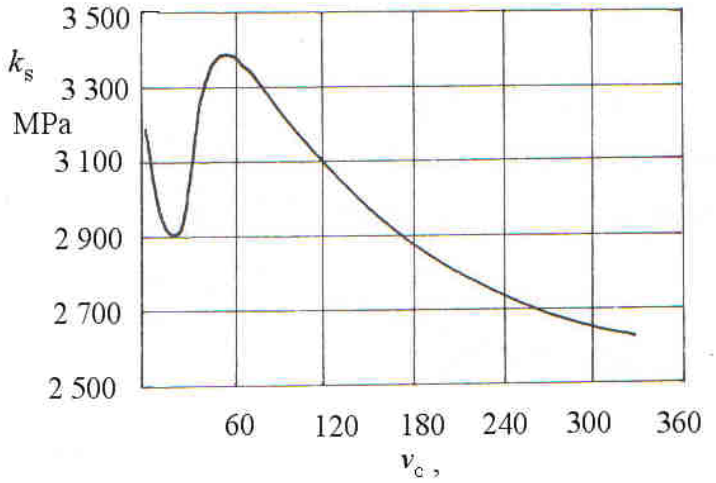
$$k_s = \frac{F_c}{S}. \qquad (4.38)$$

Je to teda hlavná rezná sila pripadajúca na 1 mm^2 prierezu rezu. Hodnota mernej reznej sily závisia od prierezu rezu (posuvu), spôsobu obrábania, najmä však od obrábaného materiálu, ale aj od rezných podmienok a geometrie nástroja. Niektoré hodnoty mernej reznej sily sú v tab. 4.1 .

Hodnoty mernej reznej sily *Tab. 4-1*

Obrábaný materiál	f = 0,1 mm	0,2	0,3	0,4
oceľ R_m = 500-800 MPa	4 000	2 900	1 800	1 520
600-700	4 200	3 000	2 200	1 560
700-850	4 400	3 150	2 300	1 640
850-1 000	4 600	3 300	2 400	1 720
liatina 200 HB	1 900	1 360	1 000	720
200-250	2 900	2 080	1 500	1 080
mosadz 80-120 HB	1 600	1 150	850	600

Na obr. 4.5 je znázornená veľkosť mernej reznej sily v závislosti na reznej rýchlosti pre oceľ strednej pevnosti.



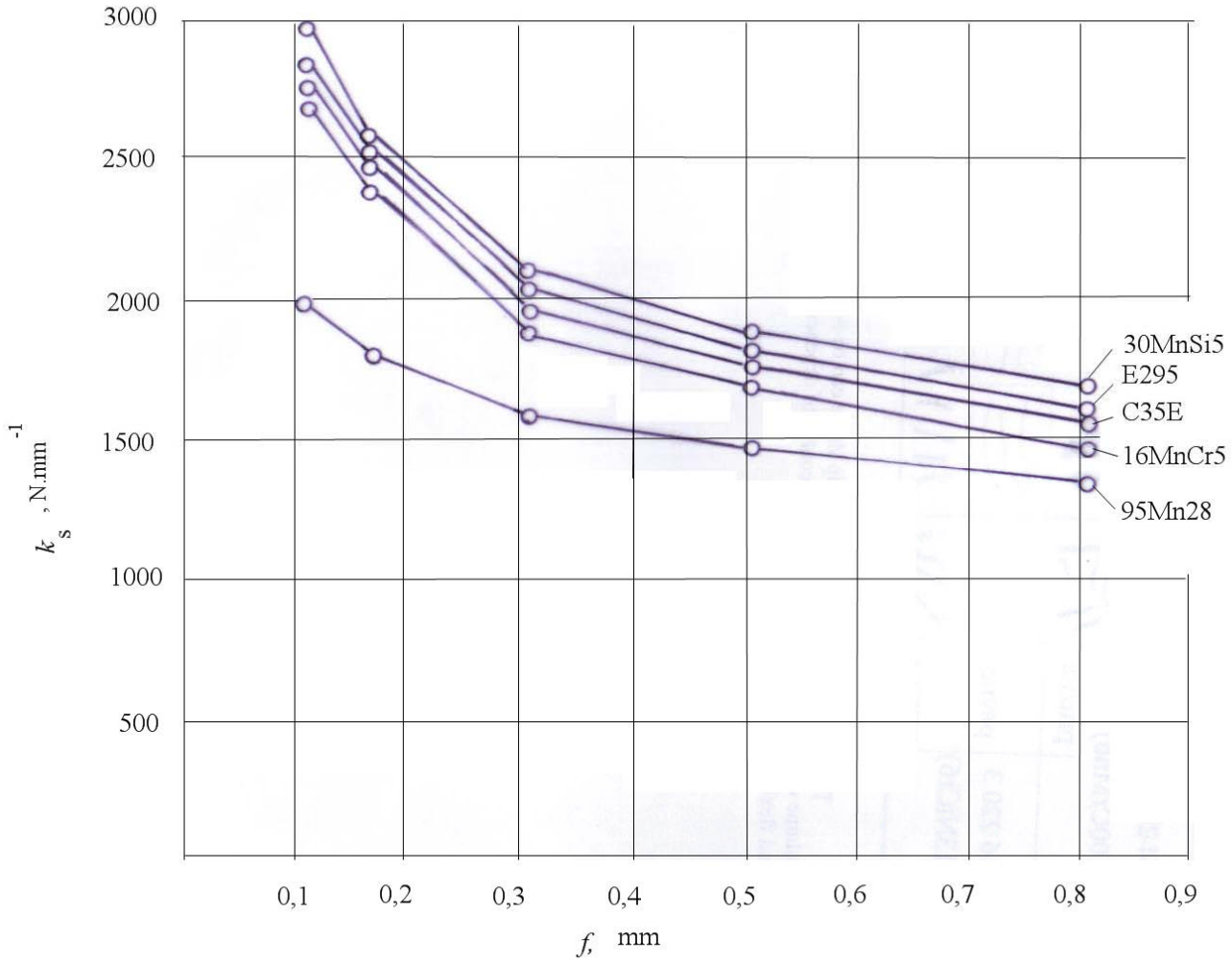
Obr. 4.5 Zmena mernej reznej sily s reznou rýchlosťou

Tento priebeh je rovnaký ako ďalšie závislosti. V oblasti menších rezných rýchlostí ovplyvnený existenciou nárastku. Hodnoty mernej reznej sily sú ovplyvňované veľkosťou a tvarom odoberanej triesky. Malý pomer $\frac{b}{h}$ dáva menšiu mernú reznú silu a naopak. So zväčšovaním plochy prierezu rezu merná rezná sila klesá. Táto skutočnosť sa dá vysvetliť podielom práce plastických deformácií v priereze rezu. Závislosť mernej reznej sily od hrúbky odrezávanej vrstvy má charakter krivky. Z jej matematickej analýzy vyplynul pre výpočet mernej reznej sily vzťah:

$$k_s = \frac{C_{ks}}{h^{\frac{1}{3}}}, \tag{4.39}$$

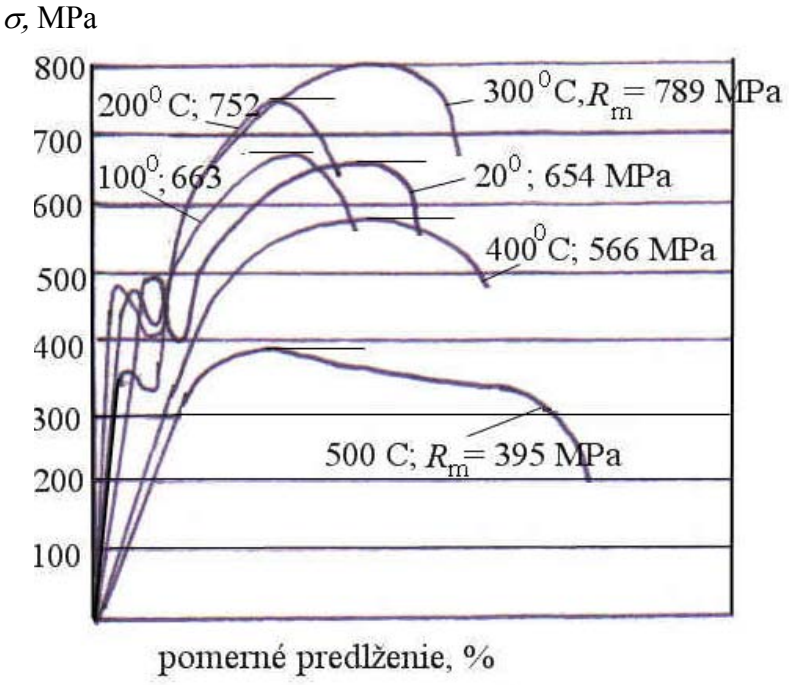
kde C_{ks} je konštanta.

Na diagrame (obr. 4.6) je experimentálna závislosť k_s na posuve pre niektoré druhy ocelí..



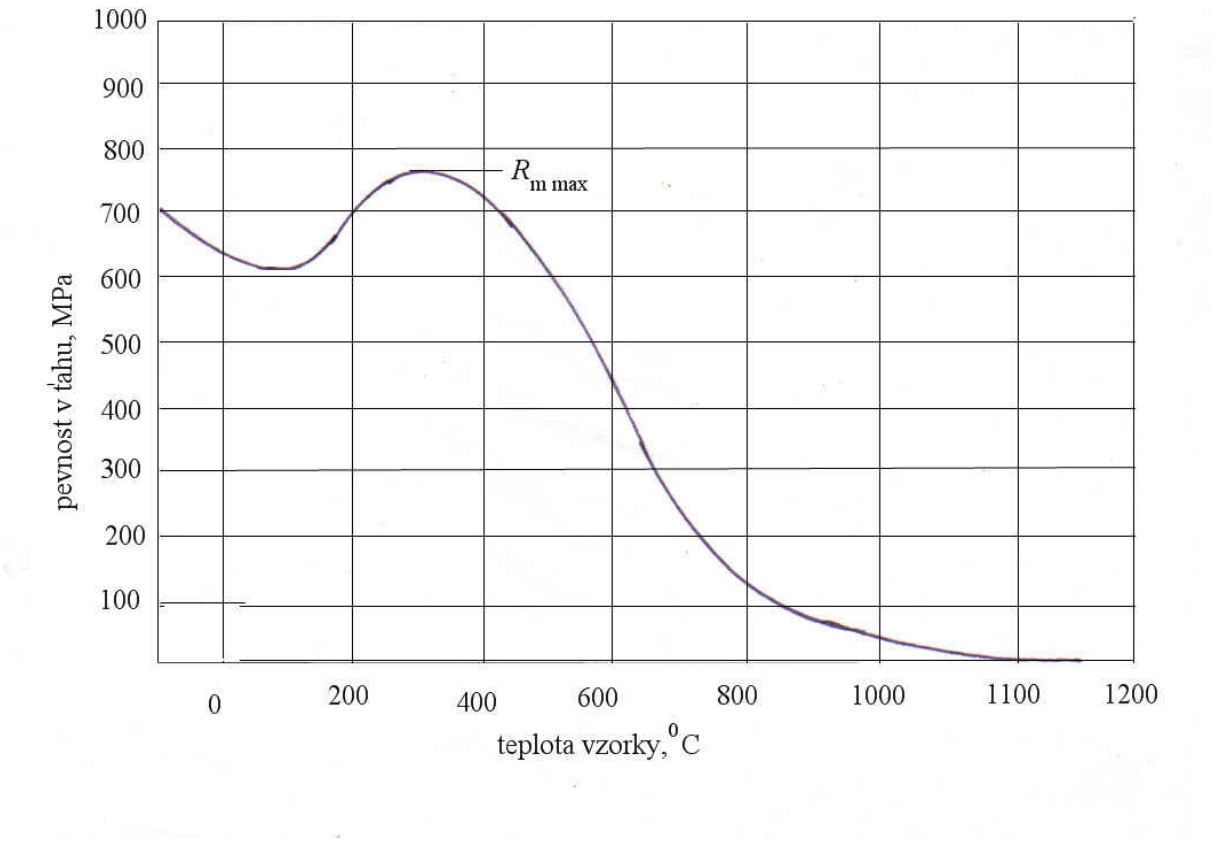
Obr. 4.6 Veľkosť k_s v závislosti na posuve pri obrábaní vybraných ocelí

Veľkosť mernej reznej sily bezprostredne súvisí s teplotou obrábaného materiálu pred rezným klinom nástroja. Pri klasickej skúške ťahom, realizovanej pri ohreve materiálu na rozličné teploty vznikajú priebehy napätia a predĺženia podľa obr. 4.7.



Obr. 4.7 Diagram napätie – predĺženie zo skúšky ťahom pri rozličných teplotách ohrevu materiálu (oceľ 12 050.1)

Na obr. 4.8 je výsledná závislosť medze pevnosti ocele na teplote ohrevu.

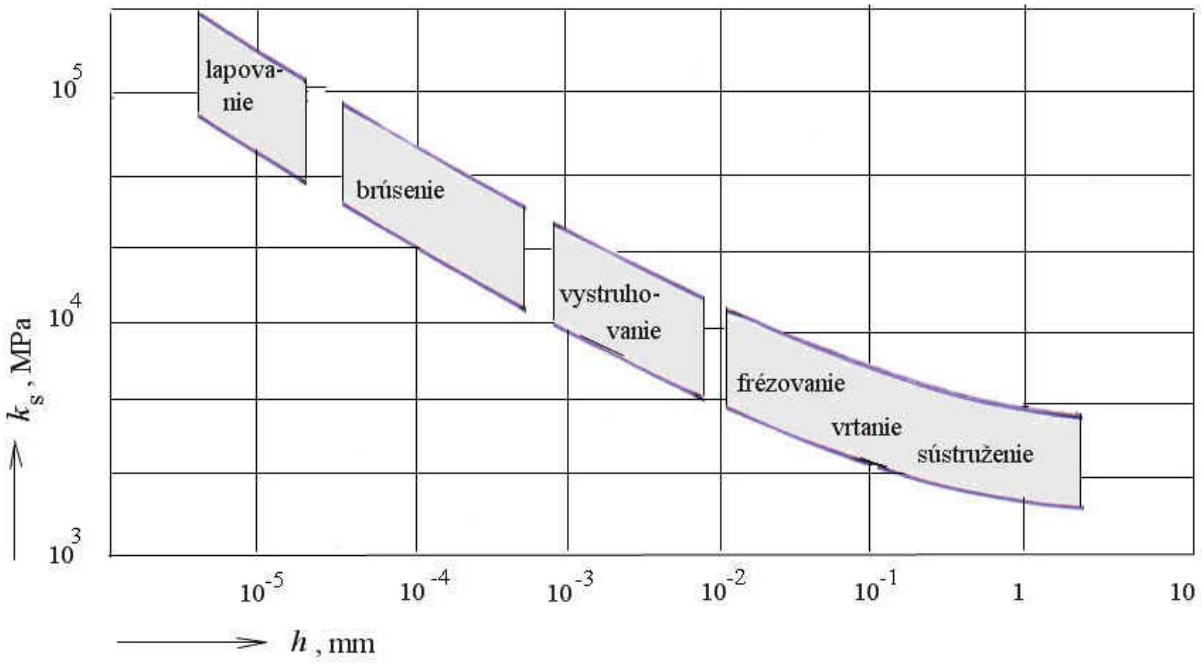


Obr. 4.8 Závislosť medze pevnosti ocele na teplote ohrevu.

Vidno, že medza pevnosti ocele postupne narastá až do teploty 300^0C, kde dochádza k relaxácii materiálu. Teplota, ktorá vzniká pred rezným klinom v dôsledku deformácie a trenia medzi obrábaným a rezným materiálom je priamo úmerná reznej rýchlosti. Približne možno povedať, že $\theta_r(^0\mathrm{C}) \approx 10.v_c(\mathrm{m.min}^{-1})$. Preto platí diagram na obr. 4.5. Vyššia pevnosť znamená súčasne vyššiu mernú reznú silu a odlišný charakter plastickej deformácie triesky. Zrejme preto vzniká v tejto oblasti na reznom kline nárastok.

Merná rezná sila sa teda mení so zmenou hrúbky odrezávanej vrstvy a to tak, že čím je hrúbka odrezávanej vrstvy väčšia, tým je merná rezná sila menšia. Závisí tiež na zmene podielu trenia. Vysoké hodnoty mernej reznej sily sú najmä pri malých prierezoch triesky.

Z obr. 4.9 vyplýva, že pri metódach obrábania, ktoré sú charakteristické malými prierezmi rezu, sú hodnoty mernej reznej sily vysoké.



Obr. 4.9 Merná rezná sila pri rozličných metódach obrábania

Experimentálne štúdium vplyvu h a b na F_c ukázalo, že:

- sila F_c je priamo úmerné šírke rezu. V súradnicovom systéme sa závislosť $F_c = f(b)$ vyjadrí priamkou, prechádzajúcou počiatkom súradníc.
- So zväčšovaním hrúbky prierezu rezu sila F_c rastie pomalšie ako hrúbka triesky. V dvojitej logaritmickej sústave sa závislosť $F_c = f(h)$ vyjadruje priamkou.

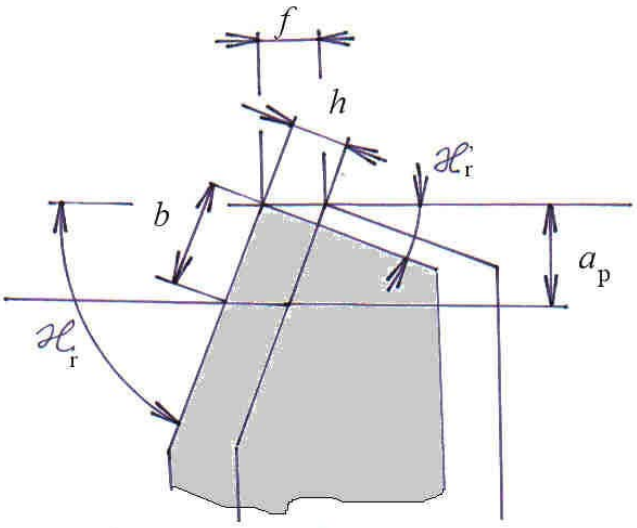
Závislosť reznej sily F_c od parametrov prierezu rezu sa dá vyjadriť:

$$F_c = C_{F_c} . h^{x_{Fc}} . b^{y_{Ff}} . \tag{4.40}$$

Exponent x_{Fc} sa mení v závislosti od druhu obrábaného materiálu. Približne možno použiť na výpočet hlavnej reznej sily vzťah:

$$F_c = C_{Fc} . b . h^{0,75} \tag{4.41}$$

Miesto fyzikálnych parametrov (b; h) je vhodnejšie použiť technologické, ktoré sa dajú nastaviť na stroji. Ich vzťah vyjadruje obr. 4.10.



Obr. 4.10 Schéma na určenie vzťahu medzi technologickými (a_p; f) a fyzikálnymi (h, b) parametrami.

Podľa obr. 4.10 platí:

$$h = f.\sin\kappa_r$$
$$b = \frac{a_p}{\sin\kappa_r} \tag{4.42}$$

Po dosadení a uvedení konkrétnych hodnôt parametrov dostaneme:

$$F_c = C_{F_c}.a_p.f^{0,75} \tag{4.43}$$

Závislosti F_p a F_f na hĺbke rezu a posuve pri sústružení sú dané rovnicami:

$$F_p = C_{F_f}^{0,75}.f^{0,09}$$
$$F_f = C_{F_f}.f^{0,6}.a_p^{1,1} \tag{4.44}$$

Konkrétne hodnoty exponentov sú pre niektoré materiály v tab. 4.2

Hodnoty konštánt C_F a exponentov x_F; y_F *Tab. 4.2*

Materiál	C_{F_C}	x_{F_C}	y_{F_C}	C_{F_p}	x_{F_P}	y_{F_P}	C_{F_f}	x_{F_f}	y_{F_f}
oceľ									
R_m=450 MPa	1 570	1	0,78	720	0,90	0,75	440	1,10	0,55
600 MPa	1 710	1	0,78	910	0,90	0,75	550	1,10	0,55
700 MPa	1 840	1	0,78	1 030	0,90	0,75	630	1,10	0,55
legovaná oceľ R_m=700 MPa	2 030	1	0,75	1 130	0,90	0,75	690	1,10	0,55
sivá liatina									
HB 180	980	1	0,73	770	0,90	0,75	380	1,10	0,65
HB 200	1 050	1	0,73	850	0,90	0,75	450	1,10	0,65

Z uvedených vzťahov a tabuľky vyplýva, že všetky zložky výslednej reznej sily sa menia podľa týchto zákonitostí:

- Pri zväčšovaní hĺbky rezu (šírky prierezu rezu) sa hlavná rezná sila F_c zväčšuje proporcionálne. Axiálna sila F_f rastie rýchlejšie ako hĺbka rezu a radiálna sila F_p rastie pomalšie ako hrúbka prierezu rezu.
- Všetky zložky výslednej sily rastú so zväčšovaním hrúbky prierezu rezu (posuvu) pomalšie ako hrúbka prierezu rezu
- Merná rezná sila so zväčšovaním hrúbky prierezu rezu (posuvu) klesá.

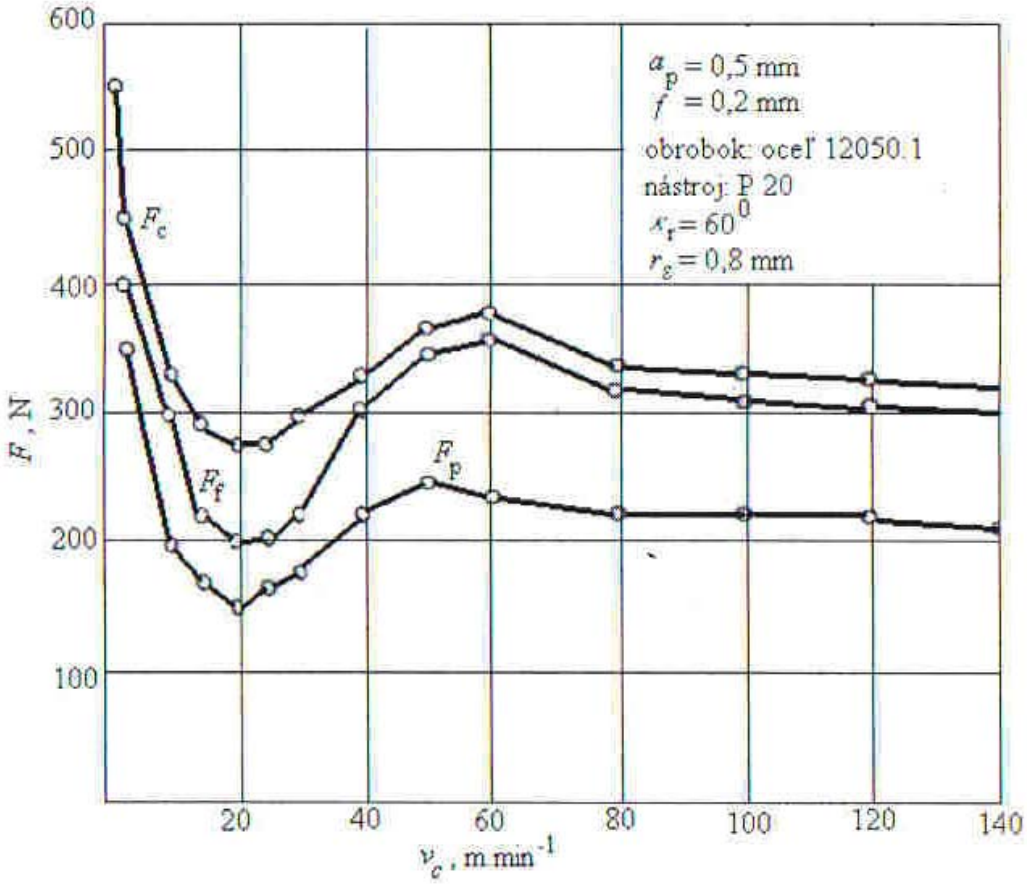
Skutočnosť, že rezné sily so zvyšovaním hrúbky odrezávanej vrstvy rastú pomalšie ako samotná hrúbka odrezávanej vrstvy má zásadný význam. Podľa súčasných poznatkov možno tento jav vysvetliť tým, že

- trecie sily na chrbte nástroja F_t rastú pomalšie ako hrúbka odrezávanej vrstvy
- so zväčšovaním hĺbky rezu medzný uhol ϕ rastie, čo vyvoláva zmenu (zmenšenie) skutočného odporu materiálu, ktorý kladie plastickej deformácii, a teda aj zmenšenie práce vynaloženej na deformovanie odrezávanej vrstvy.

Okrem posuvu a hĺbky rezu ovplyvňuje absolútnu veľkosť a vzájomný pomer veľkosti týchto troch zložiek reznej sily aj rezná rýchlosť, geometria nástroja, stav opotrebenia rezného klina a rezné prostredie.

Vplyv týchto parametrov na rezné sily súvisí s ich vplyvom na veľkosť deformačnej práce, resp. mernej reznej sily.

Závislosť rezných síl na reznej rýchlosti nie je monotónna. Na obr. 4.11 je takáto experimentálna závislosť.



Obr. 4.11 Experimentálna závislosť zložiek reznej sily na reznej rýchlosti

Vidno, že rezná rýchlosť nemá vplyv na vzájomný pomer rezných síl, iba na ich absolútne hodnoty. V oblasti nárastku je zreteľný nárast rezných síl. Po prekročení nárastkovej oblasti sily monotónne klesajú reznej sily. Preto pre túto oblasť rezných rýchlostí je možné upresniť vzťah pre výpočet reznej sily F_C použitím vzťahu:

$$F_C = C_{F_C} . a_p^{x_{Fc}} . f^{y_{Fc}} . v_c^{z_{Fc}} . \tag{4.45}$$

Hodnoty x_{F_C} a y_{F_C} sú rovnaké, ako v tab. 4.2. Stredná hodnota z_{F_c} = -0,15.

Konštanta C_{F_C} v tom prípade bude mať hodnoty podľa tab. 4.3

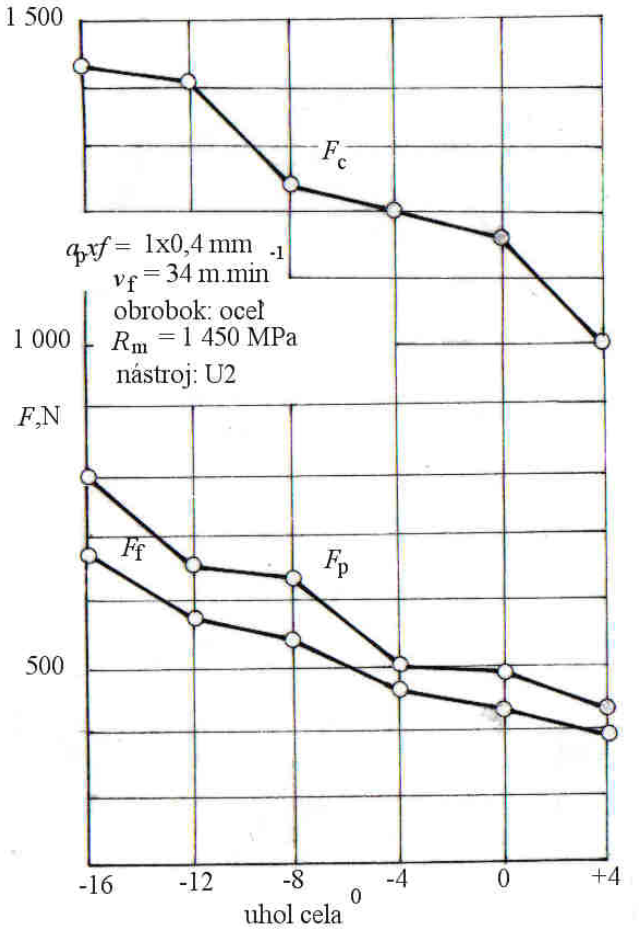
Hodnoty C_{F_c} vo vyššie uvedenom vzťahu *Tab. 4.3*

Materiál	R_m, MPa	C_{F_c}
uhlíková oceľ	450 600 700	2 550 2 780 3 000
legovaná oceľ	700	3 320

Krivky zmeny rezných síl v závislosti na reznej rýchlosti sa podobajú krivkám zmeny stlačenia triesky a koeficientu trenia. Zaznamenáva sa nárast všetkých zložiek v oblasti nárastku a minimálnych rezných rýchlostí. Dá sa dokázať, že zväčšovanie posuvu zvyšuje maximum kriviek $F = f(v_c)$ a posúva ho doľava.

Zväčšenie uhla čela znižuje a posúva charakteristické body kriviek $F = f(v_c)$ na stranu väčších rýchlostí.

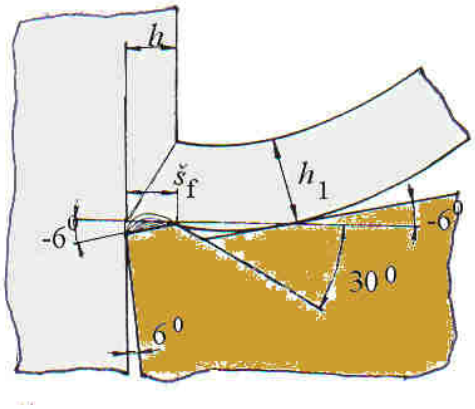
Na dokumentovanie predchádzajúcich úvah o vplyvu uhla čela na rezné sily je takýto diagram na obr. 4.12.



Obr. 4.12 Experimentálna závislosť zložiek reznej sily na uhle čela

Vidno, že všetky zložky reznej sily so stúpajúcim uhlom čela do kladných hodnôt klesajú. Čím menší je uhol čela, tým ťažšie sa nástroj vrezáva do obrobku a tým väčšia je deformácia odrezávanej vrstvy a rezná sila F_c.

Na zvýšenie pevnosti a trvanlivosti rezného klina sa na nástroje z krehkých rezných materiálov s kladnými uhlami čela umiestňuje fázka, obyčajne pod záporným uhlom čela. Ak je šírka fázky $š_f \leq h$, rezné sily sa menia len málo. Ak je šírka fázky väčšia ako h, rezné sily začnú rásť, pretože funkciu tvorenia triesky preberá záporné čelo fázky. Pri $š_f \rangle 2.h$ vzrastú na takú hodnotu, akú by mal nástroj s uhlom čela, pod ktorým je zhotovená fázka. Toto ponímanie odpovedá klasickým úpravám rezného klina. Pri úprave, ktorá spočíva v skrátení kontaktu čela nástroja s trieskou (obr. 4.13) možno vytvoriť stav, pri ktorom sa zmenší vonkajšie trenie medzi trieskou a čelom nástroja. Medzi trieskou a ďalšou plochou čela vzniká medzera, do ktorej sa pri rýchlom pohybe triesky nasáva rezná kvapalina a dostáva sa medzi triesku a čelo nástroja.



Obr. 4.13 Rezný klin so skrátenou plochou kontaktu s trieskou

Dochádza tým k výraznému poklesu rezných síl (až o 30%) a ku zmene charakteru závislostí zložiek síl od a_p a f:

$$F_c = C_{F_c} . a_p^{0,64} . f^{0,89}$$
$$F_p = C_{F_p} . a_p^{0,34} . f^{0,71} \qquad (4.46)$$
$$F_f = C_{F_f} . a_p^{0,34} . f^{1,25}$$

Tieto opatrenia vedú k znižovaniu spotreby energie na obrábanie.

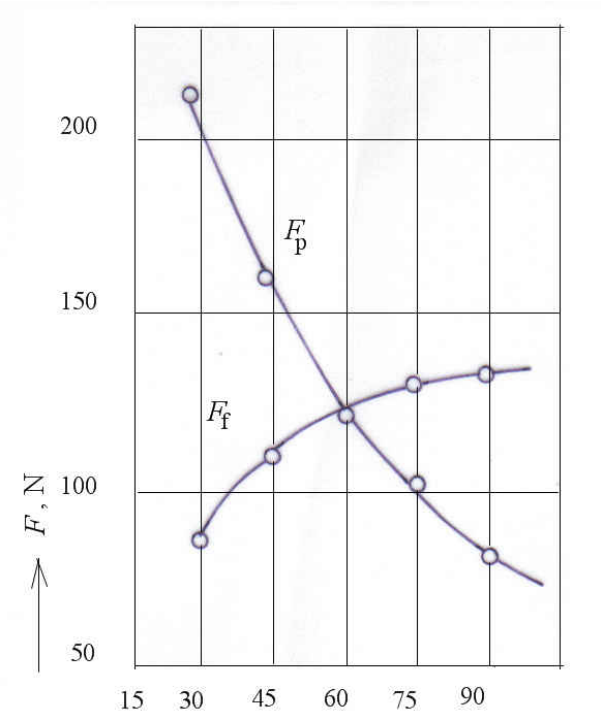
Uhol chrbta ovplyvňuje veľkosť dotykovej plôšky obrobku s chrbtovou plochou. So zväčšovaním uhla chrbta sa šírka dotykovej plôšky chrbta s prechodovou plochou obrobku zmenšuje, čo sa prejaví zmenšením normálnej sily F_n a sila F_t . Úmerne sa zmenšia aj zložky výslednej reznej sily.

Experimentálny výskum ukazuje, že pri zväčšení uhla chrbta na 10^0 je pokles rezných síl F_c, F_p a F_f nepatrné. Rezná sila F_c sa zmenší o 6%, F_p o 17% a F_f o 12%.

Vplyv uhla nastavenia na reznú silu F_c môžeme posúdiť tak, keď v rovnici pre F_c vyjadríme hrúbku a šírku rezu pomocou hĺbky rezu a posuvu. Potom dostaneme:

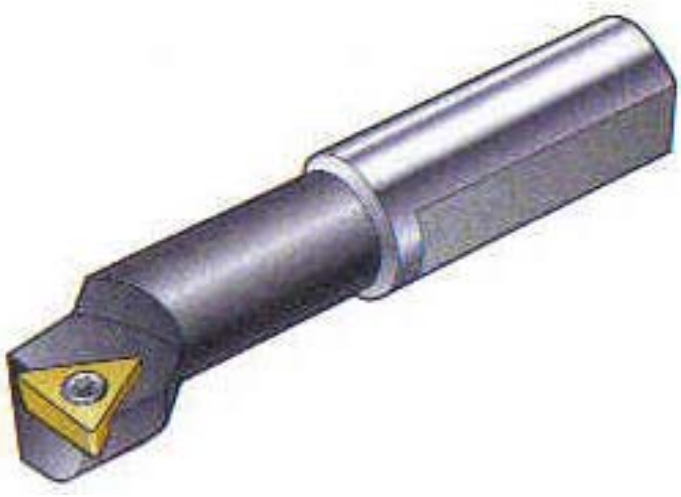
$$F_c = C_{F_C}.h^{0,75}.b = \frac{f^{0,75}.a_p.\sin^{0,75}\kappa_r}{\sin\kappa_r} C_{F_c} = C_{F_C}.\frac{f^{0,75}.a_p}{\sin^{0,25}\kappa_r}. \qquad (4.47)$$

Z toho vyplýva, že so zväčšovaním uhla nastavenia sa rezná sila F_c ustavične zmenšuje. V skutočnosti je to však inak. Rezná sila F_c sa pri obrábaní ocele zmenšuje len pri zväčšovaní uhla κ_r do hodnôt 50^0-60^0, ale potom rastie. Závislosť axiálnej a radiálnej reznej sily od κ_r pri sústružení ocele je na obr. 4.14. S nárastom nástrojového uhla nastavenia hlavnej reznej hrany stúpa sila F_f a úmerne klesá sila F_p.



Obr. 4.14 Závislosť zložiek reznej sily na uhle nastavenia hlavnej reznej hrany pri sústružení ocele. $\kappa_r = 30°$

Pokles sily F_p s o stúpajúcim uhlom κ_r sa dá využiť pri sústružení dlhých a málo tuhých obrobkov. Voľbou uhla nastavenia v hodnotách, blízkych 90^0, zmenšíme silu F_p na minimum a tým aj priehyb obrobku. Podobne pri sústružení a vyvŕtávaní dlhých dier je pri $\kappa_r \approx 90^0$ minimálny priehyb nástroja (obr. 4.15) a obrobený otvor bude mať valcový profil.



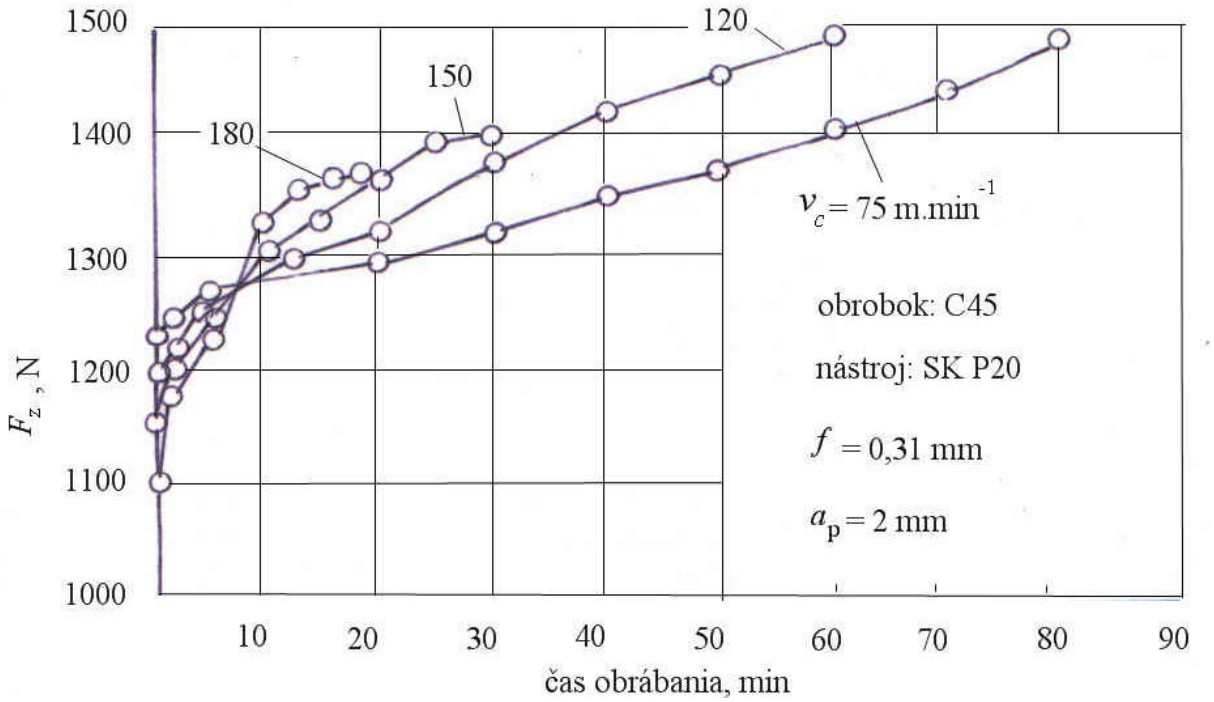
Obr. 4. 15 Rezný nástroj na sústruženie diery

So zväčšením vedľajšieho uhla nastavenia sa zmenšuje dĺžka vedľajšej reznej hrany, ktorá bezprostredne reže materiál. So zväčšením vedľajšieho uhla nastavenia sa sila F_c najprv zväčšuje a potom, počnúc $\kappa_r' = 10°$, zostáva konštantná. Sila F_p sa o niečo zmenšuje, sila F_f sa nemení. So zväčšením pomeru $\frac{a_p}{f}$ sa vplyv vedľajšieho uhla nastavenia na rezné sily zmenšuje. Vplyv vedľajšieho uhla nastavenia sa pri výpočte rezných síl neberie do úvahy. So zväčšovaním polomeru zaoblenia hrotu noža r_ε sa zväčšuje dĺžka reznej hrany v zábere, zmenšujú sa uhly na hrote, a tým sa v tejto oblasti zväčší šírka a zmenší hrúbka odrezávanej vrstvy, čo vyvolá zväčšenie stlačenia triesky. Pôsobenie zväčšenia polomeru hrotu je analogické ako zmenšenie uhla nastavenia hlavnej reznej hrany.

So zväčšovaním polomeru zaoblenia hrotu nástroja sily F_c a F_p narastajú a sila F_f sa zmenšuje. So zmenou uhla sklonu hlavnej reznej hrany sa mení pracovný uhol čela. Približovaním kladných uhlov sklonu reznej hrany k hodnote $\lambda_s = 0^\circ$ pracovný uhol čela rastie a pri tejto hodnote je maximálny. S ďalším zväčšovaním uhla sklonu reznej hrany sa pracovný uhol čela zmenšuje.

So zmenšovaním uhla sklonu reznej hrany λ_s sa zväčšuje stlačenie triesky, Zväčšuje sa trenie, čím sa súčasne zväčšuje normálová sila a sila trenia. V rozmedzí uhlov $\lambda_s \in \langle -5^0; +5^0 \rangle$ sa jeho vplyv vo výpočtoch zanedbáva.

Na rezné sily má veľký vplyv opotrebenia nástroja na chrbte. S rastom opotrebenia na chrbte rastú všetky zložky reznej sily. Na obr. 4.16 je experimentálny diagram závislosti F_c od opotrebenia nástroja (strojového času). Vidno prudký nárast hlavnej reznej sily v prvých fázach obrábania. Postupne intenzita jej nárastu klesá. So stúpajúcou reznou silou sa skracuje čas, za ktorý rezná sila stúpne na maximálnu hodnotu. Jednoznačne to súvisí s opotrebením nástroja. Zákonitosťami opotrebenia nástrojov sa budeme zaoberať ďalej.



Obr. 4.16 Závislosť reznej sily F_c na čase obrábania, pri rozličných reznych rýchlostiach

V podmienkach sťaženého odvodu triesky, ako napr. pri zapichovaní, alebo odpichovaní, pri vŕtaní hlbokého otvoru a pod., sa rezná sila zväčšuje o 100 aj viac %. Tu sa totiž k sile, potrebnej na oddelenie triesky pripočíta aj sila, potrebná na jej odvádzanie. Pri plnom využití výkonu stroja, ako aj pri plnom zaťažení nástroja treba brať do úvahy túto okolnosť pri voľbe rezných podmienok. Napr. pri upichovaní môže byť na konci procesu rezná sila väčšia ako je prípustná hodnota z hľadiska pevnosti nástroja a môže dôjsť k jeho poškodeniu.

Na rezné sily vplýva aj rezné prostredie, pri tvarovom sústružení aj tvar nástroja.

Rezné sily závisia od fyzikálno-mechanických vlastností plasticky veľmi deformovaného a ohriateho materiálu, t.j. od stavu, v akom je materiál počas procesu obrábania. Preto nemôže existovať jednoznačná závislosť medzi reznými silami a pevnosťou materiálu, zistenou pri izbovej teplote. Ak sa však obmedzíme na určitú úzku skupinu materiálov (napr. oceľ, liatina a pod.), môžeme túto závislosť určiť. Napr. pre sústruženie ocele sa dá s určitým priblížením použiť vzťah:

$$K_{\mathrm{MF_z}} = \left(\frac{R_{\mathrm{m}}'}{\acute{R}_m} \right)^{n_{\mathrm{Fc}}}, \tag{4.48}$$

kde $K_{\mathrm{MF_c}}$ je koeficient, vyjadrujúci vplyv vlastností obrábaného materiálu na F_c,

R_{m} – medza pevnosti ocele za stavu, pre ktorý F_c poznáme,

R_{m}' - medza pevnosti ocele za stavu, pre ktorý sa F_c určuje,

$n_{\mathrm{F_c}}$ = 0,35 pre ocele s $R_{\mathrm{m}} \langle 600$ MPa; 0,75 pre ocele s $R_{\mathrm{m}} \rangle 600$ MPa.

Pri obrábaní liatiny:

$$K_{\mathrm{MF_c}} = \left(\frac{H'}{H} \right)^{0,55}, \tag{4.49}$$

kde H je tvrdosť liatiny (HB) za stavu, pre ktorý F_c poznáme,
H' - tvrdosť liatiny (HB) za stavu, pre ktorý sa F_c určuje.

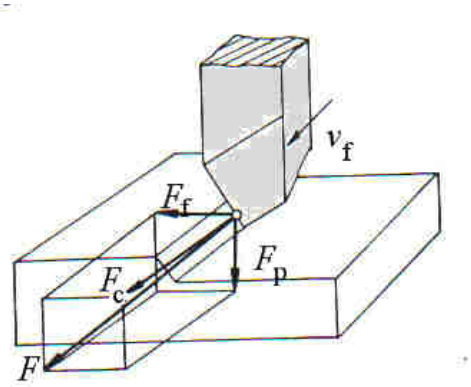
Na veľkosť rezných síl vplýva aj stav obrábaného materiálu. Napr. pri obrábaní ťahanej ocele rezné sily majú hodnotu približne $0,8F$ (v pomere k normalizačne žíhanej oceli).

Vlastnosti rezného materiálu vplývajú na rezné sily najmä vtedy, ak sa so zmenou rezného materiálu mení aj odolnosť nástroja proti opotrebeniu a koeficient trenia. Pri obrábaní spekanými karbidmi je rezná sila menšia, ako pri obrábaní rýchloreznou oceľou. Tento pokles reznej sily je pre bežne používané obrábané materiály v nasledovnom rozsahu:

- pri obrábaní ocele 5%,
- kujná liatina 20%
- sivá liatina 20%.
-

4.2 Rezné sily pri hobľovaní a obrážaní

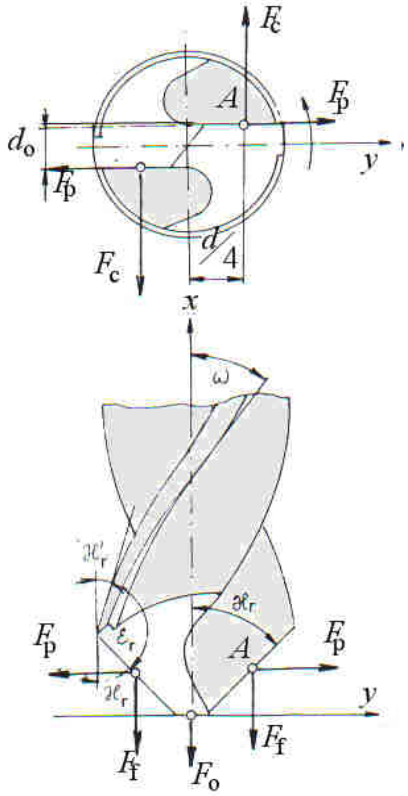
Rezný proces pri hobľovaní a obrážaní je , pokiaľ ide o tvorenie triesky analogický sústruženiu. Zvláštnosťou sú nárazy pri vchádzaní a vychádzaní noža zo záberu. Hobľovanie (hlavný pohyb vykonáva obrobok) a obrážanie (hlavný pohyb vykonáva nôž) má charakter typického prerušovaného rezu. Preto tu treba počítať s dynamickým namáhaním noža pri vchádzaní a vychádzaní zo záberu. Na obr. 4.17 je rozklad sily pôsobiacej na hobľovací, alebo obrážací nôž. Hlavná rezná sila F_c má smer reznej rýchlosti a hlavného pohybu. Sila F_p je kolmá na smer posuvu a hlavný pohyb. Vektor sily F_f má smer posuvu. Na výpočet rezných síl pri hobľovaní a obrážaní sa aplikujú rovnaké vzťahy ako pri sústružení.



Obr. 4.17 Rezné sily pri pri hobľovaní a obrážaní

4.3 Rezné sily pri vŕtaní

Pri vŕtaní sú rezné sily rozložené na rezných hranách vrtáka. Výsledné rezné sily si predstavujeme skoncentrované v bode *A* na rezných hranách skrutkovitého vrtáka a rozkladajú sa do smerov *x*, *y* a *z* (obr. 4.18).



Obr. 4.18 Rezné sily pri vŕtaní skrutkovitým vrtákom

Ak má vrták symetrické rezné hrany, radiálne sily F_p sa rovnajú a navzájom sa rušia. Rezné sily *Fc* pôsobia približne na ramene $\frac{d}{4}$ a vytvárajú krútiaci moment M_k, ktorý sa prenáša na vreteno stroja. Rezné sily F_f sa skladajú a spolu s osovou silou F_o tvoria sumárnu silu, ktorú zabezpečuje posuvový mechanizmus stroja. Krútiaci moment na vrtáku bude:

$$M_k = 2.F_c.\frac{d}{4} - 2.F_p.\frac{d}{2}, \text{ N.mm} \qquad (4.50)$$

kde *d* je priemer vrtáka, mm
d_0 – priemer jadra vrtáka, mm
Po vykrátení:

$$M_k = F_c.\frac{d}{2} - F_p.d_0. \qquad (4.51)$$

Ak použijeme poznatky zo sústruženia, možno pre obvodovú silu F_c napísať:

$$F_c = C_{F_c} . b^{x_{F_c}} . h^{y_{F_c}} . \tag{4.52}$$

Pri vŕtaní skrutkovitými vrtákmi:

$$b = \frac{d}{2.\sin \kappa_r}; h = \frac{f}{2}.\sin \kappa_r .$$

Ak tieto hodnoty dosadíme do rovnice pre výpočet F_c, dostaneme:

$$F_c = C_{F_c} \left(\frac{d}{2}\right)^{x_{F_z}} . \frac{1}{\sin^{x_{F_z}} \kappa_r} . \left(\frac{f}{2}\right)^{y_{F_c}} . \sin^{x_{F_z}} \kappa_r \tag{4.53}$$

$$F_c = \frac{C_{F_z}' . d^{x_{F_c}} . f^{y_{F_c}}}{\sin^{x_{F_c} - y_{F_c}} \kappa_r} \tag{4.54}$$

Bežné vrtáky na vŕtanie ocele a liatiny majú konštantný uhol nastavenia $\kappa_r = 60°$, čiže môžeme napísať:

$$F_c = C''_{F_c} . d^{x_{F_c}} . f^{y_{f_c}} \tag{4.55}$$

Keď túto hodnotu dosadíme do vzťahu pre výpočet krútiaceho momentu.

$$M_k = 2.C''_{F_c} . d^{x_{F_c}} . f^{y_{F_c}} . \frac{d}{4} = C_M . d^{1+x_{F_c}} . f^{y_{F_c}} = C'_M . d_0 . d^{x_{F_p}} f^{y_{F_c}} . \tag{4.56}$$

Osová sila

$$F_o = 2.F_f + F_o' . \tag{4.57}$$

kde F_o' je zložka od priečnej reznej hrany.

Ak predpokladáme, že sily F_f a F_o sú v určitej závislosti od sily F_c, dostaneme:

$$F_0 = 2.K_1 . F_c + K_2 . F_c = C''_{F_c} (2.K_1 + K_2) . d^{x_{F_c}} . f^{y_{F_c}} = C_0 . d^{x_{F_c}} . f^{y_{F_c}} , \tag{4.58}$$

kde

$$C_0 = C''_{F_C} (2.K_1 + K_2) \tag{4.59}$$

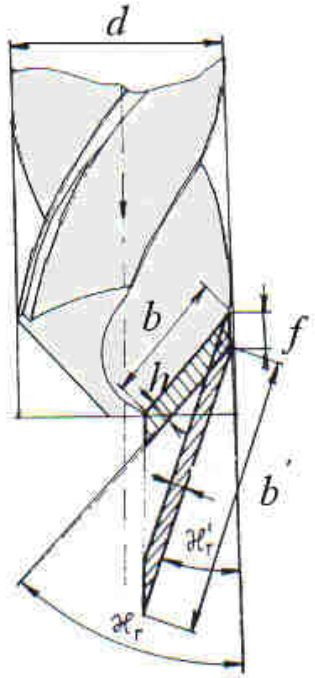
Hodnoty konštánt C_M a C_0 a exponentov $x_{F_c}; y_{F_c}$ sa určia experimentálne meraním M_k a F_0 na dynamometri v závislosti od druhu obrábaného materiálu, posuvu a priemeru vrtáka, geometrie a rezných uhlov vrtáka a ďalších faktorov. Hodnoty týchto konštánt a exponentov sú uvedené v tab. 4.4.

Hodnoty konštánt a exponentov na výpočet F_0 a M_k pri vŕtaní vrtákmi z RO *Tab. 4.4*

Obrábaný materiál	C_0	C_M	x_{F_c}	y_{F_c}
konštrukčná oceľ	787	338	1	0,75
sivá liatina	605	233	1	0,8
kujná liatina	525	203	1	0,8
bronz	315	120	1	0,8

So zväčšovaním posuvu rastie M_k aj F_0. Pritom intenzita zmeny $M_k = f(f)$ a $F_0 = f(f)$ je analogická sústruženiu. Vplyv posuvu na krútiaci moment je väčší ako na osovú silu. Priemer vrtáka pôsobí na rezné sily analogicky s hĺbkou rezu pri sústružení. To znamená, že vplýva na zväčšenie osovej sily viac ako posuv. V rovnici krútiaceho momentu predstavuje $\frac{d}{2}$ rameno dvojice síl priložených k rezným hranám vrtáka. Preto exponent pri výpočte krútiaceho momentu je $1 + x_{F_C}$.

So zväčšením reznej rýchlosti sa zmenšuje objem deformovaného kovu pred reznou hranou vrtáka. Súčasne sa však zvyšuje aj teploty dotýkajúcich sa povrchov, v dôsledku čoho sa menia fyzikálno-mechanické vlastnosti obrábaného materiálu a to vplýva na zmenu M_k a F_0. Možno konštatovať, že vplyv reznej rýchlosti na krútiaci moment je menší ako vplyv na osovú silu. Tento vplyv sa prejavuje najmä preto, že so zmenou uhla skrutkovice ω sa mení uhol čela. Uhol čela a uhol sklonu skrutkovitých drážok sú priamo úmerné veličiny. So zväčšovaním uhla sklonu drážok rastie aj uhol čela, čo má za následok zníženie deformačnej práce a trenia pri vŕtaní, teda klesajú hodnoty M_k a F_0. Výsledky experimentálnych skúšok však ukazujú, že intenzívnejšie stlačenie triesky sa prejavuje len pri zväčšovaní uhla čela do hodnoty 35°. Pri ďalšom zväčšovaní uhla čela je už intenzita stlačenia triesky menšia. Na základe toho možno predpokladať, že so zväčšovaním uhla ω sa stlačenie triesky, deformačná práca a rezné sily budú meniť podobne. Ako vidno zo skúšok, so zväčšovaním uhla na 30^0 až 35° sa M_k a F_0 znižujú výrazne. S ďalším zväčšovaním uhla už nie je ich znižovanie významné. Týmto poznatkom odpovedá aj konštrukcia vrtákov (na vŕtanie ocele a liatiny sa používa $\omega = 25° - 30°$, na vŕtanie ľahkých kovov $\omega = 40° - 45°$). So zmenou uhla nastavenia sa mení šírka aj hrúbka odrezávanej vrstvy podľa obr. 4.19.



Obr. 4.19 Zmena tvaru prierezu rezu s uhlom nastavenia vrtáka

Podobne ako pri sústružení, sa krútiaci moment so zmenšovaním uhla nastavenia zväčšuje. Naopak, so zväčšovaním uhla nastavenia rastie odpor proti vnikaniu vrtáka do materiálu a zaznamenáva sa zväčšenie osovej sily.

Pre účely výpočtu sú v tab. 4.5 uvedené hodnoty opravných koeficientov pre osovú silu a krútiaci moment v závislosti na uhle nastavenia.

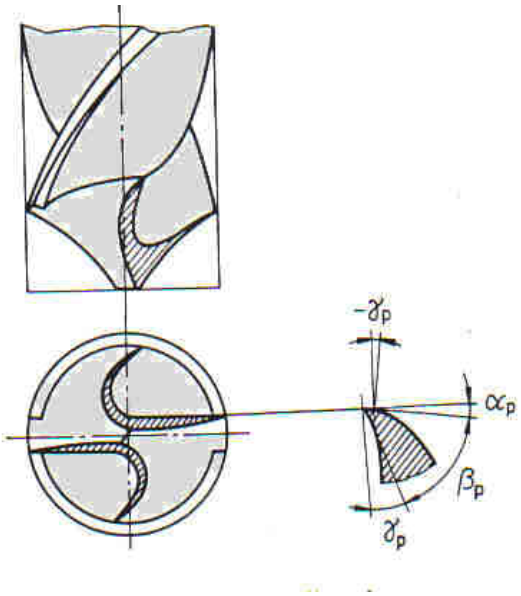
Opravný koeficient pre F_0 a M_k v závislosti na κ_r *Tab. 4.5*

Uhol nastavenia κ_r	F_0 pre oceľ strednej pevnosti	M_k pre oceľ	F_0 liatina do 200 HB	M_k liatina,
45^0	0,97	1,23	0,73	1,25
60^0	1	1	1	1
75^0	1,04	0,82	1,27	0,88

Z údajov v tabuľke vyplýva:

- so zväčšovaním uhla nastavenia sa krútiaci moment zmenšuje a osová sila rastie
- osová sila so zväčšovaním uhla nastavenia rastie relatívne viac pri obrábaní liatiny ako ocele.

Uhol čela na priečnej reznej hrane má zápornú hodnotu, preto osová sila so zväčšovaním jadra vrtáka rastie; zväčšuje sa odpor proti vnikaniu vrtáka do materiálu. Na vrtákoch väčších priemerov sa preto priečna rezná hrana skracuje špeciálnym podbrúsením (obr. 4.20)

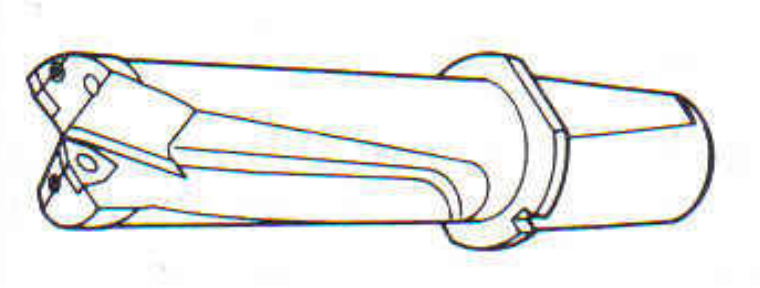


Obr. 4.20 Skrátenie priečnej reznej hrany vrtáka

Veľký vplyv na veľkosť rezných síl a krútiaci moment pri vŕtaní majú mechanické vlastnosti obrábaného materiálu. Čím vyššia je pevnosť alebo tvrdosť obrábaného kovu, tým väčšia je osová sila a krútiaci moment.

Pri použití rezných kvapalín, najmä povrchovo aktívnych emulzií sa v porovnaní s vŕtaním bez chladenia veľmi znižuje veľkosť osovej sily a krútiaceho momentu. Pri vŕtaní ocele je toto zníženie 10 – 30%, pri vŕtaní liatiny 10 – 18% a pri vŕtaní hliníka a jeho zliatin 30 – 40%.

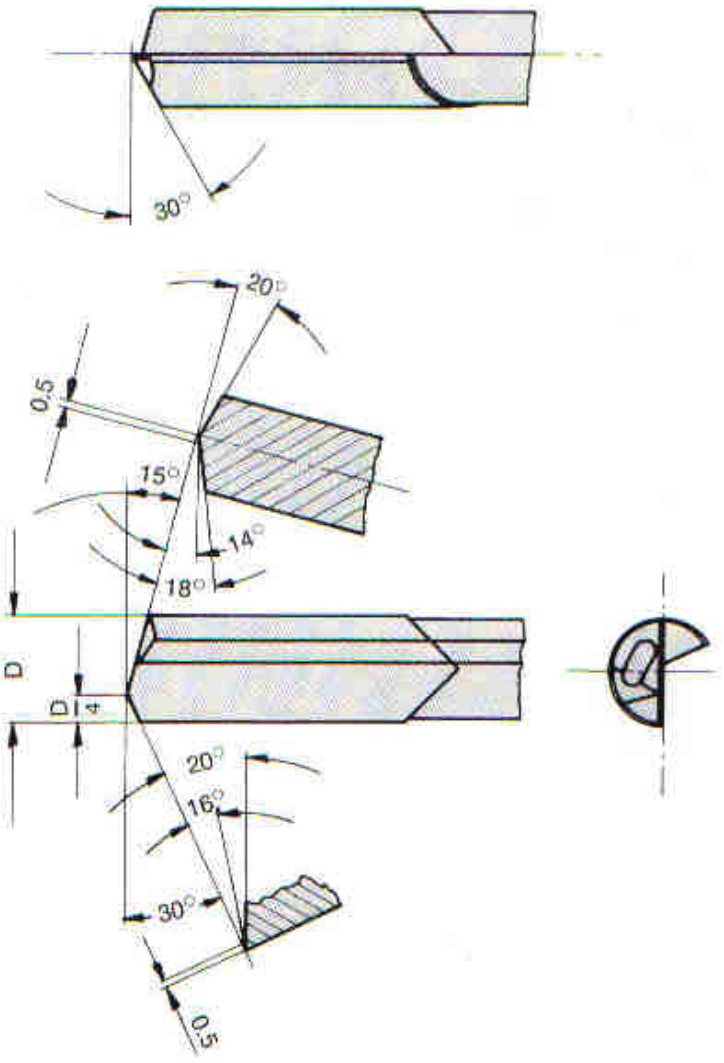
So zväčšovaním hĺbky vŕtania sa podmienky vŕtania zhoršujú, lebo sa sťažuje odvádzanie triesky a prívod reznej kvapaliny, zvyšuje sa vývoj tepla a rastie spevnenie materiálu, čím sa zväčšuje opotrebenie vrtáka a zvyšuje sa osová sila a krútiaci moment. Pri väčších hĺbkach vŕtania sa na hlavných rezných hranách nástroja zhotovujú drážky, ktoré delia triesku.. Iný spôsob podľa obr. 4.21 je použitie dvoch rezných platničiek, umiestnených na rozličných vzdialenostiach od osi vrtáka.



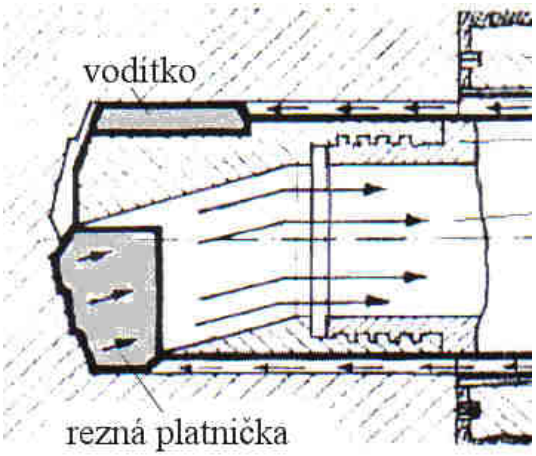
Obr. 4.21 Vrták s dvoma reznými platničkami

Umiestnenie platničiek a ich geometria musí byť volená tak, aby sa radiálne rezné sily od oboch platničiek vyrovnávali.

Na vŕtanie hlbokých otvorov sa aplikujú špeciálne vrtáky. Za hlboký otvor považujeme, ak pomer jeho dĺžky a priemeru splňuje podmienku: $\frac{l}{d} \geq 5$. Na obr. 4.22. je geometria jednoklinového vrtáka (JKV) s vnútorným prívodom a vonkajším odvodom kvapaliny a triesok Spôsob kompenzácie síl F_p je zrejmý z obrázku. Vrták má vodiacu časť z rezného materiálu. Ktorá je posunutá oproti reznej hrane dozadu a opiera sa o obrobenú plochu. Podobne sa rieši aj zachytávanie F_f u vrtáka typu BTA (s vonkajším prívodom a vnútorným odvodom kvapaliny a triesok (obr. 4.23).



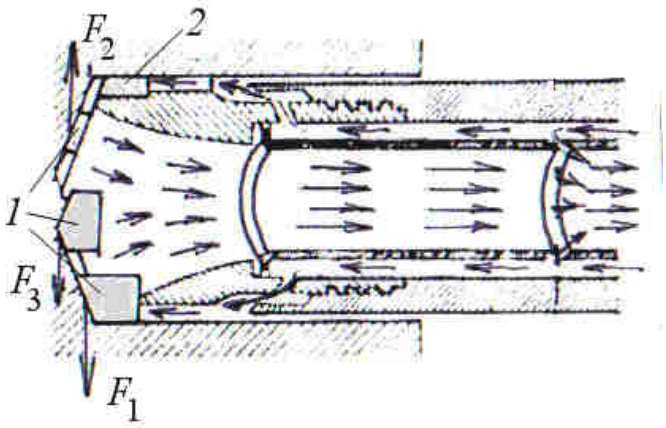
Obr. 4.22 Vrtáky JKV na vŕtanie hlbokých otvorov



Obr. 4.23 Vŕtanie hlbokých otvorov systémom BTA(z anglického: Bohring and Trepanning Association)

Pri vŕtaní hlbokých otvorov systémom s vnútorným prívodom aj odvodom kvapaliny a triesok (obr. 4.24) je snaha usporiadať šachovnicovo rezné platničky tak, aby došlo k rovnováhe síl $F_{f2} = F_{f1} + F_{f3}$. Nerovnosť vyrovnáva opierka , umiestnená naproti rezným klinom, pričom sa opiera o obrobenú plochu.

Obr. 4.24 Vŕtanie hlbokých otvorov nástrojom typu EJEKTOR. 1 – rezné platničky, - opierka



2

V literatúre sa uvádzajú pre výpočet krútiaceho momentu a osovej sily pri vŕtaní vrtákmi zo spekaného karbidu nasledovné rovnice:

$$M_{\mathrm{k}} = 3.10^{-3}.f.d^{2}.R_{\mathrm{m}}^{0,7}$$
$$F_{0} = 2.d^{1,4}.f^{0,8}.R_{\mathrm{m}}^{0,75} \qquad (4.60)$$

Pri vŕtaní sivej a kujnej liatiny vrtákmi zo spekaného karbidu bez chladenia:

$$M_{\mathrm{k}} = 1{,}43.10^{-3}.d^{2}.f^{0,94}.H^{0,6}$$
$$F_{\mathrm{o}} = 7{,}2.d^{0,9}.f.H^{0,6} \quad , \qquad (4.61)$$

kde H je tvrdosť materiálu obrobku, HB
R_{m} – pevnosť v ťahu, MPa.

Celkový výkon, potrebný na vŕtanie sa skladá z výkonu P_e ´ potrebného na hlavný pracovný pohyb a výkonu $P_e^{'}$, potrebného na posuv vrtáka.
Hlavný výkon

$$P_{\mathrm{e}}^{'} = 10^{6} M_{\mathrm{k}}.\omega \qquad (4.62)$$

kde M_{k} je krútiaci moment, N.mm
$\omega = \frac{n}{30}$ - frekvencia otáčania, s^{-1}.
Výkon na posuv:

$$P_{\mathrm{e}}^{''} = F_{0}.f.n \text{ , kW} \qquad (4.63)$$

kde F_0 je osová sila, N,
f – posuv na otáčku, mm.

Výkon, potrebný na posuv vrtáka, v porovnaní s výkonom na otáčanie vrtáka je veľmi malý (0,5 – 1,5%), preto sa pri praktických výpočtoch zanedbáva.

Krútiaci moment a osová sila sú pri vyhrubovaní a vystruhovaní nástrojmi z nástrojových a rýchlorezných ocelí v porovnaní s vŕtaním malé, lebo rezné hrany odoberajú tenké vrstvy kovu. Hodnoty rezných síl a krútiaceho momentu majú teda na stanovenie efektívneho výkonu význam len pri použití nástrojov zo spekaných karbidov, keď sa používajú vyššie rezné rýchlosti (70 – 150 $m.min^{-1}$).

Pre vyhrubovanie a vystruhovanie nástrojmi zo spekaného karbidu boli experimentálne stanovené tieto závislosti:

- Pri obrábaní otvorov v uhlíkových, chrómových a chrómniklových oceliach nástrojom z karbidu P10 a chladení emulziou:

$$M_{\mathrm{k}} = 37.D^{0,75}.a_{\mathrm{p}}^{0,8}.f^{0,92}.R_{\mathrm{m}}^{0,75} \qquad (4.64)$$

- Pri obrábaní otvorov v sivej alebo kujnej liatine nástrojom zo spekaného karbidu K10:

$$M_{\mathrm{k}} = 8{,}4.D^{0{,}85}.a_{\mathrm{p}}^{0{,}8}.H^{0{,}6}\,. \tag{4.65}$$

Rezné sily pôsobiace na hrany závitníkov a závitníc sú prekonávané krútiacim momentom M_{k}, ktorý sa skladá z troch zložiek:

$$M_{\mathrm{k}} = M_1 + M_2 + M_3\,, \tag{4.66}$$

kde M_1 je krútiaci moment, ktorý prekonáva odpor proti vnikaniu rezných hrán do materiálu (asi 50%)

M_2 – moment síl trenia rezných hrán a obrábaného materiálu (asi 30%)

M_3 – moment potrebný na odvádzanie triesky (asi 20%).

Experimentálne odvodené vzťahy pre krútiaci moment sú uvedené v tab. 4.6

Vzorce na výpočet krútiaceho momentu pri rezaní závitov *Tab.4.6*

Druh závitníka	Obrábaný materiál	Vzťah pre M_{k}
Maticový	oceľ R_{m}= 400 – 500 MPa R_{m}= 600 – 800 MPa	$M_k = 310.d^{1{,}25}.f^{0{,}9}.tg\kappa_r^{0{,}65}.z^{0{,}2}.a_p^{0{,}85}$ $M_k = 240.d^{1{,}25}.f^{0{,}9}.tg\kappa_r^{0{,}65}.z^{0{,}2}.a_p^{0{,}85}$
Strojový	oceľ R_{m}= 400 – 500 MPa R_{m}= 600 – 800 MPa	$M_k = 150.\dfrac{d^{1{,}25}.f^{1{,}75}.z^{0{,}2}}{tg\kappa_r^{0{,}2}}$

4.4 Rezné sily pri frézovaní

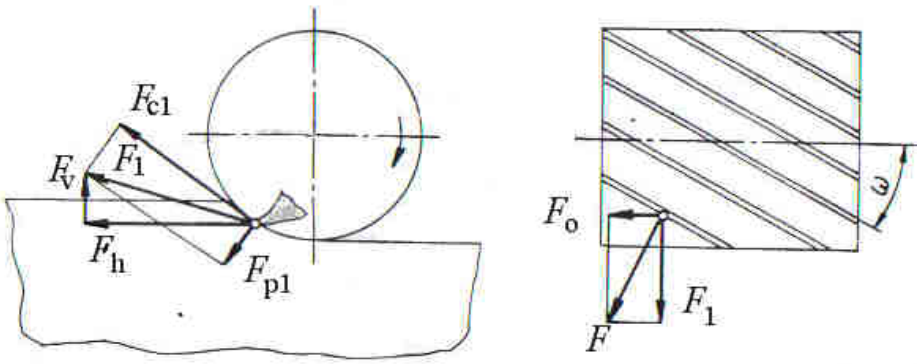
Určovanie rezných síl pri frézovaní je podstatne zložitejšie ako u vyššie uvedených metódach obrábania. Pri frézovaní sa mení prierez triesky, čo vedie k výraznej zmene rezných síl. Veľkosť rezných síl závisí aj na počte zubov v zábere a od sumárnej dĺžky rezných hrán v zábere. Výsledná rezná sila je súčtom elementárnych síl ktorými pôsobia na obrobok jednotlivé zuby. Okrem toho sa mení aj orientácia reznej sily. Veľkosť reznej sily závisí na počte zubov v zábere a na ich okamžitej polohe. Výsledná sila je potom súčtom rezných síl od jednotlivých súčasne zaberajúcich zubov.

Rezné sily, ktorými pôsobí zub valcovej frézy na obrábaný materiál možno predstaviť ako dve sily podľa obr. 4.25.

- tangenciálnu silu F_{c1}, ktorá je tangenciálne k dráhe pohybu reznej hrany po kružnici
- radiálnu silu F_{c2}, ktorá smeruje zo stredu tejto kružnice.

Ak definujeme pôsobenie rezných síl v súradnicovej sústave obrábacieho stroja, môžeme uvažovať s nasledovným rozkladom sily F_1:

- horizontálna sila F_h
- vertikálna sila F_v



Obr. 4.25 Rozklad jednotkovej reznej sily pri valcovom frézovaní.

Ak má fréza šikmé, alebo skrutkovité zuby, pôsobí na zube v osovom smere ešte sila F_0, ktorá so silou F_1 dáva výslednú silu F. Najdôležitejšou reznou silou je obvodová sila F_c ktorá vykonáva prácu pri odoberaní triesky. Podľa nej sa určuje efektívny výkon P_e a počítajú sa uzly mechanizmu hlavného pohybu. Osová sila F_o pôsobí tlakom na axiálne ložiská vretena frézovacieho stroja a na upínacie prípravky pre obrobok a zaťažuje skrutku priečneho posuvu a vedenie stroja.

Radiálny sila F_p pôsobí tlakom na ložiská vretena – vytvára doplňujúci moment trenia. Pritom ohýba tŕň frézy a je dôležitým faktorom pri výpočtoch zložitého namáhania (ohyb od radiálnej sily a krútenie od obvodovej sily).

Horizontálna sila F_h zaťažuje mechanizmus posuvu frézovacieho stroja. Podľa jej veľkosti sa dimenzujú uzly posuvového mechanizmu a elementy upínania obrobku a prípravkov.

Vertikálna sila F_v namáha konzolu frézovacieho stroja ohybom.

Pomer obvodovej sily k prierezu rezu udáva mernú reznú silu p. Hrúbka odoberanej vrstvy sa po dĺžke oblúka frézovania mení podľa obr. 4.26, takže sa bude meniť aj merná rezná sila. Jej okamžitá hodnota bude:

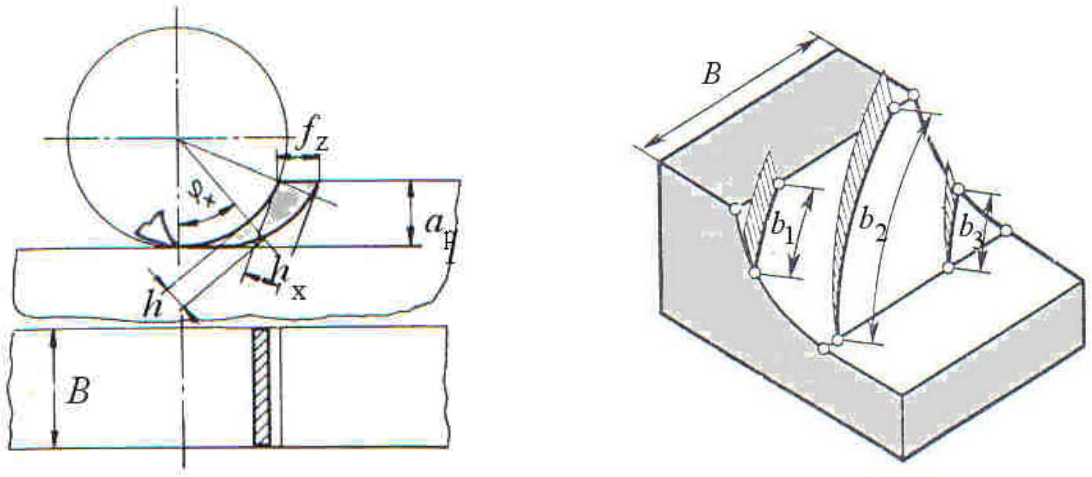
$$k_s = C_\omega . C_1 . h_x^k , \tag{4.67}$$

kde C_1 je konštanta, ktorá vyjadruje všeobecné podmienky frézovania,

C_ω – koeficient, vyjadrujúci vplyv uhla skrutkovice ω

h_x – hrúbka odrezávanej vrstvy v danej polohe zuba, mm

k – exponent, ktorý závisí od vlastností obrábaného materiálu, opotrebenia zuba frézy a reznej kvapaliny (spravidla je -0,2 až – 0,4).



a *b*

Obr. 4.26 Zmena hrúbky triesky v závislosti na dĺžke oblúka pri frézovaní valcovou frézou s rovným (a)i a šikmými (b) zubami

Ak má fréza rovné zuby

$$F_{c1} = k_s . S_x , \tag{4.68}$$

kde $S_x = h_x . B,$ ide o prierez triesky pri danej polohe zuba, pričom

$$h_x = f_z . \sin \varphi_x \tag{4.69}$$

$$F_{c1} = k_s . S_x = C_\omega . C_1 . h_x^k . h_x B = C_\omega . C_1 \left(f_z . \sin \varphi_x \right)^{k+1} . B . \tag{4.70}$$

Ak má valcová fréza skrutkovité zuby (obr. 4.19*b*), hodnoty hrúbky triesky sa menia podľa polohy jednotlivých bodov reznej hrany zuba. Obvodovú silu môžeme stanoviť integrovaním. Je zrejmé, že v dôsledku vchádzania a vychádzania jednotlivých zubov do záberu, aj pri prekrývaní záberov bude mať výsledná sila výrazne dynamický charakter.

Na elimináciu dynamickej zložky reznej sily možno použiť frézy s nerovnomerným rozostupom zubov.

Krútiaci moment možno definovať:

$$M_k = \frac{D}{2}\sum F_{cz} \tag{4.71}$$

a výkon frézovania

$$P_e = \sum F_{cz}.v_c\,, \tag{4.72}$$

kde F_{cz} je elementárna sila na každom súčasne zaberajúcom zube, N

Rovnice na výpočet možno zjednodušiť na empirické rovnice v tvare:

$$F_c = C_{F_c}.B^{y_{F_c}}.a_p^{x_{F_z}}.z.D^{-q_{F_z}} \tag{4.73}$$

$$P_e = C_p.n.B.f^{y_p}.a_p^{x_p}.z.D^{q_p}$$

Hodnoty mernej reznej sily pri frézovaní valcovou frézou sú v tab. 4.7

Merná rezná sila pri frézovaní valcovou frézou, v_c = 17 – 29 m.min^{-1}; h = 8 mm; b = 4 – 12 mm, ϕ = 100 mm *Tab. 4.7*

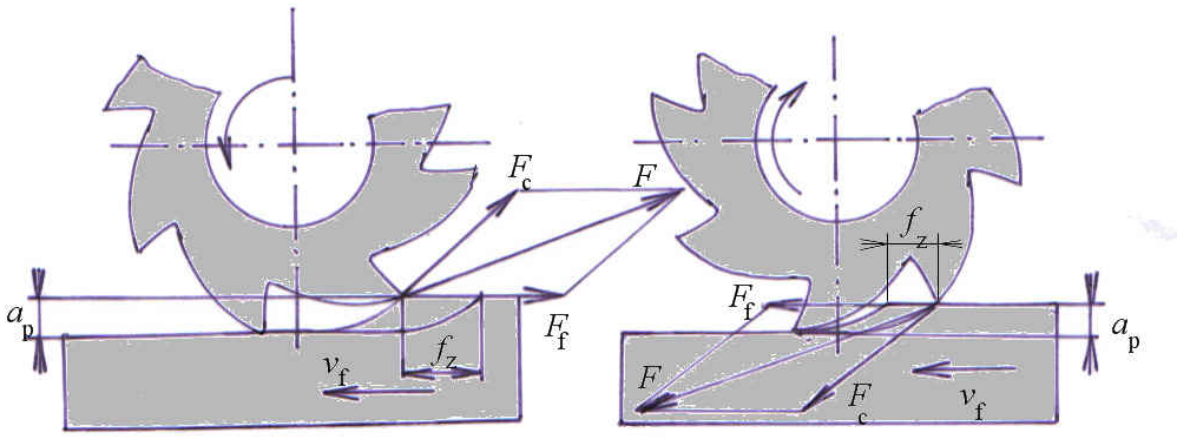
Obrábaný materiál	a_p = 0,01 mm	0,015	0,02	0,05	0,1	0,15	0,2
Oceľ, Cr R_m = 800 MPa	11 500	7 600	6 800	4 900	3 700	3 250	2 900
Oceľ, Cr R_m = 650 MPa	9 000	7 400	6 750	4 750	3 650	3 200	2 800
Uhlíková oceľ 700-850 MPa	5 700	5 200	4 750	3 500	2 800	2 450	2 300
Uhlíková oceľ 600-700 MPa	5 500	5 000	4 600	3 450	2 750	2 450	2 250
Uhlíková oceľ 500-600 MPa	5 000	4 450	3 950	3 000	2 500	2 300	2 150
Liatina HB 220	3 000	2 700	2 500	2 000	1 750	1 550	1 350

Experimentálne určené hodnoty konštanty C_{Fc} a exponentov x_{Fc} a y_{Fc} pri frézovaní čelnou a valcovou frézou sú v tab. 4.8.

Hodnoty exponentov pri frézovaní *Tab. 4.8*

Obrábaný materiál	C_{Fc}(valc.)	x_{Fc} (valc.)	C_{Fc} (čelná)	x_{Fc} (čelná)	y_{Fc} (čelná)
uhlíková oceľ					
R_m= 450 MPa	1 200	0,63	1 900	0,97	0,76
650	1 380	0,72	2 030	0,93	0,80
850	1 600	0,72	1 900	0,94	0,80
chrómniklová oceľ					
R_m = 550 MPa	1 390	0,66	2 030	0,90	0,75
800	1 440	0,72	2 970	0,90	0,75
900	1 740	0,74	3 160	0,94	0,80
liatina HB 180-200	850	0,67	1 100	0,90	0,77
220	950	0,67	1 420	0,89	0,74
bronz	450	0,60	670	0,79	0,66

Odlišnú orientáciu majú rezné sily pri súsmernom a protismernom frézovaní (obr. 4.27).

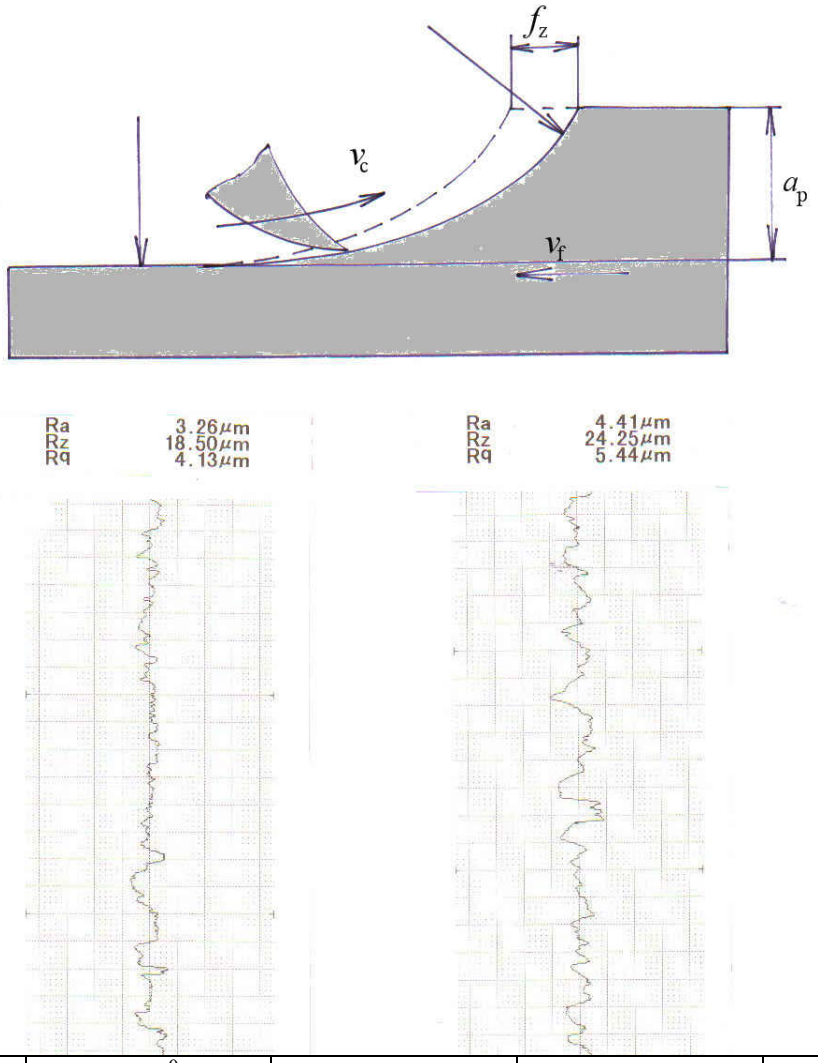


a *b*

Obr. 4.27 Priebeh rezných síl pri protismernom (a) a súsmernom (b) frézovaní.

V prvom prípade je obrobok vytláčaný z upínacieho prípravku. V druhom prípade je zatláčaný do prípravku. To je potrebné brať do úvahy pri návrhu spôsobu upnutia obrobku.

Pri frézovaní sa vzhľadom na použitú reznú rýchlosť od prvého dotyku nástroja postupne vytvára nárastok, ktorý má vplyv na kvalitu obrobeného povrchu. Na obr. 4.28 je záznam mikronerovnosti obrobeného povrchu pri protismernom frézovaní.



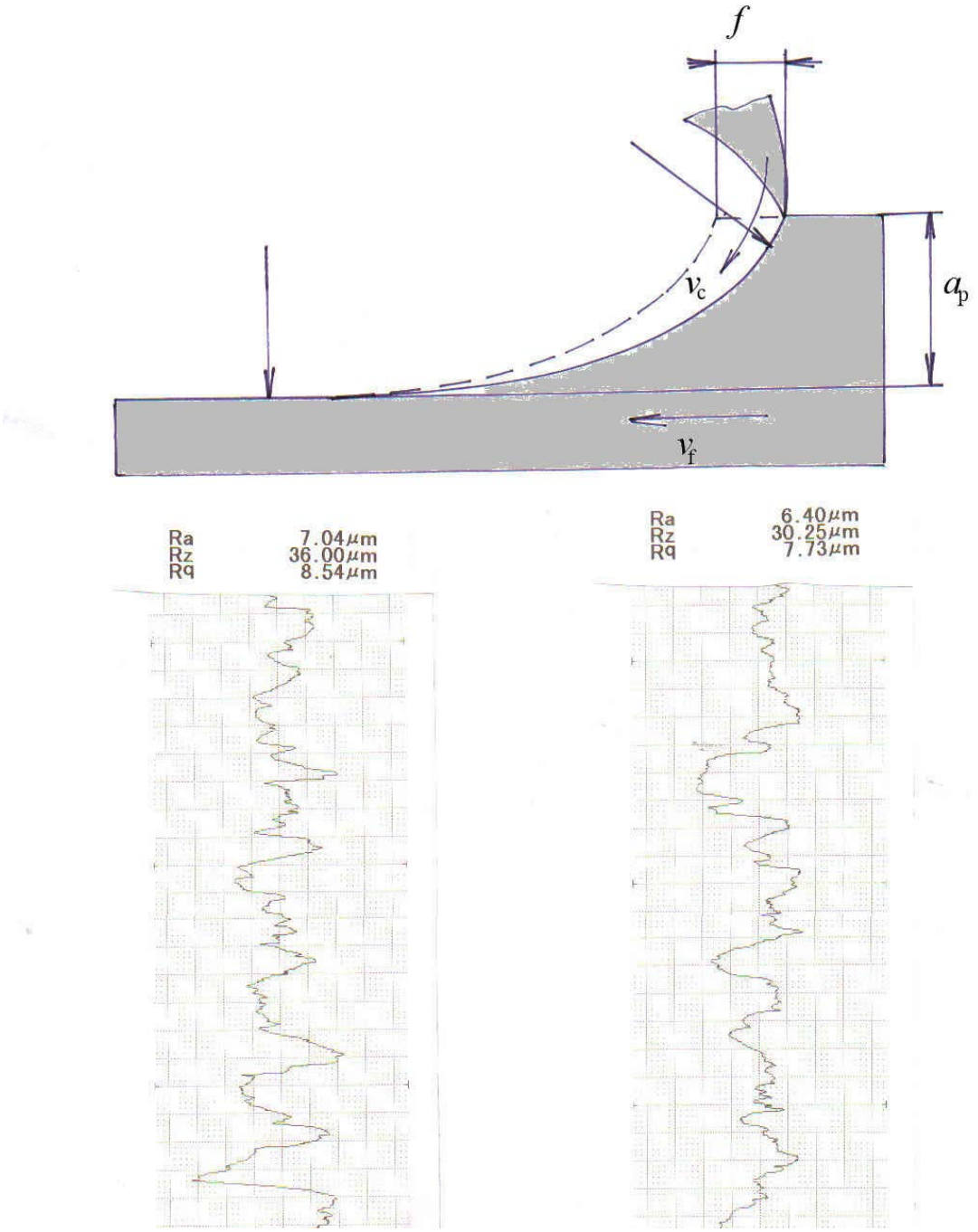
γ_0, ^{0}	α_0, ^{0}	f_z, mm	a_p, mm	v_c, m.min^{-1}
15	6	0,1	4	20

Obr. 4.28 Mikrogeometria obrobeného povrchu pri protismernom frézovaní.

Pri frézovaní proti posuvu odpovedá počiatku obrábania obrobený povrch s malou mikronerovnosťou, pretože nárastok ešte nevzniká. Pri ďalšom pohybe zuba sa mikronerovnosť povrchu zhoršuje, čo svedčí o postupnom vzniku nárastku. Maximálna hrúbka odrezávanej vrstvy je na konci záberu. V dôsledku toho je nárastok unášaný trieskou, čiže pri novom zábere zuba vniká do materiálu bez nárastku. Kvalita obrobeného povrchu (v priečnom smere) preto prakticky odpovedá kvalite ostrenia, teda nerovnosti reznej hrany.

Pri frézovaní vo smere posuvu začína prvý záber zuba s maximálnou hrúbkou odrezávanej vrstvy. Postupne sa na nástroji vytvára nárastok. Pretože rezný klin vychádza do záberu pri nulovej hrúbke odrezávanej vrstvy, nárastok nie je unášaný trieskou ale zostáva na reznej hrane aj pri ďalšom zábere zuba.. Preto obrobený povrch sa vytvára nástrojom s nárastkom.

Na obr. 4.29 je záznam mikrogeometrie obrobeného povrchu pri frézovaní vo smere posuvu.



Obr. 4.29 Mikrogeometria obrobeného povrchu pri súsmernom frézovaní (rezné podmienky ako na obr. 4.28)

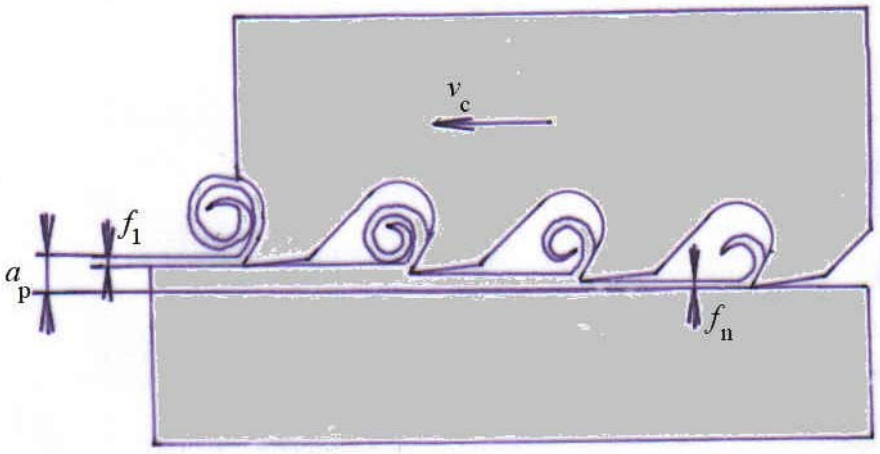
Vidno, že kvalita obrobeného povrchu je výrazne horšia.

Ďalšou charakteristikou obrobeného povrchu je okrem mikronerovnosti zvyškové napätie pod obrobeným povrchom. Merania ukázali, že pri frézovaní proti posuvu vznikajú pod obrobeným povrchom tlakové a vo smere posuvu ťahové zvyškové napätia. To tiež hovorí v prospech frézovania proti posuvu.

Odtiaľ vyplýva vhodnosť frézovania proti posuvu, pri požiadavke dobrej kvality obrobeného povrchu.

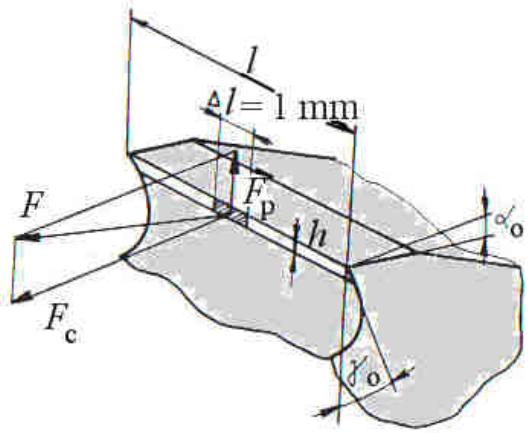
4.5 Rezné sily pri preťahovaní

Výsledná sila pri preťahovaní sa skladá zo súčtu síl, pôsobiacich na všetkých zaberajúcich zuboch. Pritom jednotlivé zuby môžu odrezávať rovnaké, alebo rozličné hrúbky odrezávanej vrstvy (h). (Pretože ide o voľný rez, $h = f$, preto: $a_p = \sum_1^n f_n = \sum_1^n h_n$). Pre veľký počet drážok na delenie triesky na zuboch sú podmienky deformácie úzkych pásov odrezávanej vrstvy medzi susednými drážkami sťažené (obr. 4.30). Preto k reznej sile prispieva aj sila trenia medzi trieskou a drážkou.



Obr. 4.30 Schéma práce preťahovacieho nástroja.,$a_p = f_1 + f_2 + \ldots + f_n$. f –„ konštrukčný posuv“

Pri stanovení reznej sily pri preťahovaní je teda účelné uvažovať nie reznú silu pôsobiacu na celej dĺžke rezných hrán, ale elementárnu silu, ktorá pôsobí na dĺžke 1 mm reznej hrany. Túto silu F možno rozložiť na dve zložky (obr. 4.31):



Obr. 4.31 Schéma rozkladu jednotkovej sily pri preťahovaní

- F_c vo smere pohybu nástroja,
- F_p kolmo na smer pohybu preťahovacieho nástroja.

Obe zložky závisia od viacerých faktorov, z ktorých najviac dôležité sú:
- fyzikálno-mechanické vlastnosti obrábaného materiálu
- hrúbka odrezávanej vrstvy
- počet drážok na delenie triesky
- veľkosť uhla čela
- veľkosť uhla chrbta

Rovnice na určenie zložiek F_c a F_p pôsobiace na jednotku dĺžky reznej hrany preťahováka majú tvar:

$$F_{c1} = C_1.h^{0,85} + C_2.k - C_3.\gamma_o - C_4.\alpha_o$$
$$F_{p1} = C_5.h^{1,2} - C_6.\gamma_o - C_7.\alpha_o \qquad (4.75)$$

kde h je hrúbka odrezávanej vrstvy, mm,
b – šírka odrezávanej vrstvy, mm,
k – koeficient vyjadrujúci vplyv tvaru zubov,
C_1-C_7 – konštanty.

Hodnoty konštánt pre dva materiály sú v tab. 4.9, zostavenej z experimentálnych údajov. Výkon, potrebný na preťahovanie je definovaný ako súčin $P_p = F_c.v_c$.

Celková rezná sila na rezných hranách režúcich zubov závisí od celkovej dĺžky skutočne režúcich zubov. Pritom s rastom opotrebenia na hodnotu VB = 0,4 mm vzrastie celková rezná sila v porovnaní so silou pred opotrebením preťahovacieho nástroja približne o 15%. So zreteľom na túto skutočnosť sa potom celková rezná sila určí z rovníc:

$$F_c = 1{,}15 \sum b\left(C_1 . h^{0,85} + C_2 . k - C_3 . \gamma_o - C_4 . \alpha_o\right)$$
$$F_p = 1{,}15 \sum b\left(C_5 . a^{1,2} - C_6 . \gamma_o - C_7 . \alpha_o\right) \qquad (4.76)$$

Hodnoty konštánt a exponentov vo vzťahoch na výpočet rezných síl *Tab.4.9*

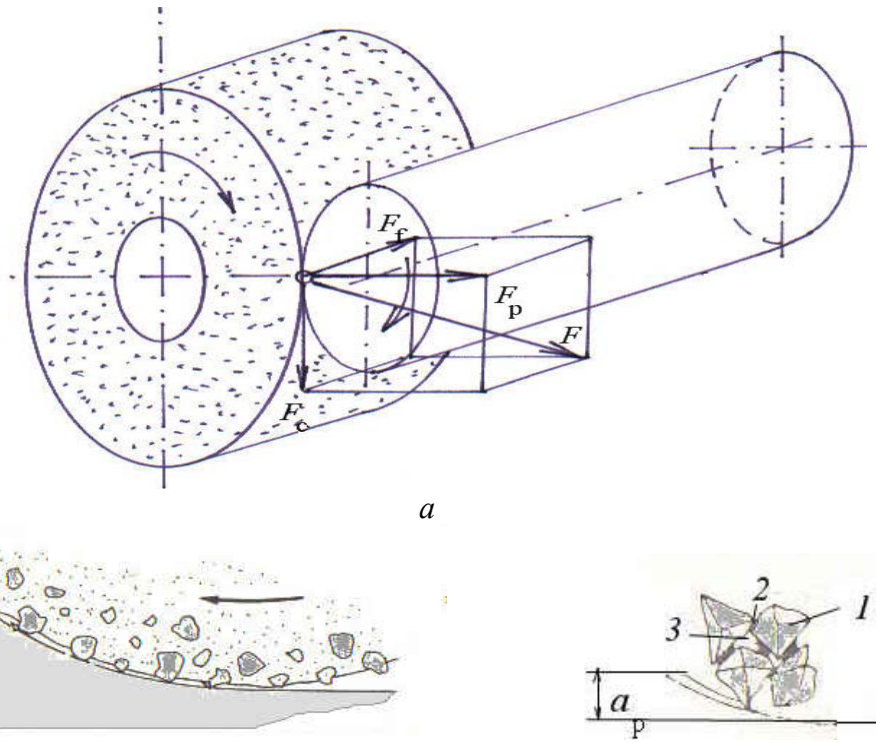
Materiál	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7
oceľ C 45	2 200	0,108	0,32	0,14	2 150	0,081	0,117
sivá liatina	1 700	0	0,3	0,14	-	-	-

4.6 Rezné sily a výkon pri brúsení

Pri brúsení pôsobia na brúsny kotúč odstredivé a rezné sily. Pretože rezné sily sú vzhľadom na odstredivé sily malé, pri úvahách o pevnosti brúsiaceho kotúča sa zanedbávajú.

V zábere brúsneho kotúča je veľmi malý počet zŕn. Pritom každé zrno pôsobí pri inej reálnej hrúbke odrezávanej vrstvy (obr. 4.31b). Na obrábanú súčiastku pôsobí výsledná sila *F*, ktorá je súčtom elementárnych síl od týchto jednotlivých zŕn. Rozkladá sa na tri zložky, podľa obr. 4.32:

- tangenciálna sila F_c,
- radiálna sila F_p,
- axiálna sila F_f.



Obr. 4.32 Rozklad reznej sily pri valcovom brúsení (a), záber skupiny zŕn (b) , záber jednotlivého brúsneho zrna (c). 1 - brúsne zrno, 2 - spojivo, 3 - póry

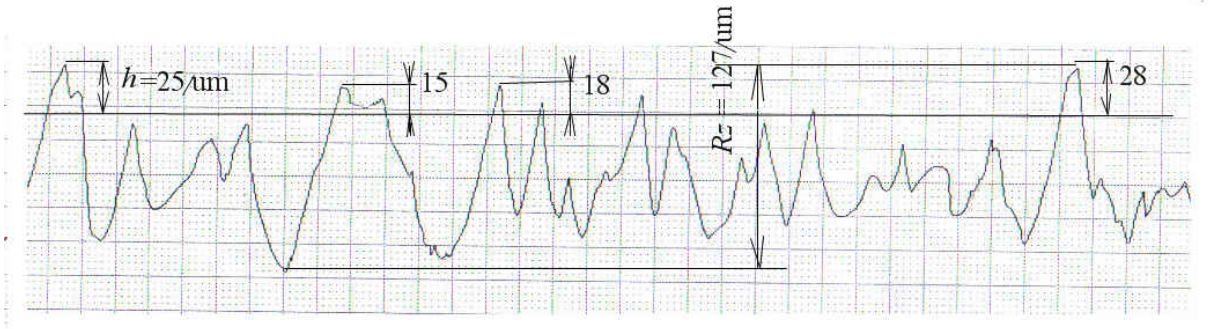
Tieto zložky sa používajú na výpočet:

- výkonu na vretene kotúča a obrobku (sila F_c),
- tuhosti sústavy stroj – obrobok - nástroj, presnosti obrábania (sila F_p),
- výkonu na posuv (od sily F_f)

Keďže brúsne zrná majú záporné uhly čela, možno predpokladať, že rezná sila F_p bude vždy väčšia ako sila F_c. Experimentálne merania potvrdzujú, že radiálna rezná sila F_p je o 1,5 – 3 krát väčšia ako rezná sila F_c. Sila F_f je oveľa menšia ako F_c. Pritom rezná sila pri brúsení je súčtová sila elementárnych síl, ktorými pôsobia na materiál jednotlivé brúsne zrná.

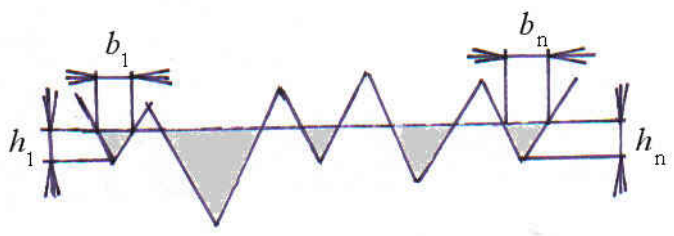
Pritom jednotlivé zrná zasahujú do rozličnej hĺbky, preto sú elementárne sily značne rozdielne. Trieska a povrch obrobku vykazuje v procese brúsenia vysoký stupeň plasticity. Je to dôsledok vysokej reznej rýchlosti (bežne 30-100 $m.s^{-1}$), záporných uhlov čela brúsnych zŕn (až – 80°) a teploty rezania prevyšujú 1000°C.

Na obr. 4.33 je záznam profilu reálneho brúsneho kotúča. V danom prípade je rozdiel medzi hrotom najvyššieho zrna a najväčšou prehĺbeninou 140 μm. Ak si zvolíme maximálnu hrúbku odrezávanej vrstvy od vystupujúceho zrna, môžeme definovať hrúbky odrezávanej vrstvy ďalších zŕn. Vidno, že sú výrazne rozdielne. Ďalej vidno, že počet zaberajúcich zŕn závisí na zvolenej hrúbke odrezávanej vrstvy.



Obr. 4.33 Príklad profilogramu povrchu brúsneho kotúča s brusivom z Al_2O_3

Plocha prierezu rezu má zložitý profil, na rozdiel od obrábania nástrojom s definovanou geometriou Preto pre výpočet berieme podstatne zjednodušenú schému profilu brúsneho kotúča podľa obr. 4.34.



Obr. 4.34 Zjednodušené plochy prierezu rezu pri brúsení

Rezné sily pri brúsení možno potom určiť analytickým výpočtom. Tu sa vychádza z určenia skutočného prierezu odrezávaného kovu jedným brúsiacim zrnom S_z, z počtu súčasne zaberajúcich zŕn, zo zvolenej hĺbky rezu a_p, zrnitosti a štruktúry brúsneho kotúča.

Pritom

$$S_z = h_z . \frac{b}{2}, \tag{4.77}$$

kde h_z je stredná hodnota hrúbky odrezávanej vrstvy, mm,

b – stredná šírka reznej časti zrna, mm.

Rezná sila na jedno zrno:

$$F_{1c} = k_b . h_z . \frac{b}{2}, \tag{4.78}$$

kde k_b je merná rezná sila pri brúsení.

Jej hodnoty sú v rozsahu 35 000 – 20 000 MPa. Podstatne prevyšujú jej hodnoty pri sústružení, frézovaní a vŕtaní, kde sú max. 4 500 MPa. Dá sa to zdôvodniť tým, že prierez odoberanej vrstvy)a triesky) je veľmi malý. Hĺbka rezu na jedno zrno neprevyšuje niekoľko μm.

Veľkosť mernej reznej sily pri brúsení nie je konštantná, ale mení sa s rýchlosťou brúsiaceho kotúča a obrobku. Preto sa v závislosti od týchto rýchlostí menia aj rezné sily F_c a F_f.

Rezná sila na obvode brúsneho kotúča F_c pri počte z zŕn v zábere bude:

$$F_c = F_{1c} . z = k_b . h_z . \frac{b}{2} . z . \tag{4.79}$$

Matematickým spracovaním experimentálnych údajov bola pre rotačné brúsenie stanovená závislosť:

$$F_c = C_{Fc} . v_s^{0,7} . f^{0,7} . a_p^{0,6}, \tag{4.80}$$

kde C_{F_c} je konštanta (pri brúsení kalenej ocele je 22, nekalenej ocele 21, liatiny 20)

v_s – obvodová rýchlosť brúsenej súčiastky, $m.min^{-1}$,

f – pozdĺžny posuv na otáčku, mm,

a_p – hĺbka rezu (priečny posuv na jeden dvojzdvih), mm.

Reznú silu možno vyjadriť v závislosti od obvodovej rýchlosti brúsneho kotúča v_k, $m.s^{-1}$. Pre obrábanie ocele platí:

$$F_c = 25 \frac{v_s}{v_k} a_p^{0,53} . f^{0,53} \tag{4.81}$$

a liatiny:

$$F_c = 21.\frac{v_s}{v_k}.a_p^{0,33}.f^{0,33}. \tag{4.82}$$

Výkon, potrebný na otáčanie súčiastky:

$$P_s = \frac{F_c.v_s}{60}. \tag{4.83}$$

Napriek tomu, že rezné sily pri brúsení sú malé, výkon v dôsledku vysokých rýchlostí brúsneho kotúča je veľký. Výkon potrebný na otáčanie súčiastky je v porovnaní s výkonom P_k veľmi malý.

Doterajšie štúdiá umožňujú definovať vplyv niektorých technologických činiteľov na veľkosť rezných síl pri brúsení:

- So zväčšovaním v_k sa tangenciálna zložka F_c o niečo zväčší, pričom radiálna zložka rastie takmer priamo úmerne.
- Pri použití rezných kvapalín je rezná sila F_c asi o 20% menšia ako pri práci bez chladenia. Tento vplyv je mimoriadne výrazný pri práci s kotúčom, ktorý má otupené zrná.
- Rezné sily pri veľkom otupení vzrastajú 2 až 2,5-krát.
- So zmenšovaním zrnitosti kotúča sa zmenší rezná sila pripadajúca na jedno zrno. Súčasne sa však pri práci s jemnozrnným kotúčom zväčší celková sila, lebo počet zŕn pripadajúci na jednotku dĺžky sa úmerne zväčší podľa stupňa zmenšenia zrnitosti.
- Radiálna sila nemá stálu hodnotu. To preto, že sa počet rezných zŕn a s nimi aj odrezávaná plocha v jednotkovej dĺžke ustavične mení.
- Pri brúsení tvrdými brúsnymi kotúčmi sú obyčajne väčšie aj rezné sily. So zväčšovaním pórovitosti sa rezná sila pripadajúca na jedno zrno zväčší, čím celková sila o niečo poklesne. Pri práci s korundovými kotúčmi sú rezné sily väčšie ako pri práci s elektrokorundovými kotúčmi. Dá sa to vysvetliť rôznym tvarom a ostrosťou zŕn karbidu kremíka a elektrokorundu, ako aj väčším množstvom spojiva a zvýšením síl trenia na kotúčoch z karbidu kremíka. Zrná z karbidu kremíka pri rovnakej zrnitosti a rezných podmienkach odoberajú širšie triesky ako elektrokorundové zrná, čo tiež zapríčiňuje nárast rezných síl.
- Pri brúsení kotúčmi s organickým spojivom, vznikajú väčšie rezné sily ako pri brúsení podobnými kotúčmi s keramickým spojivom.
- Na rezné sily pri brúsení má veľký vplyv spôsob orovnávania kotúčov. Pri orovnávaní diamantom, ktorý prereže zrná je veľký počet zŕn v zábere, čo vedie k nárastu rezných síl. Kotúče orovnávané odvaľovaním majú hneď po orovnaní rezné sily menšie.

4.7 Kmitanie v procese obrábania

Pri obrábaní vznikajú zložité procesy kmitania v sústave stroj – nástroj - obrobok. Intenzita kmitov je niekedy malá a nemá nijaký nepriaznivý účinok. Sú však prípady, keď je kmitanie veľmi intenzívne. Stroj alebo nástroj vydáva charakteristický zvuk. Nepriaznivý účinok kmitania sa prejavuje vo viacerých smeroch:

- Obrobený povrch má charakteristickú vlnitosť v dôsledku čoho sa znižuje presnosť geometrického tvaru a stúpa drsnosť obrobeného povrchu, takže vznikajú nepodarky.
- Nástroje z nástrojových ocelí sa rýchle otupujú, nástroje zo spekaných karbidov sa vyštrbujú, alebo lámu, trvanlivosť keramického rezného materiálu je minimálna.
- Zvyšuje sa opotrebenie stroja, často sa porušujú rôzne spoje na obrábacom stroji
- Zvuk zhoršuje pracovné prostredie

Pri obrábaní v podmienkach kmitania vzniká charakteristická trieska s premenlivým prierezom.

Z hľadiska fyzikálnej podstaty môžu sa v technologickej sústave vyskytovať tieto druhy kmitov:

- vlastné kmity,
- vynútené kmity
- samobudené kmity

Vlastné kmity sú vyvolané nárazom (napr. pri zapnutí zubovej spojky, prvom dotyku nástroja a obrobku). Vo väčšine prípadov je ich vplyv na proces obrábania zanedbateľný, lebo kmitanie sa rýchle utlmí. Udržujú sa silami pružnosti sústavy. Ich perióda a frekvencia nezávisia od počiatočnej výchylka, ani od počiatočnej rýchlosti kmitajúcej časti.

Dajú sa opísať pohybovou rovnicou v tvare :

$$m.x'' + r.x' + k.x = 0\,, \tag{4.84}$$

kde $m.x''$ je sila zotrvačnosti (hmotnosť nástroja x zrýchlenie),

$r.x'$ - sila odporu (koeficient tlmenia x rýchlosť)

$k.x$ – sila pružnosti (koeficient pružnosti x výchylka)

Rovnica vyjadruje vlastné tlmené kmity.

Analytické riešenie dostaneme všeobecným riešením diferenciálnej rovnice (4.84), ktorým je funkcia:

$$x = c_1.e^{-p\tau}.\cos\left(\left(p^2 - \omega^2\right)\tau\right) + c_2 e^{-p.\tau}.\sin\left(\left(p^2 - \omega^2\right)\tau\right),$$

alebo v tvare:

$$x = c_1.e^{-p.\tau}.\cos\left(\Omega.\tau\right) + c_2.e^{-p.\tau}.\sin\left(\Omega.\tau\right), \tag{4.85}$$

kde c_1;c_2 sú konštanty,

$$\frac{q}{m} = 2.p; \frac{r^2}{m} = \omega^2; p^2 - \omega^2 = -\Omega;^2,$$

pričom: $\Omega\rangle 0; p^2 - \omega^2 \langle 0; p^2 - \omega^2 \langle 0.$

Funkcia (4.85) určuje závislosť výchylky kmitajúceho bodu x (amplitúdy A) na čase τ. Aby došlo ku kmitavému pohybu konštanty $c_1;c_2$ musia splňovať podmienku, $c_i \neq 0$, aspoň pre jedno $i = 1; 2$.

Dá sa dokázať, že kmitavý pohyb, ktorý v tomto prípade nastáva má nasledujúcu vlastnosť:

Kmitajúce teleso prechádza cez rovnovážnu (nulovú) polohu nekonečne veľa krát za čas $\frac{T}{2}$, kde T je perióda kmitania, s.

Nech pre konštanty $c_{1,2}$ platí:

$$c_1 = r.\sin\alpha$$
$$c_2 = r.\cos\alpha$$

pričom $r\rangle 0$.

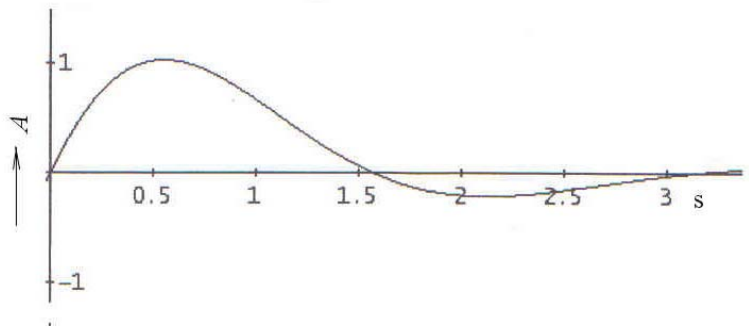
Potom funkcia (4.85)sa dá upraviť na tvar:

$$x = e^{-p.\tau}\left(r.\sin\alpha.\cos(\Omega.\tau) + r.\cos\alpha.\sin(\Omega.\tau)\right),$$

Alebo:

$$x = e^{-p.\tau}.r.\sin(\Omega.\tau + \alpha)$$

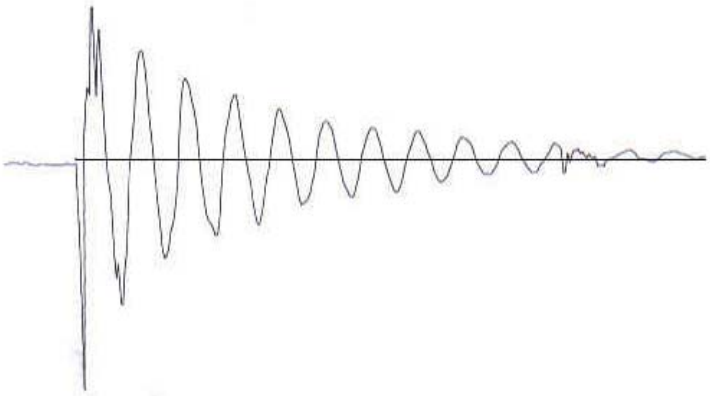
Graf tejto funkcie je na obr. 4.35.



Obr. 4.35 Graf funkcie $x = 2.e^{-\tau}.\sin 2.\tau$

Je to typický prejav tlmených vlastných kmitov s veľkým koeficientom tlmenia. V reálnych podmienkach je tlmenie kmitov slabé. Napr. pri hobľovaní nastáva rozkmitanie nástroja v dôsledku prvého nárazu na obrobok, ktoré obyčajne prebieha dlhšie.

Na obr. 4.36 je reálny záznam vlastných tlmených kmitov nástroja pre tento prípad. Charakter kmitov sa dá identifikovať aj meraním mikrogeometrie obrobeného povrchu, ktorá kopíruje tvar kmitov.



Obr. 4.36 Reálny priebeh závislosti amplitúdy kmitov na čase pri vrezávaní nástroja do obrobku.

Triviálne riešenie funkcie (4.85) pre $x = 0$ nastáva, ak $\Omega.\tau + \alpha$ je celočíselný násobok π, teda: $\Omega.\tau_k + \alpha = k.\pi$,

kde $k = 0, 1, 2...$

To znamená, že kmitajúce teleso prechádza cez rovnovážnu polohu nekonečne veľa krát v čase τ_k.

Veličina Ω určuje kruhovú frekvenciu skúmaného pohybu,

Pohyb, pri ktorom teleso dvakrát prejde rovnovážnou polohou je oscilatorický. V opačnom prípade ide o neoscilatorický, teda nekmitavý pohyb.

Druhý prípad koreňov charakteristickej rovnice (4.84) nastane, ak korene sú reálne a rozličné:

$$x = c_1.e^{\lambda_1.\tau} + c_2.e^{\lambda_2.\tau}; c_{1,2} \in R$$
$$\lambda_1 = -p + \sqrt{p^2 - \omega^2}; \lambda_2 = -p - \sqrt{p^2 - \omega^2},$$

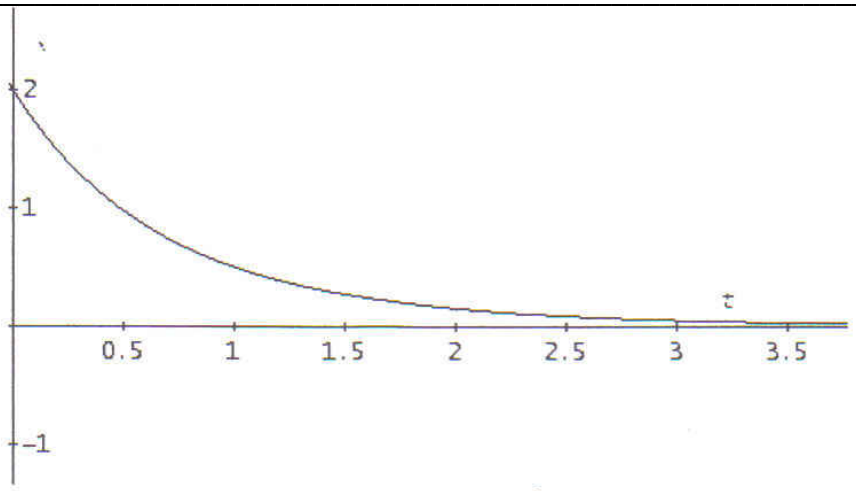
kde $p^2 - \omega^2 \rangle 0$, pretože $p = \frac{q}{2.m}$, potom: $q^2 \rangle 4.\omega^2.m^2$ a $q \rangle 2.\omega.m$.

Teleso v tomto prípade prechádza cez rovnovážnu polohu najviac raz. Vtedy $x = 0$. Potom rovnica:

$$c_1.e^{\lambda_1.\tau} + c_2.e^{\lambda_2.\tau} = 0$$

ak $c_1 \neq 0; i = 1,2,$ má najviac jedno riešenie. V tomto prípade vzniká neoscilatorický (nekmitavý) tlmený pohyb. Jeho grafický prejav je na obr. 4.37. Intenzita tlmenia je tak vysoká, že nástroj sa po vychýlení vráti do rovnovážnej polohy.

Tento stav možno dosiahnuť napr. podložením drsnej podložky pod nástroj.



Obr. 4.37 Graf funkcie $x = e^{-2.\tau} + e^{-\tau}$

Kmitavý pohyb môže popri pôsobení pružných síl vznikať aj v dôsledku pôsobenia vonkajšej periodickej sily, ktorej perióda sa vo všeobecnosti odlišuje od periódy vlastných kmitov. Sú to tzv. vynútené kmity. Pohybová rovnica vynútených kmitov obsahuje na pravej strane periodicky sa meniacu vynucujúcu silu:

$$m.x'' + r.x' + k.x = F(\tau) \qquad (4.86)$$

kde ω je kruhová frekvencia zmeny vynucujúcej sily, s^{-1}

τ - čas kmitania, s^{-1}

$F(\tau) = F_0.\cos(\omega_0.\tau)$

Vynútené kmity obyčajne vždy sprevádzajú vlastné kmity, pretože v telese, ktoré sa odkláňa od rovnovážnej polohy, vznikajú pružné sily, ktoré sa ho usilujú dostať do rovnovážnej polohy. Ak bolo teleso v pokoji a začne kmitať v dôsledku pôsobenia vynucujúcej sily, amplitúda vynútených kmitov bude narastať, až sa ustáli na určitej hodnote. ;Nech $r = 0, k = \omega_1, \omega_1 > 0$ je frekvencia vlastných kmitov systému, F_0 je amplitúda budiacej harmonickej sily a ω_0 je frekvencia kmitov, ktoré vznikajú budiacou harmonickou silou F_0, rovnica (4.86) má tvar

$$x'' + \omega_1^2 x = F_0 \cos(\omega_0 \tau), \quad \omega_1 > 0 \qquad (4.87)$$

Charakteristická rovnica diferenciálnej rovnice (4.87) je

$$\lambda^2 + \omega_1^2 = 0$$

a jej korene sú $\lambda_1 = \omega_1 i, \lambda_2 = -\omega_1 i$.

Partikulárne riešenie rovnice (4.87) bude:

$$x_1(\tau) = A\cos(\omega_1 \tau) + B\sin(\omega_1 \tau).$$

ak je $\omega_1 \neq \omega_0$.

Dosaďme do rovnice (4.87) za x, x', x'' získané funkcie $x_1(\tau), x_1'(\tau), x_1''(\tau)$, kde

$$x_1''(\tau) = -\omega_0^2 A\cos(\omega_0\tau) - \omega_0^2 B\sin(\omega_0\tau)$$

Dostaneme rovnicu

$$A(\omega_1^2 - \omega_0^2)\cos(\omega_0\tau) + B(\omega_1^2 - \omega_0^2)\sin(\omega_0\tau) = F_0\cos(\omega_0\tau).$$

Potom musí platiť

$$A = \frac{F_0}{\omega_1^2 - \omega_0^2},\ B = 0$$

Ak sa frekvencia vlastných kmitov sústavy ω_1 nerovná budiacej frekvencii ω_0, vynútené kmity daného systému budú opísané funkciou

$$x_1(\tau) = \frac{F_0}{\omega_1^2 - \omega_0^2}\cos(\omega_0\tau),\ \tau \in R. \tag{4.88}$$

Ak je frekvencia vlastných kmitov a budiacej sily rovnaká ($\omega_1 = \omega_0$),systém je v rezonancii.
Potom má partikulárne riešenie tvar

$$x_2(t) = (A\cos(\omega_1\tau) + B\sin(\omega_1\tau))\tau,\quad \tau \in R. \tag{4.89}$$

Pre funkciu (4.89) vyjadríme prvú a druhú deriváciu podľa τ

$$x_2'(\tau) = A\cos(\omega_1\tau) + B\sin(\omega_1\tau) + (\omega_1 B\cos(\omega_1\tau) - \omega_1 A\sin(\omega_1\tau))\tau$$

$$x_2''(\tau) = 2B\cos(\omega_1\tau) - 2A\sin(\omega_1\tau) - (\omega_1^2 A\sin(\omega_1\tau) + \omega_1^2 A\cos(\omega_1\tau))\tau$$

Po dosadení do rovnice (4.86) dostaneme:

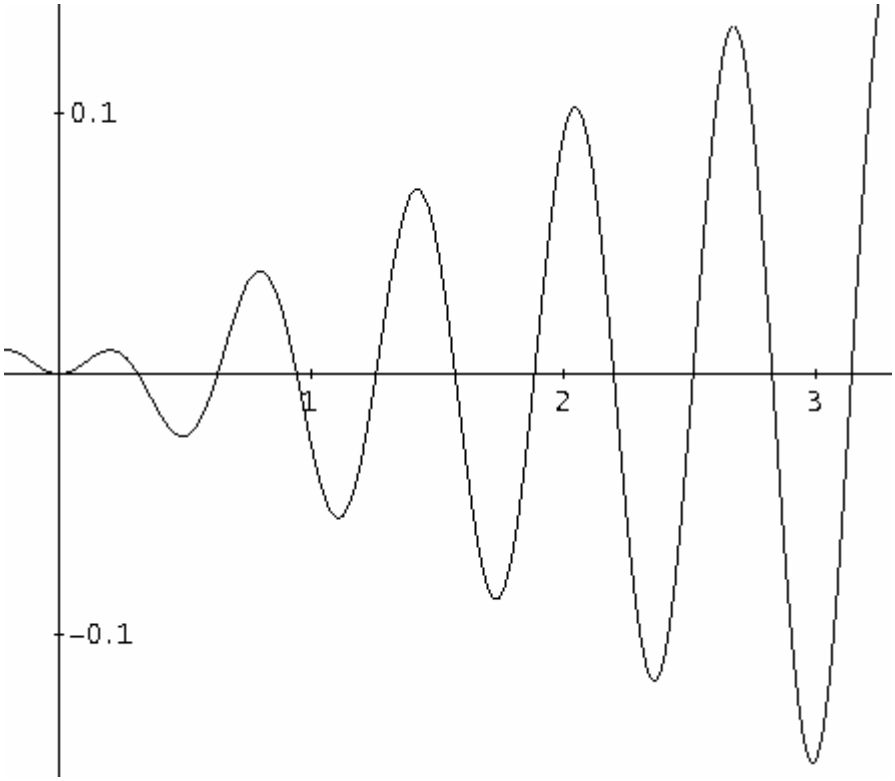
$$-2A\omega_1\sin(\omega_1\tau) + 2B\omega_1\cos(\omega_1\tau) = F_0\omega_1\cos(\omega_1\tau).$$

Rovnosť nastane, keď $A = 0,\ B = \frac{F_0}{2\omega_1}$.

Ak je mechanický systém vyjadrený rovnicou (4.86) v rezonancii, sú vynútené kmity opísané funkciou $x_2(\tau) = \frac{F_0}{2\omega_1}\tau\sin(\omega_1\tau),\ \tau \in R$. Vynútené kmity sú neperiodické a amplitúda neobmedzene rastie s rastúcimi hodnotami τ.

Na obr. 4.38 je graf funkcie

$$x_2(\tau) = \frac{F_0}{2\omega_1}\tau \sin(\omega_1 \tau),\ \tau \in R \text{, pre } F_0 = 100\ N,\ \omega_1 = 1000 \qquad (4.90)$$



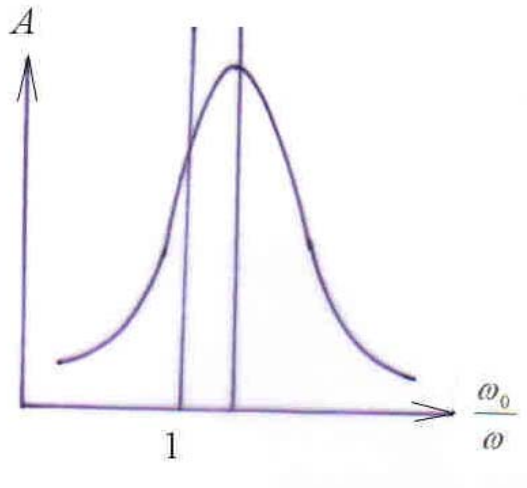
Obr. 4.38 Graf závislosti amplitúdy vynútených kmitov na frekvencii určený funkciou (4.90)

Amplitúda vynútených kmitov je úmerná amplitúde budiacej sily. Ak sa mení frekvencia budiacej sily pri konštantnej frekvencii vlastných kmitov ω_0, bude sa meniť aj amplitúda vynútených kmitov, ktorá je charakterizovaná maximálnou hodnotou amplitúdy vynútených kmitov. Maximálna hodnota amplitúdy vynútených kmitov pri rezonančnej frekvencii budiacej sily je ω_r. Matematicky možno dokázať, že ak je odpor prostredia, dostaneme pri rezonancii maximum amplitúdy, keď

$$\omega_r = \omega_0 .$$

To znamená, že frekvencia budiacej sily je rovná frekvencii vlastných kmitov. Amplitúda vynútených kmitov je v tom prípade teoreticky nekonečná. V praxi má odpor prostredia väčšie hodnoty ako nulové, a preto amplitúda nedosiahne nikdy nekonečnú hodnotu. Maximálna hodnota amplitúdy je teda vždy pri menších hodnotách ω_r ako ω_0 (obr. 4.39).

Rezonancia je škodlivý jav, ktorý okrem iného môže zapríčiniť poškodenie niektorých častí stroja. Pri rýchlobežných strojoch môže spôsobovať uvoľnenie v vymrštenie obrobku.



Obr. 4.39 Závislosť amplitúdy vynútených kmitov od pomeru vlastnej a vynucujúcej frekvencie

Vynútené kmity môžu byť vyvolané procesom odoberania materiálu, alebo nezávisia na tomto procese.

Nezávisiace na procese sú kmity, ktoré sú vyvolané:

- prenosom kmitov zvonku cez základ stroja,
- nevyvážením otáčajúcich sa častí stroja,
- chybami v prevodoch stroja,
- zmenou niektorého fyzikálneho parametra počas obrábania (parametrické kmity)

Do druhej skupiny patria kmity, vyvolané procesom odoberania triesky. Sú to najmä kmity, ktoré vznikajú v spojitosti s meniacim sa prierezom odrezávanej vrstvy. Toto kmitanie vyvoláva hlavná rezná sila, ktorá mení svoj smer. Zmena prierezu triesky počas obrábania je charakteristická pre niektoré spôsoby obrábania. Typickou metódou je frézovanie.

Vynútené kmity možno eliminovať:

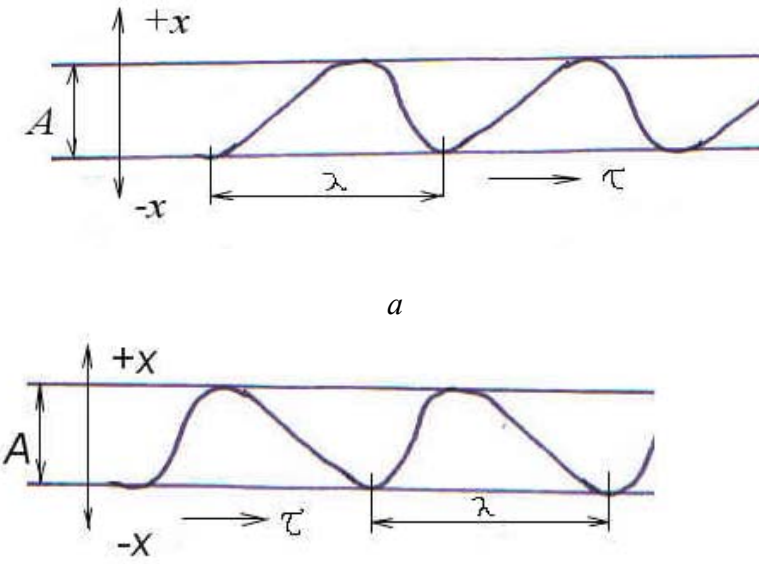
- Vhodnými základmi obrábacieho stroja, ktorá zabránia prenos kmitania cez základ
- Odstránením chýb v prevodoch stroja
- Statickým a dynamickým vyvážením rotujúcich súčiastok
- Vyvarovaním sa rezonančnej oblasti (zmenou frekvencie otáčania, tuhosti)
- Zmenšením prierezu triesky,
- Používaním pohĺcovačov alebo tlmičov kmitov.

Samobudené kmity vznikajú v sústave bez vonkajšieho periodického vplyvu. Periodicky sa meniaca sila, ktorá toto kmitanie udržuje, vzniká v dôsledku kmitavého pohybu. Len čo kmitavý pohyb prestane, mizne aj premenlivá sila. Poznáme skoroharmonické a relaxačné samobudené kmity.

Skoroharmonické vznikajú ako výsledok kmitavého pohybu od sily F_c. Ich frekvencia závisí od hmotnosti sústavy. Amplitúdu majú konštantnú.

Relaxačné kmity vznikajú ako dôsledok trenia vodiacich plôch suportu a lôžka. Tiež majú amplitúdu konštantnú.

Priebeh amplitúdy u oboch druhov kmitov je nelineárny podľa obr. 4.40.



Obr. 4.40 Priebeh amplitúdy kmitov: skoro harmonických (a) a relaxačných (b)

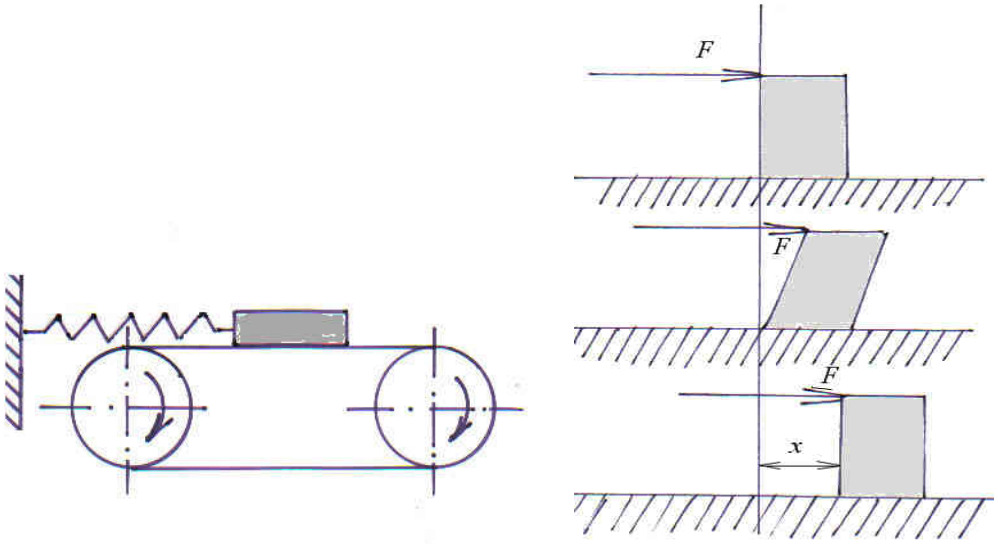
Skoro-harmonické kmity sa vyznačujú týmito charakteristikami:

- Neexistuje vonkajšia periodická budiaca sila. Kmity vyvoláva samotná rezná sila.
- Frekvenciu kmitov v zásade neurčujú rezné podmienky, ale tuhosť a hmotnosť časti systému stroj – nástroj - obrobok. Spravidla je blízka frekvencii vlastných kmitov sústavy, alebo jej niektorého člena.
- Amplitúda kmitov pri konštantných podmienkach je rovnaká, avšak charakter kmitov je odlišný od sinusového priebehu. Kmitavý pohyb nemožno vyjadriť lineárnou rovnicou, a preto má kmitanie charakter tzv. nelineárnych kmitov
- Pri samobudenom kmitaní existuje tzv. spätná väzba medzi reznou silou, ktorá vyvoláva kmitavý pohyb a samotným kmitavým pohybom. Rezná sila vyvoláva kmitavý pohyb a naopak, jej periodická zmena je podmienená existenciou samobudených kmitov. Keby neboli samobudené kmity, neboli by ani periodické zmeny reznej sily.

Relaxačné kmity obvykle vznikajú v dôsledku trenia vodiacich plôch suportu a lôžka v hydraulických obvodoch, ale aj v zóne tvorenia triesky, najmä pri málo tuhom nástroji. Vo všeobecnosti je vznik relaxačných kmitov takýto (obr. 4.41*a*).

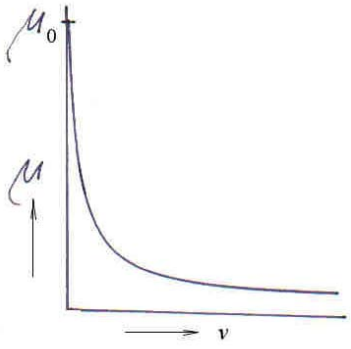
Majme teleso hmotnosti m umiestnené na dopravnom páse a súčasne držané pružinou o pevnú stenu. V kľudovej polohe na teleso pritlačené k pásu pôsobí tangenciálna sila, spravidla nie je medzi dotýkajúcimi sa povrchmi nijaký relatívny pohyb, lebo povrchy sú spojené silami statického trenia. Tangenciálny sila vyvoláva len deformáciu pružiny.. Keď však pri zväčšení vonkajšej sily prevýši sila pružiny silu statického trenia, teleso prejde skokom do novej polohy a stratí nahromadenú pružnú deformáciu. Pritom nová poloha neodpovedá predchádzajúcej nulovej polohe telesa. Tento proces sa neustále opakuje.

Podobná situácia nastáva napr. pri pohybe súportu po lôžku obrábacieho stroja. (obr. 4.41*b*). Kým sila F nedosiahne hodnotu sily trenia F_t medzi súportom a lôžkom, dochádza len k pružnej deformácii súportu. Po vyrovnaní síl sa súport skokom presunie o hodnotu x.



Obr. 4.41 Schéma vzniku relaxačných kmitov.a – model, b –schéma pohybu súportu po lôžku obrábacieho stroja

Ak ďalej pôsobí vonkajšia sila, proces sa opakuje a vznikajú relaxačné kmity telesa. Aby sa kmitanie udržalo, musí sa pri presúvaní do novej polohy meniť aj súčiniteľ trenia. Je známe, že v podmienkach suchého trenia je súčiniteľ trenia bez vzájomného pohybu a za pohybu výrazne rozdielny (obr. 4.42).



Obr. 4.42 Zmena koeficienta trenia na rýchlosti vzájomného pohybu telies

Je zrejmé, že priebeh relaxačných kmitov je odlišný od sinusového priebehu.

Mechanizmus samobudených kmitov možno vysvetľovať aj na základe tzv.primárneho a sekundárneho budenia. Podľa súčasného stavu poznatkov o samobudených kmitoch možno uviesť dva príčiny budenia:

Pre primárne budenie, ktoré sa prejavuje vtedy ak na povrchu ešte nie sú stopy z predchádzajúcej otáčky, alebo zdvihu:

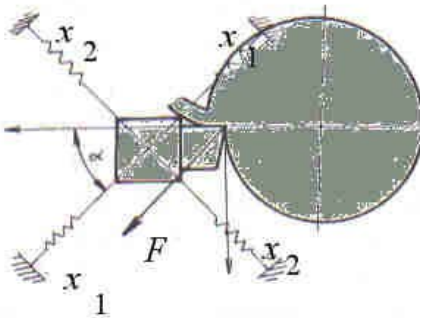
- Trenie v podmienkach prudkého poklesu trecích síl medzi nožom a trieskou so zväčšovaním reznej rýchlosti,
- Plastická deformácia v zóne tvorenia triesky, princíp polohovej väzby

Pre sekundárne budenie:

- zmena prierezu triesky a pracovných uhlov v dôsledku vĺn na reznej ploche z predchádzajúcej otáčky alebo zdvihu.

Princíp polohovej väzby predpokladá, že kmity v jednej z vrstiev technologickej sústavy, ktoré nesú nástroj alebo obrobok sú dominantné. Vetva sa skúma ako sústava s dvoma stupňami voľnosti, pričom smer hlavných osí nie je totožný so smerom budiacej sily (obr. 4.43).

Obr. 4.43 Schéma princípu polohovej väzby



Zmena sily F sa pri kmitaní považuje za priamo úmernú premiestneniu y, ktoré je v normále k obrobenému povrchu.

$$F = F_0.k.y\,, \tag{4.91}$$

kde k je koeficient sústavy,

F_0 – rezná sila pri pokojnom obrábaní, N.

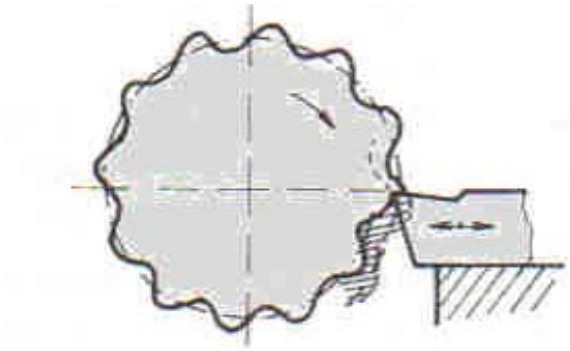
Ak hlavné osi tuhosti sústavy sú x_1 a x_2, potom rovnicu pre silu F možno napísať:

$$F = F_0 - k\left(x_1.\cos\alpha - x_2.\sin\alpha\right), \tag{4.92}$$

kde α je uhol medzi osou x_1 a normálou k obrobenému povrchu. Pri kmitaní sa teda nemení len poloha kmitajúcej vetvy (v našom prípade je to vetva nástroja), nemenia sa len súradnice x_1 a x_2, ale aj rezná sila.

Samobudené kmitanie sa postupne zväčšuje, až počas niekoľkých otáčok sa ustáli na určitej hodnote. To svedčí o veľkom vplyve sekundárneho budenia.

Sekundárne budenie sa prejaví, ak na reznej ploche existujú vlny od predchádzajúcej otáčky, alebo zdvihu (obr. 4.44).



Obr. 4.44 Schéma sekundárneho budenia kmitania

Sekundárne budenie nezmenšuje účinok primárneho budenia. Ak zanedbáme primárne budenie, kmitanie pri sústružení povrchu so stopami kmitania možno opísať diferenciálnou rovnicou:

$$y'' + 2.r.y' + \left(\eta^2 + \varepsilon^2\right).y = A.\varepsilon^2.\sin\omega\tau\,, \tag{4.93}$$

kde e je koeficient, ktorý závisí od podmienok kmitania,

r – koeficient odporu prostredia,

η - koeficient, ktorý závisí od pružnosti a hmôt sústavy,

A – amplitúda po kmitaní na obrobku, μm.

ω - kruhová frekvencia, s^{-1},

τ – čas, s.

Z tejto rovnice nemožno určiť stacionárnu amplitúdu, ale len podmienky, pri ktorých sa kmity zosilňujú alebo utlmujú. Rovnica vyjadruje kmitanie s oneskorenými silami. Takéto kmitanie sa pri obrábaní často vyskytuje.

Sekundárne budenie vzniká:

- zmenou prierezu rezu (periodicky sa meniaci prídavok),
- zmenou uhlov rezu

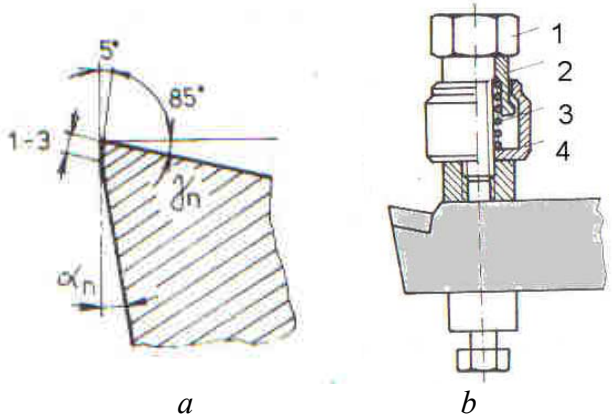
Ak je kmitanie vysokofrekvenčné, jeho stopy na obrobenom povrchu sú nepatrné. Pri nízkofrekvenčnom kmitaní má vlnitosť povrchu veľké rozmery, a preto sa musí odoberať už značne sa periodicky meniaci prídavok. Periodická zmena prídavku je príčinou vzniku premenlivej sily, ktorú už možno považovať za vonkajšiu budiacu silu.

Samobudené kmitanie možno eliminovať zväčšovaním tlmiacich síl. Do sústavy sa zavedú odpory, ktoré pohltia energiu, zapríčiňujúcu kmitanie. Známe je podkladanie brúsiacich papierov pod nástroj,. Na zavedenie odporových síl sa používajú tlmiče kmitov.

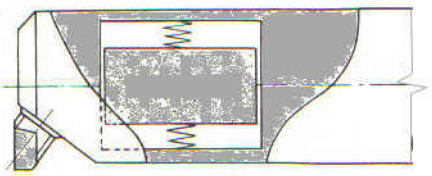
Významné výsledky v tlmení kmitania možno dosiahnuť:

- proti nízkofrekvenčnému kmitaniu použiť tlmiacu fázku (obr. 4.45*a*)
- proti vysokofrekvenčnému kmitaniu použiť dynamický tlmič kmitov (obr. 4.45*b*, *c*).

Tlmiaca fázka má šírku 0,1-0,3 mm je umiestnená pod záporným uhlom čela (-80^0 až -85^0) [7],[10].



a *b*

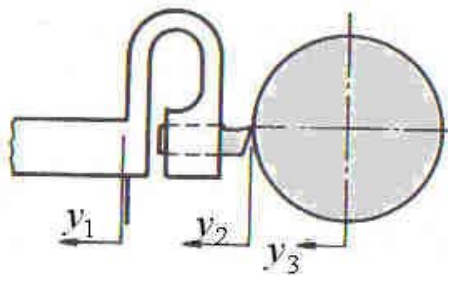


c

Obr. 4.45 Dynamické tlmiče kmitov. a –tlmiaca fázka na reznom kline, b – nastaviteľný rázový tlmič na noži, 1 – skrutka, 2 - vložka, 3 – pružina, 4 – puzdro., c – olovená vložka na konci vyvrtávacej tyče

Dynamický tlmič kmitov obsahuje vložku *2*, ktorá je oddelená od kmitajúceho noža pružinou. Pri vychýlení noža vložka *2* zachováva svoju polohu a pri spätnom pohybe noža pôsobí proti jeho pohybu. Rovnako pôsobí olovené teliesko na obr. *c*, ktoré sa snaží pri kmitaní zachovať svoju polohu a preto pôsobí protiúderom na nástroj.

Pri zapichovaní, rezaní závitov a pod. sa používajú odpružené držiaky (obr. 4.46).



Obr. 4.46 Odpružený držiak pre sústružnícke nože

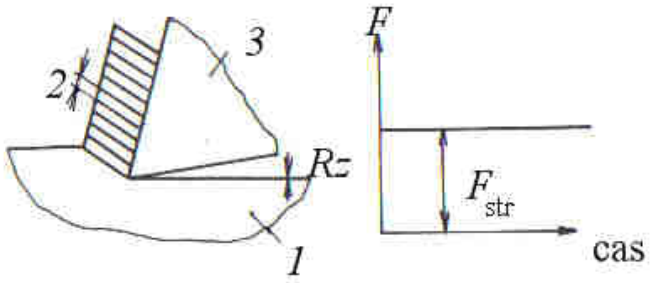
Je to ďalší pružný prvok v sústave suport - obrobok. Pri zmene ich relatívnej vzdialenosti o hodnotu y_1–y_2 sa hrúbka triesky zmení o menšiu hodnotu ako v prípade bez takéhoto prvku. Odpružený držiak vytvára teda podmienky, že na nový obrobený povrch sa prenáša len menšia časť amplitúdy z obrábaného predmetu.

Možno položiť otázku, či sa kmitanie pri obrábaní nedá využiť na zlepšenie procesu odoberania triesky. Pri klasickom sústružení je nôž upevnený na suporte a obrobok v držiaku stroja, ktorý je zložený z pružných prvkov. Preto počas obrábania dochádza ku kmitom odpruženého nástroja, ktoré sú iniciované reznou silou. Pre nás je zaujímavé kmitanie noža, ktorý je najslabším článkom sústavy. Skutočná okamžitá poloha noža sa dá určiť analýzou kmitov.

Ak berieme do úvahy, že rezná sila je premenlivá, možno ukázať novú cestu k rozpracovaniu teórie obrábania, ktorá zabezpečuje dobré výsledky procesu pri zníženej tuhosti technologickej sústavy.

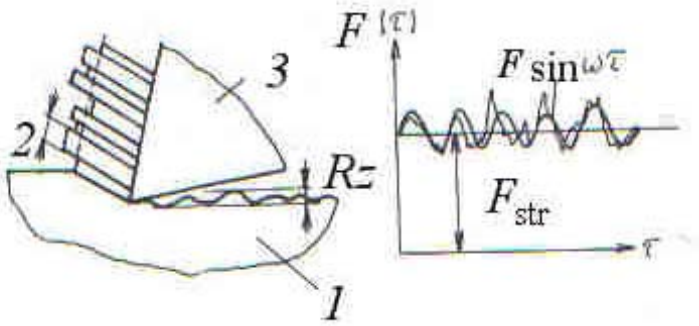
Rozdiel medzi stabilným procesom a kmitavým obrábaním vidno na modeli, vyvinutom japonským autorom Kumabe [32], ktorý sa zaoberal využitím ultrazvukových kmitov na podporu tvorenia triesky. Na obr. 4.47 je idealizovaný model tvorenia triesky pri plynulom obrábaní. Predstavuje klasický pohľad na tvorenie triesky, prezentovaný v prácach

mnohých autorov [7],[10],[33],[50]. Tento model nevysvetľuje, prečo sa tvorí trieska, keď sa zmenšuje trenie na čele v dôsledku rastu uhla šmyku, ale naopak, keď sa zmenšením trenia na čele uhol šmyku zväčší.



Obr. 4.47 Idealizovaný model tvorenia triesky.
1- obrobok,
2 - pravidelný element triesky,
3 - nástroj

Ukazuje sa, že všeobecným modelom nemôže byť model z obr. 4.47, je to len parciálny prípad všeobecného modelu, ktorý je na obr. 4.48 [32].

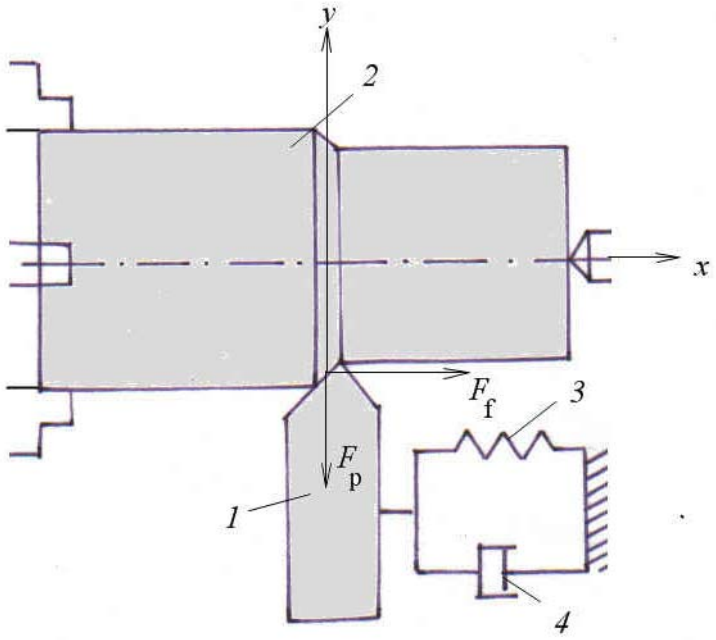


Obr. 4.48 Tvar triesky, nerovnosť obrobeného povrchu a rezná sila pri obrábaní (upresnený model obrábania):1 - obrobok, 2 - variabilný element triesky, 3 - rezný klin nástroja

Vyznačuje sa tým, že hrúbka triesky a interval šmyku nie sú konštantné. Podobne nie je nulová nerovnosť obrobeného povrchu v smere obrábania. Tvar a veľkosť prehĺbenín na povrchu je pritom v interakcii s okamžitou hrúbkou elementu triesky.

Presnosť obrábania a kvalita obrobeného povrchu teda závisí od dynamického premiestňovania nástroja vo smere pôsobenia premenlivej reznej sily $F(\tau)$. Nedopustíme sa veľkej chyby, ak budeme ďalej považovať priebeh reznej sily za sinusový.

Zaoberajme sa kmitaním nástroja a považujme ostatné prvky technologickej sústavy za tuhé. Predpokladajme, že nástroj kmitá axiálne, vo smere *x*, teda vo smere posuvu, kde pôsobí sila F_f. Na obr. 4.49 je reologická schéma tohto prípadu, pričom nôž je spojený s tuhou sústavou stroja pružným a tlmiacim členom.



Obr. 4.49 Schéma uloženia nástroja v sústave. 1 – nástroj, 2 – obrobok, 3 –pružné spojenie, 4 – tlmiaci člen, F_f- axiálna sila, F_p – radiálna sila.

Pohybová rovnica pre smer budiacej sily F_f sa dá napísať aj vo forme upravenej rovnice (4.86):

$$m\frac{d^2x}{d\tau^2}+r\frac{dx}{d\tau}+k.x=F_\mathrm{f}(\tau) \tag{4.94}$$

Impulznú zložku reznej sily, ktorá je charakteristická pre vibračné obrábanie možno napísať vo forme Fourierovho radu v tvare:

$$F(\tau)=\frac{\tau_c}{T}F_\mathrm{f}+\frac{2}{\pi}F_\mathrm{f}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{1}{n}\sin\left(n\frac{\tau_\mathrm{s}}{T}\pi\right)\cos n\omega\tau \tag{4.95}$$

Pohybová rovnica teda bude mať tvar:

$$m\frac{d^2x}{d\tau^2}+r\frac{dx}{d\tau}+k.x=\frac{\tau_c}{T}.F_f+\frac{2}{\pi}F_\mathrm{f}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{1}{n}\sin\left(n\frac{\tau_\mathrm{s}}{T}\pi\right)\cos n\omega\tau \tag{4.96}$$

Riešenie rovnice pozostáva z dvoch výrazov, ktoré opisujú vlastné (tlmené) a vynútené kmity.

Riešenie pre vlastné kmity má tvar:

$$x = e^{-\frac{c}{2m}}\left(\beta_1 \cos\sqrt{\frac{k}{m}-\left(\frac{r}{2.m}\right)^2}\,\tau + \beta_2 \sin\sqrt{\frac{k}{m}-\left(\frac{r}{2.m}\right)^2}\,\tau\right). \qquad (4.97)$$

Riešenie pre vynútené kmity sa dá nájsť dosadením charakteru budiacej sily, ktorá je sumou členov radu $\left(\frac{\tau_c}{T}\right)$. Hľadanú časť riešenia, spojenú s členmi $\frac{\tau_c}{T}F$ možno stanoviť v tvare:

$$x = \frac{\tau_c}{T}.\frac{F_f}{k}.$$

Možno predpokladať, že časť riešenia vo forme radu bude mať tvar:

$$x = \sum_{n=1}^{\infty}\left(A_n.\sin n\omega\tau + B_n.\cos n\omega\tau\right).$$

Odtiaľ:

$$x_n = A_n.\sin n\omega\tau + B_n.\cos n\omega\tau,$$
$$\frac{dx_n}{d\tau} = n\omega\left(A_n.\sin n\omega\tau + B_n.\cos n\omega\tau\right),$$
$$\frac{d^2x_n}{d\tau^2} = -n^2.\omega^2.A_n.\sin\omega\tau - n^2.\omega^2.B_n.\cos n\omega\tau.$$

Z týchto rovníc možno dostať:

$$A_n = \frac{r.n.\omega\dfrac{2}{n.\pi}.\sin\left(n\dfrac{\tau_c}{T}\tau\right)}{\left(k-n^2.\omega^2.m\right)^2 + r^2.\omega^2.n^2}.F_f,$$

$$B_n = \frac{\left(k-n^2.\omega^2.m\right).\dfrac{2}{\pi}.\sin\left(n.\dfrac{\tau_c}{T}.\pi\right)}{\left(k-n^2.\omega^2.m\right)^2 + r^2.\omega^2.n^2}.F_f,$$

kde

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m}}; r = 2.m.\omega_n = \frac{k}{\omega_n}; v = \frac{r}{r_c}.$$

Preto hľadané riešenie sa dá napísať v tvare:

$$x = e^{-\frac{c}{2m}\tau}\left(c_1.\cos\sqrt{\frac{k}{m}-\left(\frac{r}{2.m}\right)^2}\tau + c_2.\sin\sqrt{\frac{k}{m}-\left(\frac{r}{2.m}\right)^2}\tau \right) + \frac{\tau_c}{T}.\frac{F_f}{k} + \\ + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\frac{F_f}{k}.\frac{2}{n.\pi}.\sin\left(n.\frac{\tau}{T}.\pi\right)}{1-n^2\frac{\omega^2}{\omega_n^2}}.\sin\left(n\omega\tau+\varphi_n\right) \qquad (4.98)$$

$\varphi_n = arctg\dfrac{1-n^2.\dfrac{\omega^2}{\omega_n^2}}{2.n.v.\dfrac{\omega}{\omega_n}}$ je fázový posun okamžitej budiacej sily s medznou polohou maximálnej výchylky kmitu.

V tejto rovnici vlastným tlmeným kmitom zodpovedá prvý člen v zátvorke.

S časom amplitúda kmitov klesá na nulu. Pri stabilnom režime prvý člen možno vylúčiť. Potom pre premiestnenie noža dostávame nasledujúce riešenie:

$$x = \frac{\tau_c}{T}.\frac{F_f}{k} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{F_f.\frac{2}{n.\pi}.\sin\left(n.\frac{\tau_c}{T}.\pi\right)}{\left(1-n^2.\frac{\omega^2}{\omega_n^2}\right)^2 + 4.n^2.D^2.\frac{\omega^2}{\omega_n^2}}.\sin\left(n\omega\tau+\varphi_n\right) \qquad (4.99)$$

Na základe tejto rovnice možno definovať, ako bude nôž kmitať v smere posuvu, ak naň pôsobí impulzná sila.

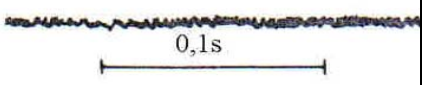
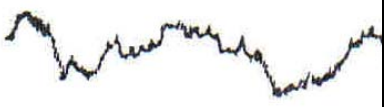
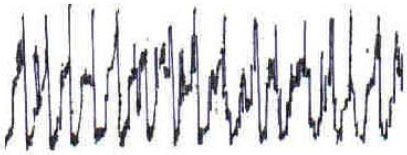
Musí sa ešte dokázať, že touto rovnicou sa dá presne opísať ten dynamický stav v ktorom sa nôž v skutočnosti nachádza. Preto treba na tom istom oscilografe súčasne zaznamenať zmenu sily a premiestnenia noža.

Súčasné dynamometre na meranie rezných síl majú vlastnú frekvenciu asi 3 000 Hz. Ak sú pri sledovaní rezných síl frekvencie do 1 000 Hz, nie je možné spoľahlivo identifikovať reznú silu a premiestnenie noža. Aj keď berieme do úvahy pokrok súčasnej techniky snímania, ťažko možno zmerať impulzné sily rezného odporu, ktoré majú malé periódy (1/20 000 s), pri krátkom pôsobení 1/200 000 s. Ináč povedané, charakteristiky dynamometra ovplyvňujú výsledok merania.

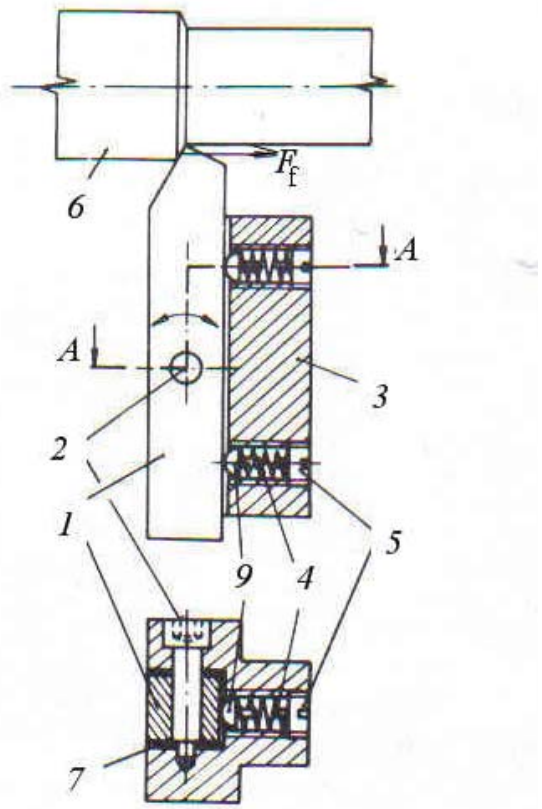
Už skôr sa robili pokusy s piezoelektrickými prvkami (napr. KISTLER), ktoré umožnili vyvinúť dynamometre s vlastnou frekvenciou 80 – 100 kHz. Práce ukázali, že v takom prípade je zložité vylúčiť interakciu vznikajúcu medzi zložkami rezného odporu F_c, F_f a F_p. Okrem toho je veľmi problematické s vysokou presnosťou určiť absolútne hodnoty zložiek. Bez toho nemožno vybrať teoretickú závislosť.

Pozitívnym aspektom kmitania nástroja, alebo obrobku je vznik vhodne tvarovaných triesok. Ak sledujeme súvislosť medzi frekvenciou lámania triesky a frekvenciou reznej sily, vidno tu zrejmú zhodu. V tab. 4.10 sú jednotlivé triesky a odpovedajúci záznam priebehu reznej sily z oscilografu [29].

Súvislosť tvaru triesky a frekvencie kmitov nástroja *Tab.4.10*

Tvar triesky	Záznam priebehu reznej sily	$f_{td,}$ Hz	$f_{tm,}$ Hz	F_d, N
		-	-	45,6
		-	0,3-0,6	50
		40	42	131
		15	13,5	280
		90	111	472

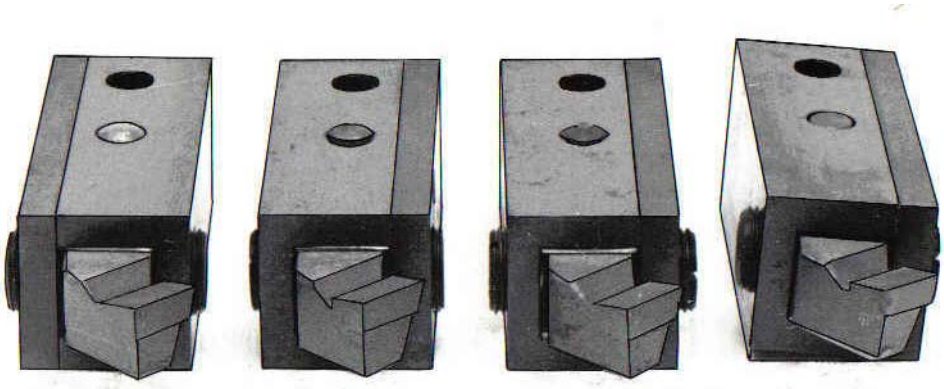
Táto skutočnosť viedla k myšlienke uvoľniť jeden stupeň voľnosti nožu a vyvolať riadené kmitanie od reznej sily. Principiálna schéma upevnenia noža je na obr. 4.50.



Obr. 4.50 Držiak s pružným upevnením noža. 1- nôž, 2 - čap, 3 - držiak, 4 - pružina, 5 - skrutka, 6 – obrobok, 7 – samomazné klzné podložky, 8 – upínacie skrutky

Nôž *1* je pomocou čapu *2* otočne upevnený v držiaku *3*. Vo smere posuvu je odpružený pružinami *4,* regulovanými skrutkami *5*. V tomto prípade nástroj kmitá vplyvom dynamickej zložky reznej sily F_f. Podstatou delenia triesky je zmena rýchlosti pohybu medzi nástrojom a trieskou vplyvom kmitania v axiálnom smere. Pri každom zákmite sa mení dĺžka styku triesky s čelom nástroja.

Na obr. 4.51 je súbor nožových držiakov s pružne uloženými nástrojmi.



Obr. 4.51 Pohľad na nožové držiaky s pružne uloženými uberacími nožmi

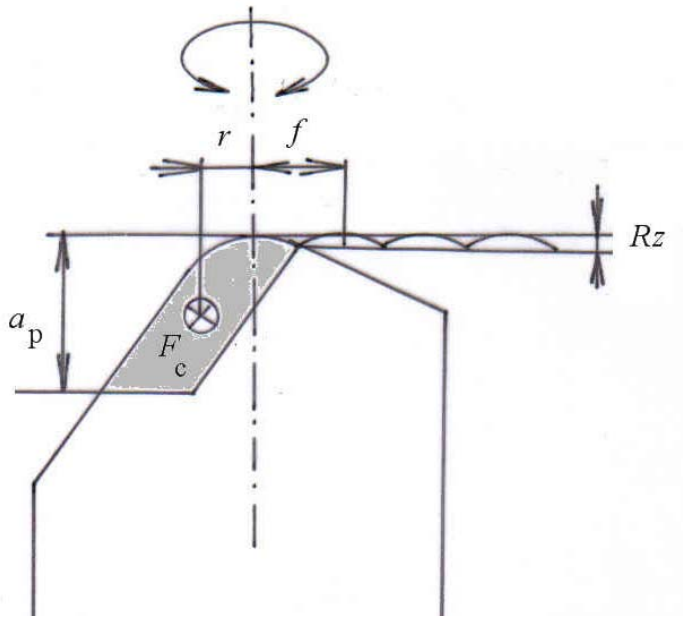
Porovnanie tvaru triesok pevného a pružne upevneného nástroja je v tab. 4.11.

Závislosť tvaru triesok na hĺbke rezu pri sústružení pevným a pružným nožom *Tab.4.11*

a_p	0,3	0,5	0,8	1	1,5	2
Pevný nôž						
Pružný nôž						

Vidno, že pri odpružení noža došlo k podstatnému zlepšeniu tvaru triesky v celom rozsahu použitých hĺbok rezu.

Tento spôsob kmitania môže pri väčších amplitúdach negatívne ovplyvniť kvalitu obrobeného povrchu. Preto sa hľadala možnosť iniciovať kmitanie tak, aby hrot nástroja zostal v rovnakej polohe. Toto rieši princíp, uvedený na obr. 4.52.

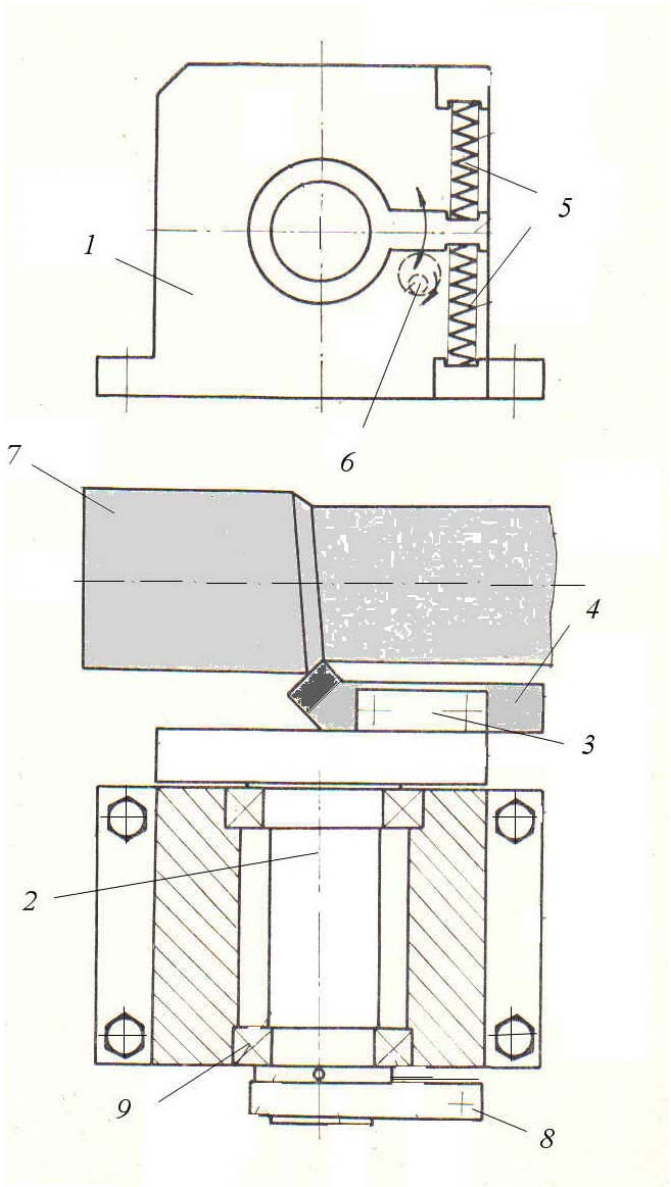


Obr. 4.52. Princíp torzného kmitania nástroja. r – poloha pôsobiska sily F_c

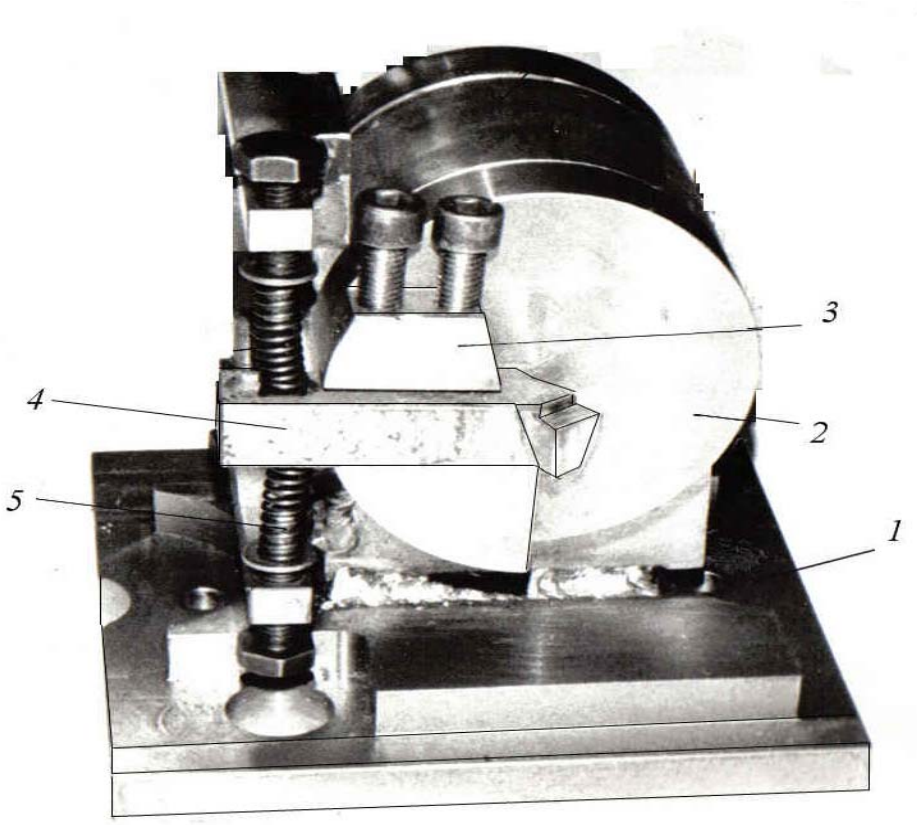
V tomto prípade je umožnené kmitanie nástroja okolo osi, prechádzajúcej hrotom nástroja. Nástroj je upevnený v strede valivého ložiska. Kmitanie spôsobuje rezná sila F_c, ktorá má dynamickú zložku a pôsobí na ramene r. Moment sily bude:

$$M = F_c.r\,.$$

Na obr. 4.53 je prípravok na zabezpečenie kmitania noža okolo osi, prechádzajúcej hrotom nástroja [61].



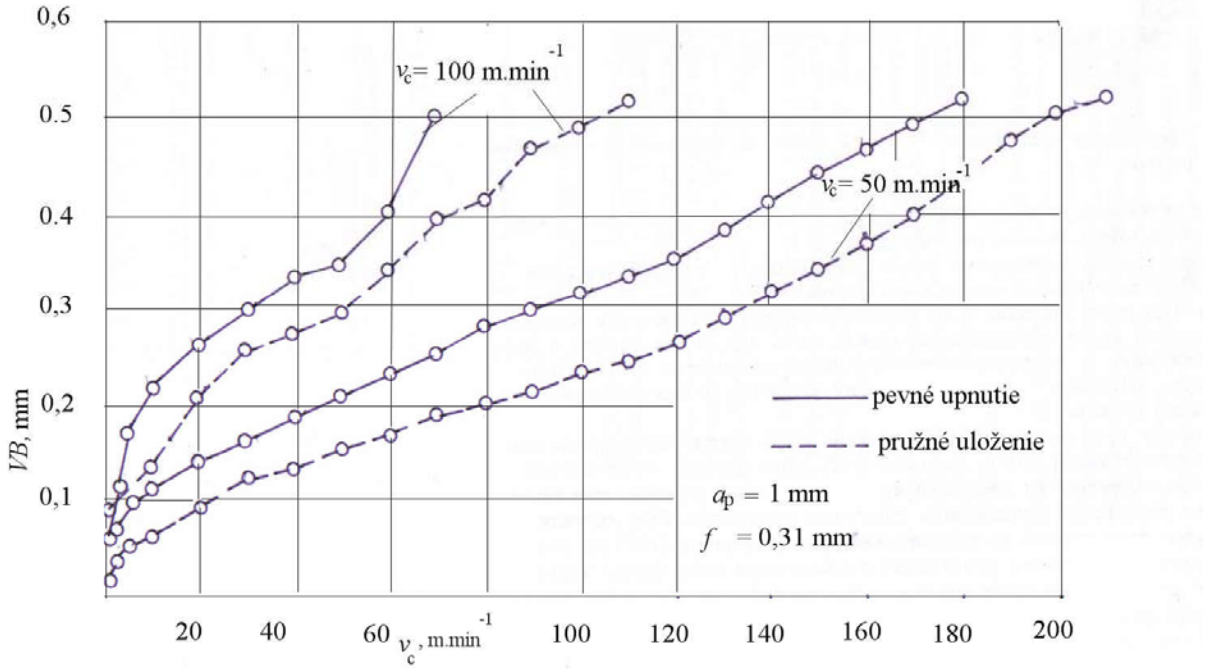
a



Obr. 4.53 Prípravok na experimentálne skúšky kmitania noža od reznej sily F_c, a – schéma, 2 – fotografia prípravku.1 –stojan, 2 – hriadeľ, 3 – upínač, 4 – nôž, 5 – pružiny, 6 – excenter (alternatívne), 7 – obrobok, 8 –rameno. 9 – valivé ložiská

Na stojane *1* je na valivých ložiskách uložený čap s čelným kotúčom *2*. Na ňom je v osi výstupkom so skrutkami *3* upevnený nôž *4*. Jeho hrot je v osi rotácie kotúča *2* a súčasne v osi obrobku. Kotúč je proti voľnému otáčaniu istený nastaviteľnými pružinami *5*. pri obrábaní sa vplyvom dynamickej zložky sily F_c nástroj rozkmitá, pričom amplitúda kmitov sa reguluje pružinami.

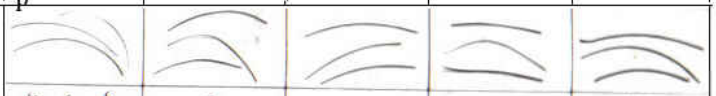
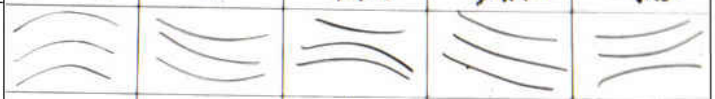
S prípravkom boli vykonané dlhodobé skúšky sústruženia. Jeden z výsledkov je na obr. 4.54. Znázorňuje závislosť opotrebenia nástroja na chrbte *VB* na čase obrábania τ_s pri obrábaní statickým nožom (nôž bol skrutkami bez pružín zafixovaný v prípravku) a pružne uloženým nožom.



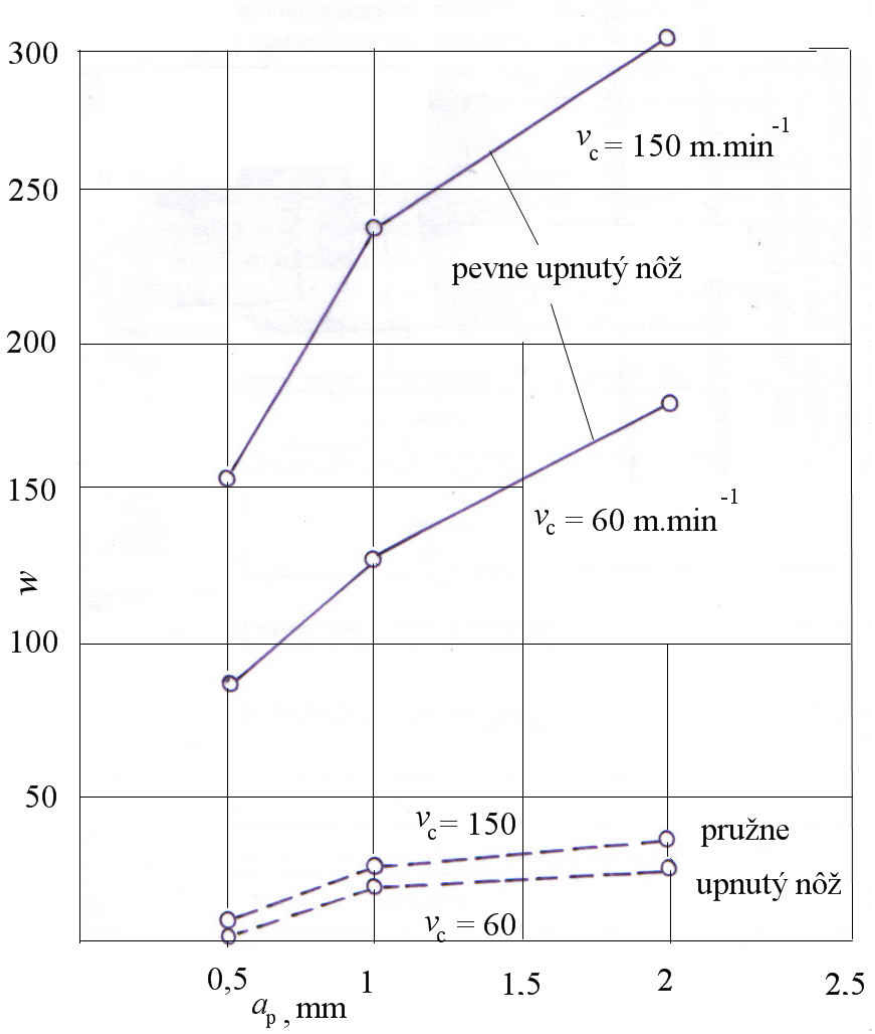
Obr. 4.54 Krivky opotrebenia statického a kmitajúceho nástroja

Zdôvodnenie zvýšenia trvanlivosti nástroja možno vidieť v tom, že počas obrábania sa mení do určitej miery pracovná geometria nástroja. Nástroj reaguje na vyššie zaťaženie reznou silou pootočením, čím stúpne uhol čela, možno povedať, že nástroj „pláva“ v zábere s obrobkom cestou menšieho odporu. Táto skutočnosť si zasluhuje rozsiahlejšie štúdium. Je zrejmé, že zmena uhlu čela a prierezu triesky bude mať vplyv na tvar odchádzajúcej triesky. Tab. 4.12 ukazuje, že tento vplyv je významný. V celom rozsahu použitých hĺbok rezu vzniká u sledovaných materiálov vhodne tvarovaná trieska.

Tvary triesok , získané pri sústružení obrobkov z troch ocelí. Tab. 4.12

Materiál	Uloženie	v_c = 120 m.min^{-1} f = 0,2 mm				
		a_p = 0,5	0,8	1,0	1,2	1,5
12 050.1 (C45)	pevné					
	pružné					
14 209.3 (100CrMn6)	pevné					
	pružné					
16 220.3 (13NiCr6)	pevné					
	pružné					

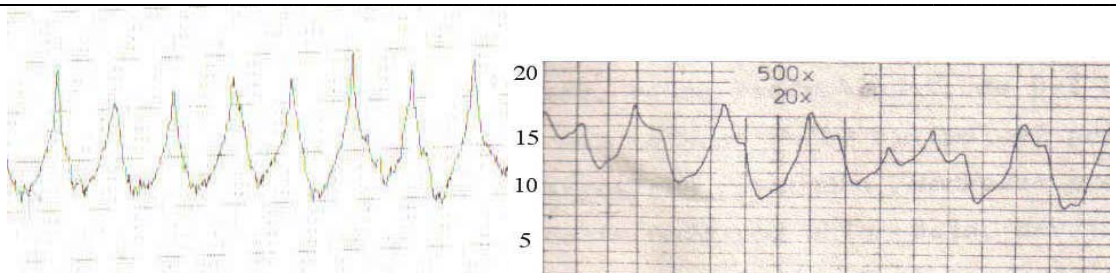
Názornejšie možno dokumentovať účinok kmitania na tvar triesky objemovým súčiniteľom triesok. Na obr. 4. 55 je priebeh závislostí w = f(a_p; f), získané pevne a pružne upnutým nástrojom.



Obr. 4.55 Experimentálna závislosť objemového súčiniteľa triesok na rezných podmienkach

Vidno, že vplyv kmitania na tvarovanie triesky zmenšuje objemový súčiniteľ a trieska je v celom rozsahu posuvov a hĺbok rezu vhodne tvarovaná.

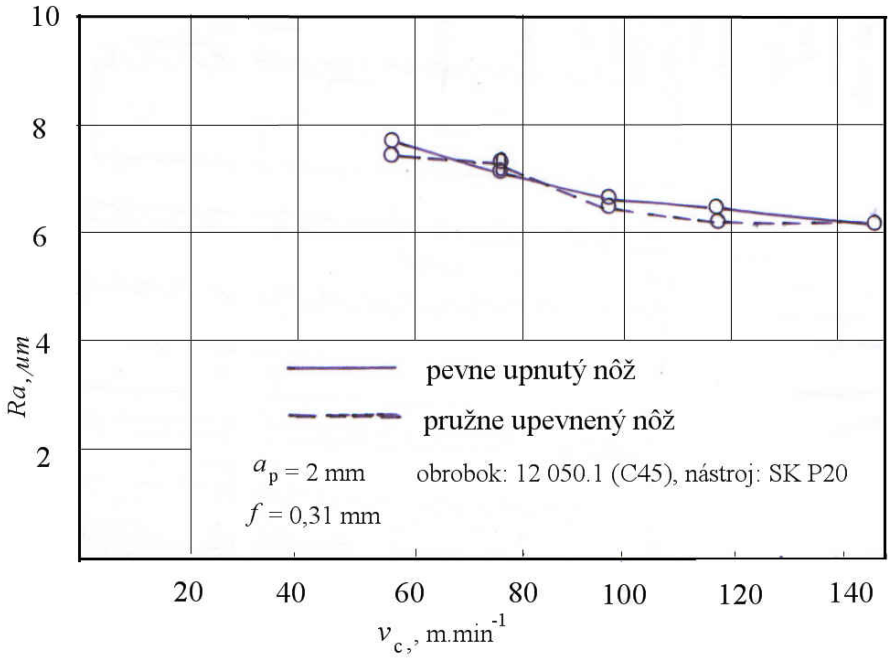
Meranie kvality obrobeného povrchu ukázali rozdiely v tvare profilovej krivky. Na obr. 4.56 je porovnanie obidvoch záznamov.



a *b*

Obr. 4.56 Porovnanie záznamu profilu obrobeného povrch, obrábaného pevne(a) a pružne upnutým nožom (b)

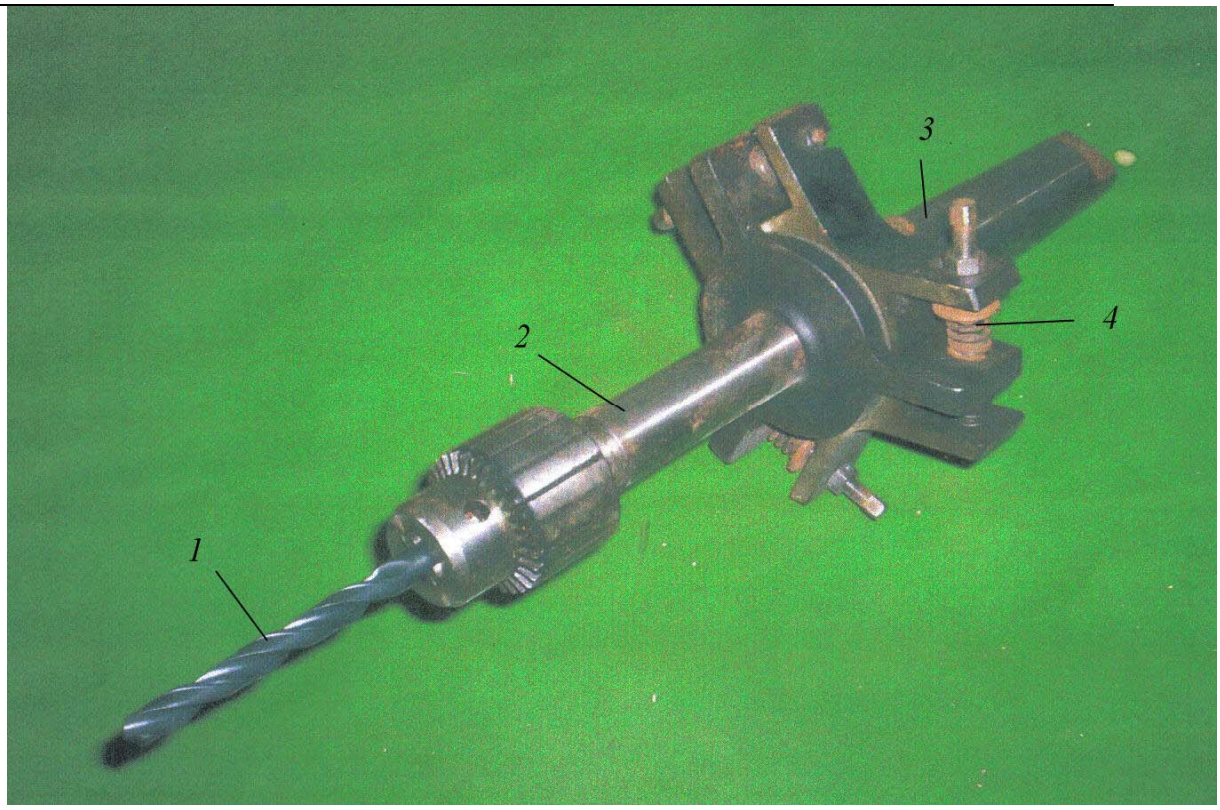
Zo záznamu je zrejmá pravidelnosť profilu, vytvoreného pevným nožom, pričom „krok“ odpovedá veľkosti použitého posuvu. Záznam po kmitaní vykazuje nepravidelnosť profilu, ktorá je daná premiestňovaním hrotu noža v priebehu obrábania. Pri kvantitatívnom vyhodnotení nerovností profilu neboli zistené len mierne rozdiely v hodnotách strednej aritmetickej výšky nerovností. Ukazuje to obr. 4.57.



Obr. 4.57 Experimentálna závislosť Ra na v_c pri pevne a pružne upnutom noži.

Experimentálne boli sledované aj iné spôsoby kmitania noža, napr. radiálne, alebo tangenciálne ultrazvukové kmitanie, zmena polohy nástroja vynúteným pohybom pomocou vačky. Tieto prístupy však potrebujú ďalšiu energiu. Na NC strojoch je možné na lámanie triesky použiť programovaný prerušovaný posuv.

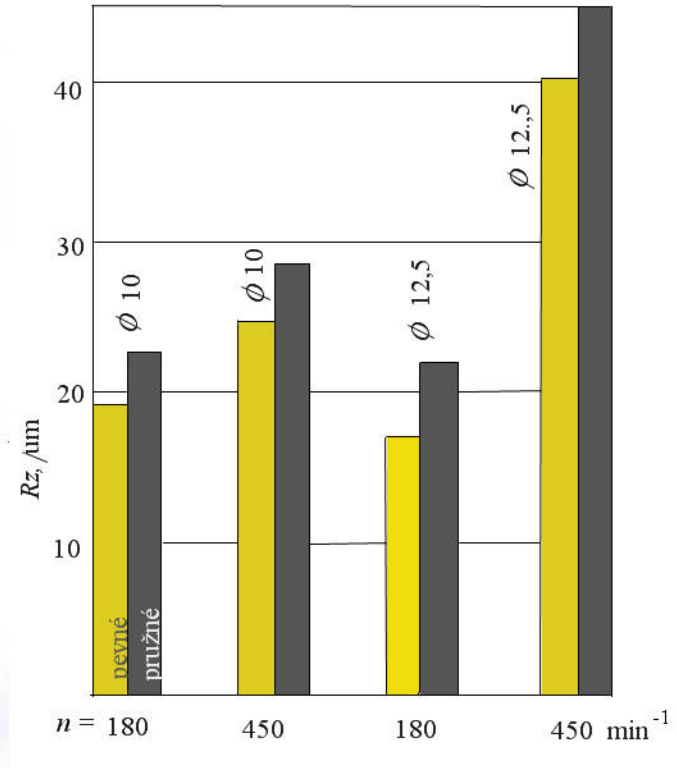
Ako vidno, orientované kmitanie možno využiť všeobecne na zlepšenie procesu obrábania. Ako príklad možno uviesť vŕtanie s pružne uloženým vrtákom. Na obr. 4.58 je fotografia prípravku s pružne uloženým vrtákom.



Obr. 4.58 Pružne torzne uložený skrutkovitý vrták

Vrták *1* je upnutý v hlavičke, umiestnenej na čape *2*, uloženom v pevnej časti prípravku *3*. Obe časti prípravku sú oddelené nastaviteľnými pružinami *4*, ktoré dávajú možnosť nastaviť prítlačnú tangenciálnu silu tak, aby došlo k rozkmitaniu vrtáka pod účinkom dynamickej sily rezného odporu.

Počas vŕtania teda dochádza k torznému neharmonickému kmitaniu vrtáka, čo vedie k lámaniu triesky a zmene kvality obrobeného povrchu diery. Na obr. 4.59 je porovnanie kvality obrobeného povrchu pri rozličnej frekvencii otáčania a priemere vrtáka.

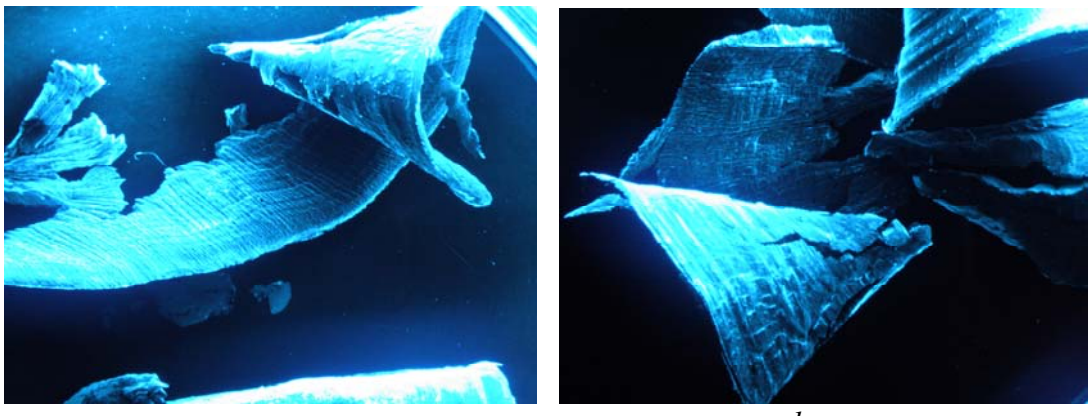


Obr. 4.59 Porovnanie najväčšej výšky nerovností profilu pri vrtaní pevne a pružne uloženým vrtákom. Nástroj: RO: HS-18-01, obrobok: Fe37B1FU

Vidno, že pri uvoľnení jedného stupňa voľnosti nástroju došlo k zlepšeniu kvality obrobeného povrchu. Možno to vysvetliť striedavou zmenou obvodovej rýchlosti vrtáka a zamedzeniu vzniku nárastku na reznom kline.

Dôležitým dôsledkom riadeného kmitania nástroja je tvarovanie triesky.

Na obr. 4.60 je fotografia triesok, vytvorených pri pevnom a pružnom upnutí vrtáka.



a *b*

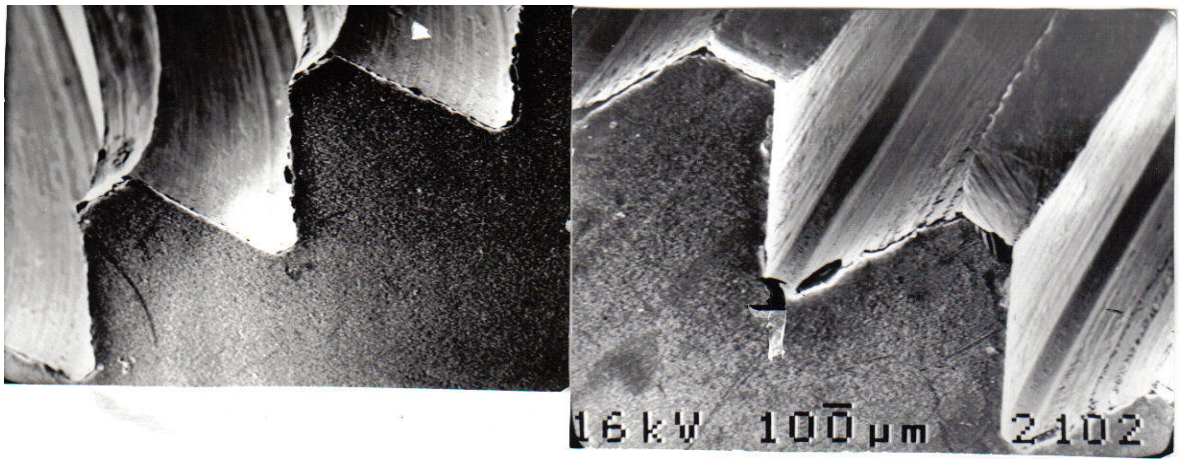
Obr. 4.60 Fotografie triesok pri pevnom (a) a pružnom (b) upnutí vrtáka, (priemer vrtáka 12,5 mm), oceľ: C45

Je zrejmé, že došlo k podstatnému skráteniu triesok, ktoré bez prekážky vychádzajú cez drážky vrtáka. Je to možno znova vysvetliť zmenou reznej rýchlosti v priebehu vrtania.

Jedna z možností je využitie ultrazvukových kmitov závitníka, pri rezaní závitu do titánovej zliatiny VT 3-1. Na obr. 4.61 je pohľad na steny závitu, vytvoreného klasickým závitníkom. Vidno vytrhávanie materiálu, matný, nerovný povrch steny závitu.

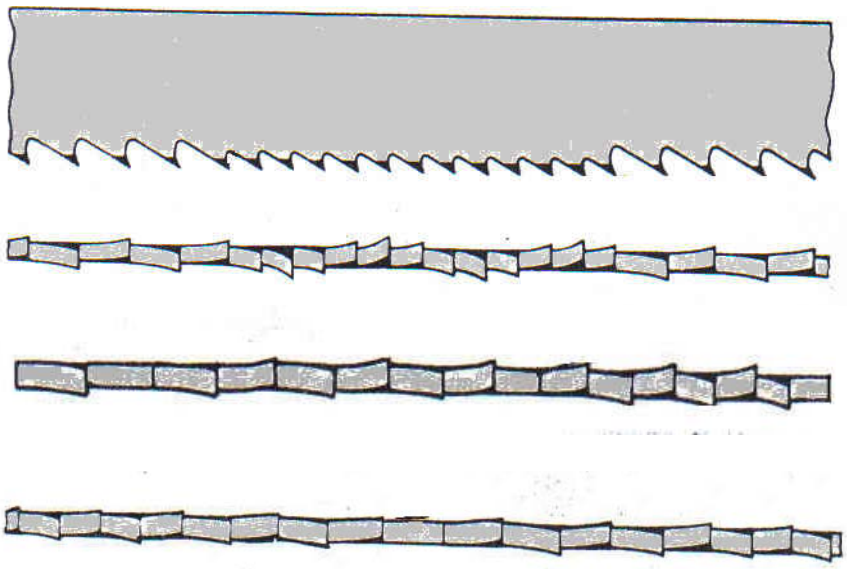
Obr. 4.61 Fotografia rozrezaného obrobku s viditeľným profilom závitu, rezaného závitníkom.

Pri zavedení vysoko intenzívneho ultrazvuku nástroju, došlo k výraznému zlepšeniu kvality povrchu závitu. Na obr. 4.62 sú pohľady na vyrobený závit. Rozdiel k kvalite povrchu je výrazný.



Obr. 4.62 Pohľady na závit, vytvorený závitníkom s ultrazvukovým kmitaním.

Účinný spôsob eliminácie kmitov technologickej sústavy u viacklinových rezných nástrojov (frézy, píly), je nerovnomerný rozostup zubov. Zuby sú usporiadané s rozličným rozostupom navzájom proti sebe, alebo v sekciách (obr. 4.63). Podmienkou úspešnej práce píly je priečne rozdelenie zubov, ktoré zabezpečuje, že šírka rezu je väčšia ako hrúbka pásu píly. Zabraňuje sa tým treniu pásu o steny drážky a dochádza k spoľahlivému odvodu triesky z drážky.



Obr. 4.63 Pásová píla s premenlivým krokom zubov a rozličnými spôsobmi rozdelenia zubov

Úroveň kmitov pri obrábaní pílami závisí na vibrácii píly, ktorá závisí na zmene hĺbky rezu, počtu zubov a rezných síl. Vibrácie, vznikajúce na zuboch sa prenášajú na teleso píly, pričom ich frekvencia sa môže zhodovať s vlastnou frekvenciou listu píly a môže dôjsť k rezonancii. Zuby, alebo skupiny zubov s rozdielnym krokom majú rozličnú frekvenciu kmitov rušia frekvenciu kmitov, vyvolaných predchádzajúcim úsekom zubov. Rozvod zubov môže byť striedavý, alebo vlnovitý. V tom prípade každý následný zub v sekcii odoberá hrúbku odrezávanej vrstvy väčšiu ako predchádzajúci zub. Proces obrábania pripomína preťahovanie. V danom prípade je rozvádzanie zubov riešené tak, že uhol odklonu zubov nie je konštantný. Preto sa podmienky obrábania sú na každom zube iné. To má ďalší pozitívny vplyv na tlmenie kmitov. Prax použitia takto upravených píl ukazuje nielen na zníženie úrovne kmitov, aj zvýšenie trvanlivosti oproti klasickým pílam o 50 – 500% a možnosť intenzifikácie rezných podmienok a použitia pri delení ťažko obrábateľných materiálov.

4.8 Energetická náročnosť procesu obrábania

Novšie prístupy k posudzovaniu jednotlivých technológií preferujú okrem produktivity a kvality aj úspory energie, potrebnej na technologický proces. Proces obrábania patrí

k energeticky náročným procesom. Pri odoberaní materiálu vo forme triesky je dobrým ukazovateľom spotreby energie uhol hranice plastických deformácií ϕ. Pri použití vzťahov pre jednotlivé zložky energie možno odvodiť veľkosť uhla ϕ, ktorá odpovedá najnižšej energetickej úrovni. Dôležitými vstupnými parametrami je stredný koeficient vnútorného trenia μ medzi nástrojom a trieskou a uhol čela nástroja γ_n. Pretože predchádzajúce dva parametre nemožno výraznejšie ovplyvniť, základným technologickým parametrom je uhol čela. Menej poznatkov je o možnostiach znižovania spotreby energie rezným prostredím, rezným materiálom a využitím kmitania nástroja pri obrábaní. Tieto oblasti dávajú priestor pre širšie štúdium.

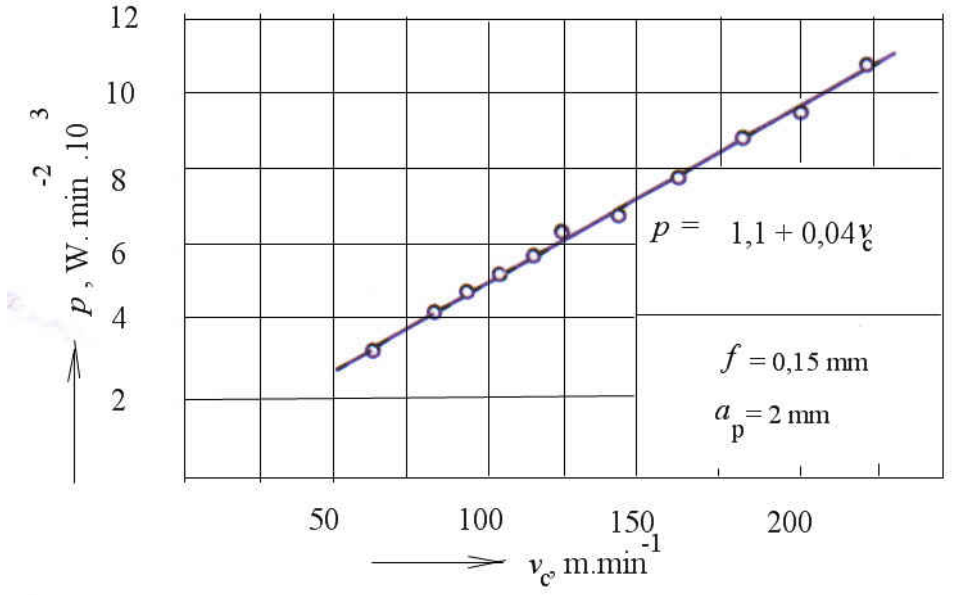
Podľa doterajších prác možno uviesť orientačné údaje o mernej energii, potrebnej na realizáciu jednotlivých technologických metód podľa tab. 4.13.

Spotreba energie pri typických metódach obrábania *Tab. 4.13*

Metóda obrábania	Plocha prierezu rezu, mm^2	Spotrebovaná energia, $J.cm^{-1}$	Rezná rýchlosť, $m.s^{-1}$	Výrobnosť, $cm^3.s^{-1}$
Sústruženie	1,0	$(1,7 - 2,3).10^3$	1,5 – 7,5	$5.10^{-2} – 5.10$
Preťahovanie	0,5	$(2,5 – 3,7).10^3$	0,01 – 0,1	$4.10^{-3} – 1.10^1$
Frézovanie	0,3	$(5 – 7,5).10^3$	2 – 6	$2.10^1 - 1$
Vyvrtávanie	0,1	$(12 – 30).10^3$	0,15 – 1,6	$5.10^{-3} – 5.10^{-1}$
Brúsenie	0,0001	$(55 – 70).10^3$	25 – 50	$5.10^{-1} – 3.10^{-2}$

Takéto globálne chápanie treba doplniť tým, že so zväčšovaním prierezu odrezávanej vrstvy merný výkon a energia pri každej zo sledovaných metód výrazne klesá. Vplyv reznej rýchlosti je opačný.

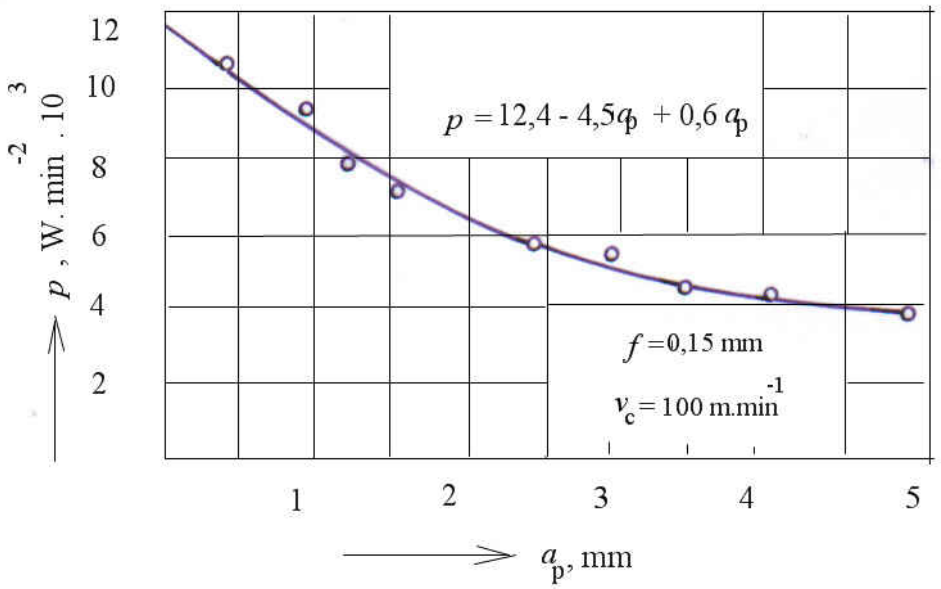
Na obr. 4.64 je experimentálna závislosť merného výkonu na reznej rýchlosti. Výkon bol meraný wattmetrom na prívodnom kábli obrábacieho stroja.



Obr. 4.64 Experimentálna závislosť merného výkonu obrábania na reznej rýchlosti. obrábaný materiál: oceľ C45, nástroj: P20

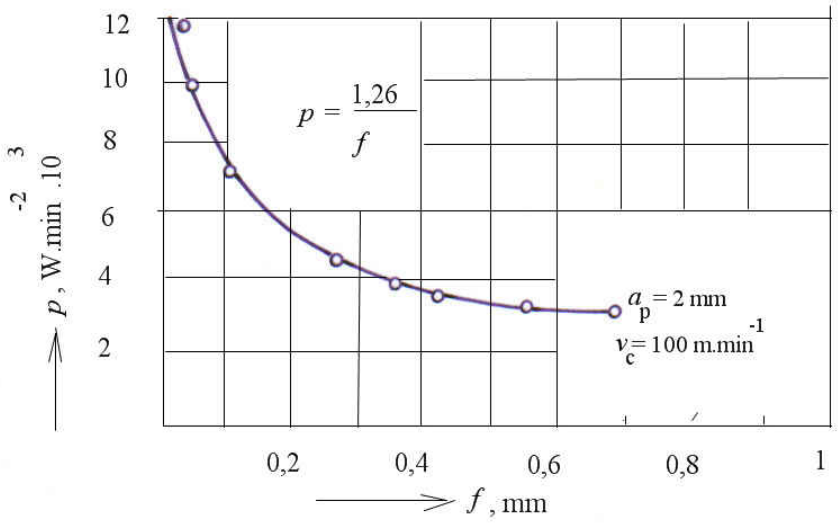
Vidno, že s nárastom reznej rýchlosti merný výkon, teda aj spotreba energie stúpa lineárne.

Hĺbka rezu má odlišný vplyv. Na obr. 4.65 je experimentálny priebeh tejto závislosti.



Obr. 4.65 Závislosť merného výkonu na hĺbke rezu pri sústružení.

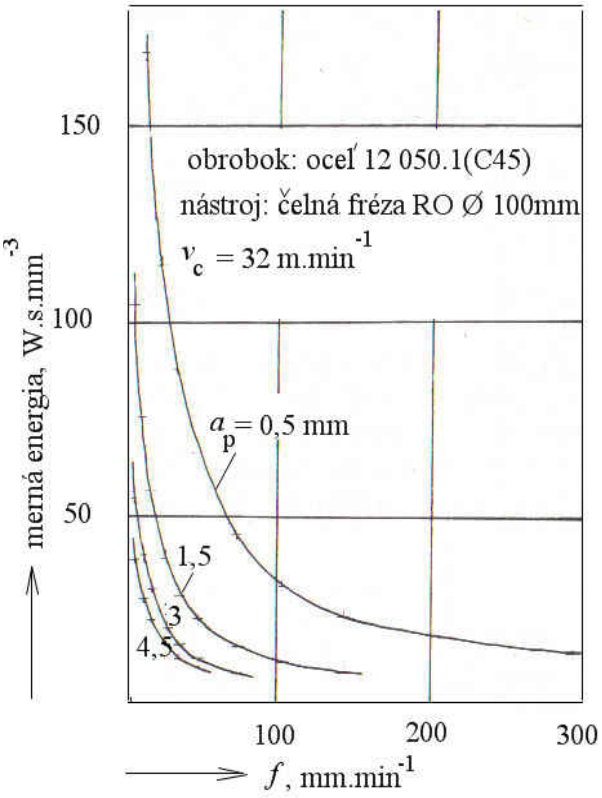
Priebeh je hyperbolický. Svedčí o potrebe zvyšovať hĺbky rezu pri delení prídavku na obrábanie. Na obr. 4.66 je experimentálna závislosť na treťom parametre – posuve.



Obr. 4.66 Merný výkon v závislosti na posuve

Závislosť je podobná, ako pre hĺbku rezu. Pokles je výrazný najmä v oblasti malých posuvov. Pri $f \geq 0{,}4$ mm je už pokles veľmi malý. Uvedené závislosti je potrebné brať do úvahy pri voľbe rezných podmienok. Uvedieme závislosť, zistenú pri frézovaní.

Na obr. 4.67 je priebeh mernej energie frézovania na hĺbke rezu a_p a minútovom posuve f_m



Obr. 4.67 Závislosť mernej energie (vzťahovanej na mm^3 odrezaného kovu) na a_p a f. pr i čelnom frézovaní

Z diagramu vyplýva klesanie spotrebovanej energie s nárastom hĺbky rezu aj posuvu. Vedie to k tendenciám zvyšovania týchto parametrov. Treba však poznamenať, že tento prístup k posudzovaniu technologických metód podľa ich energetickej úrovne je len parciálny. Pri komplexnom posudzovaní a výbere rezných podmienok treba zahrnúť ďalšie charakteristiky, ako presnosť obrábania, kvalita obrobeného povrchu, strojový čas. Podiel nákladov na elektrickú energiu je pomerne značný. Pri obrábaní na univerzálnych strojoch činí 1,3 až 16,4%, na NC strojoch 14 až 21% a jej cena nie je zanedbateľná. Preto môže byť v niektorých prípadov limitujúcim faktorom, udávajúcim ekonomiku obrábania súčiastok.

5 VZNIK A DISTRIBÚCIA TEPLA V PROCESE OBRÁBANIA

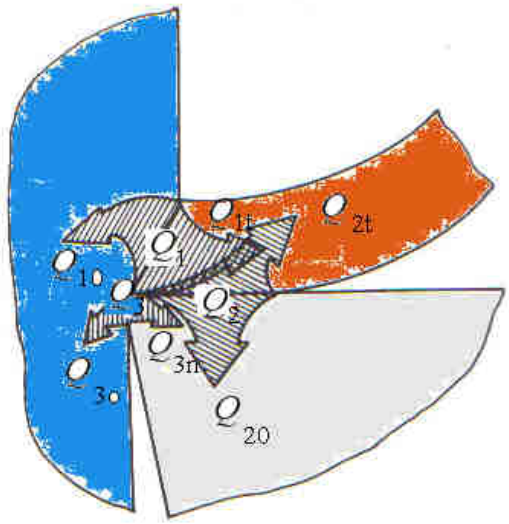
Mechanická práca pri obrábaní sa mení na teplo, ktoré zohrieva obrobok a nástroj. Teplotné deformácie v sústave obrábania zhoršujú presnosť obrobenej plochy. Ohrev povrchových vrstiev obrobku môže zapríčiniť zvyškové napätia a štruktúrne zmeny.

Pretože takmer celé množstvo práce plastických deformácií a trenia pri obrábaní sa mení na teplo, množstvo vzniknutého tepla Q (J) sa vyjadrí vzťahom:

$$Q = W = F_c.l \tag{5.1}$$

V zóne rezania sú tri zdroje tepla (obr. 5.1):

- z primárnej plastickej deformácie (v rovine šmyku) Q_1
- zo sekundárnej plastickej deformácie (oblasť triesky nad čelom nástroja) Q_2
- od trenia medzi plochou chrbta nástroja a prechodovou plochou obrobku Q_3.



Obr. 5.1 Zdroje tepla a jeho šírenie do triesky, nástroja a obrobku

Ak porovnáme veľkosť jednotlivých tepelných zdrojov, možno konštatovať, že teplo od plastickej deformácie (vnútorného trenia v deformovanom materiáli) Q_1 je výrazne väčšie ako teplo vonkajšieho trenia Q_3. Z hľadiska intenzity sa medzi nimi nachádza teplo vnútorného trenia v medznej vrstve triesky a vonkajšieho po čele noža Q_2, teda:

$$Q_1 \rangle Q_2 \rangle Q_3 . \tag{5.1}$$

Trieska prijíma podstatnú časť tepla Q_1 a tepla Q_2, preto jej teplota bude najvyššia. Menšie množstvo tepla (časť Q_2 a časť Q_3) prijíma nástroj. Najmenšie množstvo tepla prijíma obrobok, pretože sem sa odvádza len malá časť tepla Q_1. Pri vyšších rezných rýchlostiach sa od primárnej deformácie nestačí teplo odviesť do obrobku, pretože nástroj časť ohriateho materiálu odreže. Zdroj tepla, zo strany chrbta nestačí ohriať povrchovú vrstvu obrobku. Preto obrobok je najmenej ohriaty prvok technologickej sústavy. Trocha odlišná situácia je

v prípade, keď do obrobku sa dodatočne odvádza teplo z triesky, ako je tomu napr. pri hlbokom vŕtaní.

Pretože ohrev rezného nástroja zhoršuje jeho mechanické a rezné vlastnosti, treba nepriaznivý vplyv vysokej teploty eliminovať chladením nástroja plynným, alebo kvapalným prostredím. Najväčšie množstvo tepla odoberá zväčšia trieska, menej obrobok a nástroj a najmenej uniká do okolia. Napr. pri sústružení odoberá trieska 50-86%, obrobok 10-40%, nástroj 2-9% a okolie 1% tepla.

Pri zvyšovaní reznej rýchlosti množstvo tepla, ktoré odvádza trieska rastie a klesá podiel tepla odvedeného materiálom. Preto obrobený povrch pri vysokých rezných rýchlostiach zostane chladnejší (rezná rýchlosť je väčšia, ako rýchlosť šírenia tepla do materiálu).

Dôležitou fyzikálnou charakteristikou je teplota rezania θ. Je to stredná teplota dotykových plôch medzi nástrojom a trieskou. Jej závislosť od rezných podmienok možno napísať v tvare:

$$\theta = C_\theta . v_c^{z_\theta} . f^{x_\theta} . a_p^{y_\theta} \quad , \tag{5.2}$$

kde C_θ je koeficient, ktorý závisí od podmienok obrábania (materiál obrobku, geometria θ rezného klina, rezné prostredie),

Pri obrábaní uhlíkovej ocele spekaným karbidom P20 sa experimentálne zistili tieto hodnoty exponentov *x*, *y* a *z*:

$$z_\theta = 0{,}26 - 0{,}75$$
$$x_\theta = 0{,}13 - 0{,}45$$
$$y_\theta = 0{,}1$$

Z rezných podmienok má najväčší vplyv rezná rýchlosť, menší vplyv má posuv a najmenší hĺbka rezu.

Vzhľadom na uvedené tri zdroje teploty v trieske nie je rozdelená rovnomerne a existuje gradient teplôt. Matematický opis teplotového poľa v konkrétnych podmienkach ohrevu rezného nástroja možno získať riešením diferenciálnej rovnice vedenia tepla, ktorá má všeobecný tvar:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a . \nabla^2 \theta \quad , \tag{5.3}$$

kde θ je teplota, °C,

τ - čas, s,

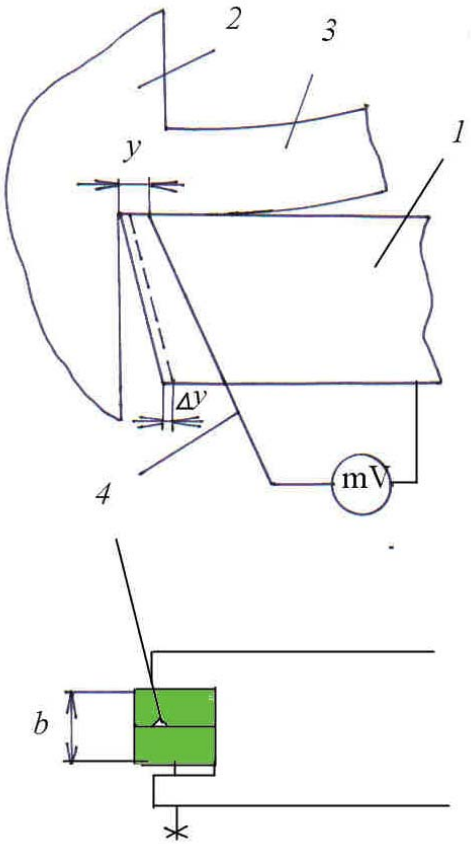
$\nabla^2 = \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2}$ - Laplaceov diferenciálny operátor.

Táto Fourierova rovnica je riešiteľná pre jednoduché tvary telies algebraicky, napr. pomocou Laplaceovej, alebo Fourierovej substitúcie, numerickými a analógovými metódami. Získané riešenie musí okrem diferenciálnej rovnice vyhovovať aj hraničným podmienkam. V prípade, znázornenom na obr. 4.1 možno hraničné podmienky zadať vo forme veľkosti hustoty tepelných tokov na ploche styku nástroja s obrokom, resp. trieskou. Presné určenie

tepelných tokov však naráža na ťažkosti, spojené s potrebou určenia práce trenia medzi rezným klinom nástroja, trieskou a obrokom. V niektorých prípadoch pri použití experimentálnych metód je výhodnejšie zadať funkciu priebehu teplôt na povrchu v ľubovoľnom časovom momente (hraničná podmienka 2. druhu), to znamená:

$$\theta_{\mathrm{p}}(\tau) = \mathrm{f}(\tau).$$

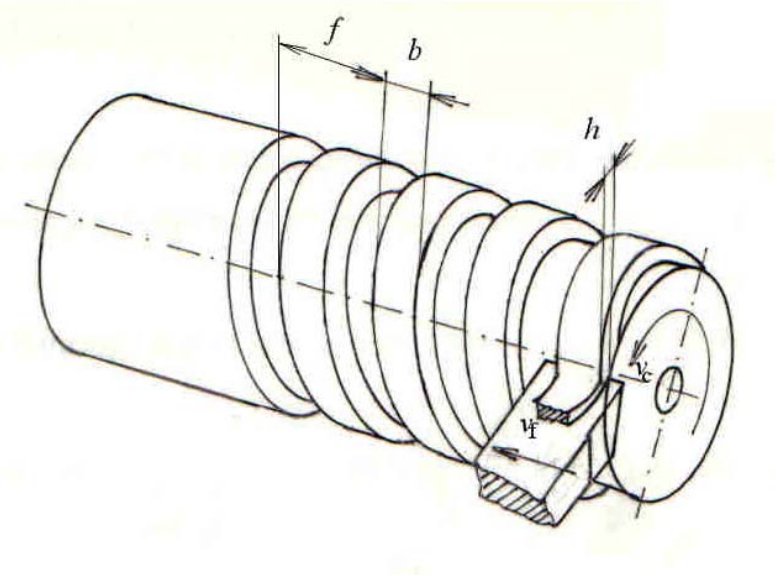
Na stanovenie hraničných teplôt existuje rad metodík. Možno napr. uviesť metódu priameho termočlánku, ktorá vzniká medzi trieskou a platinovým drôtikom, podľa obr. 5.2.



Obr. 5.2 Spôsob merania kontaktnej teploty medzi nástrojom a trieskou. 1 - nôž, 2 - obrobok, 3 - trieska, 4 - drôt termočlánku

Medzi dvoma keramickými platničkami (Al_2O_3) je vložený platinový drôtik, ktorý vychádza na čelnú plochu nástroja. Drôtik je mechanicky vtlačený do prizmatického výrezu v jednej časti platničky. Termoelektrická sila vzniká medzi drôtikom a trieskou, a je odvádzaná k milivoltmetru kovovým držiakom nástroja. Zmena miesta merania vo smere *y* sa rieši postupným odbrusovaním z chrbtovej plochy platničky o hodnotu Δ_y. Zmena polohy

termočlánku vo smere *x* sa mení presúvaním nástroja oproti obrobku šírky *b*. Pri meraní sú zabezpečené podmienky voľného rezu. Tvar obrobku je na obr. 5.3

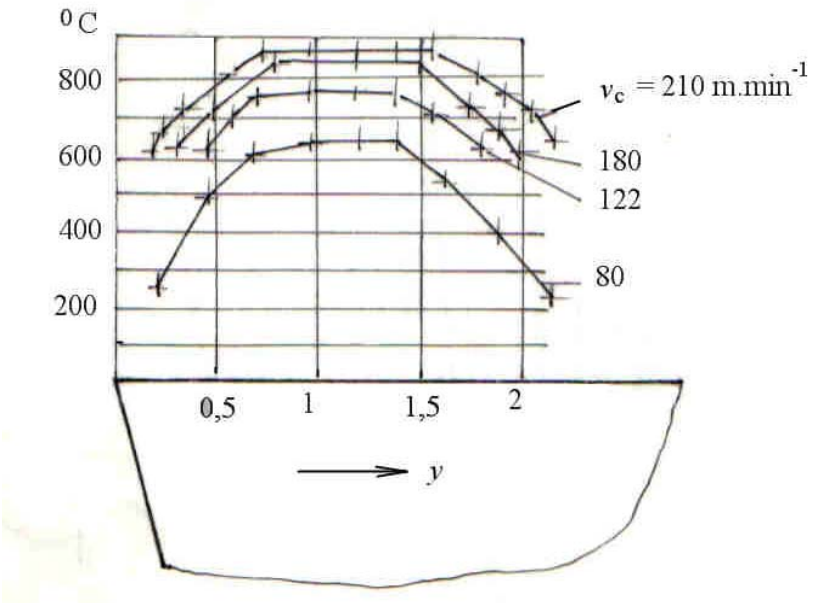


Obr. 5.3 Tvar obrobku na experimentálne skúšky

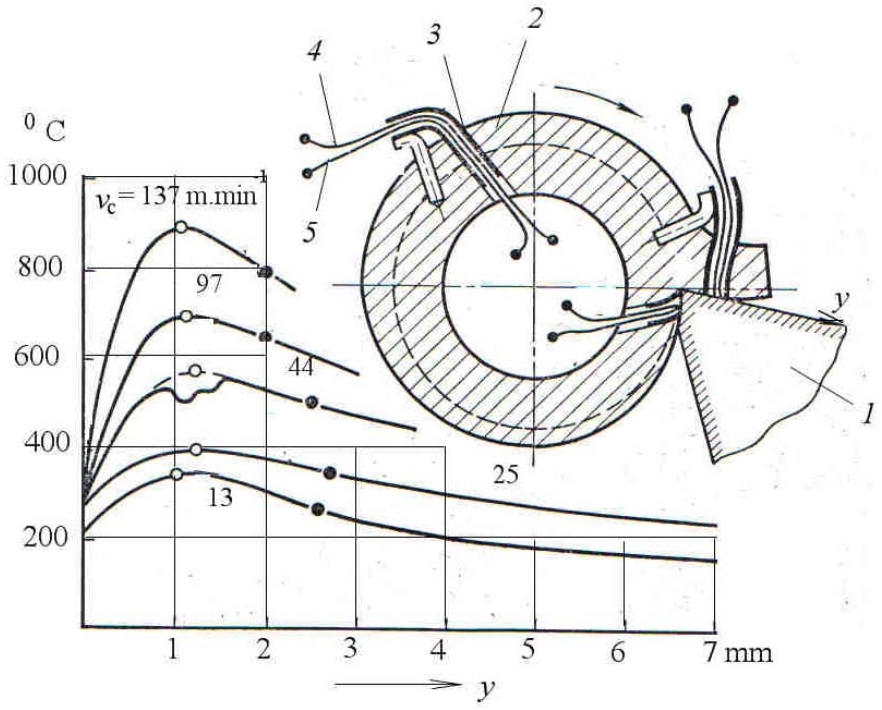
Tvar obrobku zabezpečuje pozdĺžne sústruženie za podmienok voľného rezu. Na obrobku je vytvorený závitovkový výstupok, obrábaný nástrojom z obr. 4.2 „závitovým“ posuvom *f*. Pri krátkodobom sústružení možno zachytiť údaj o kontaktnej teplote na milivoltmetri.

Na obr. 5.4 je jeden z výsledkov merania. Vidno, že najvyššia teplota je približne v strede dĺžky styku medzi trieskou a čelom nástroja a klesá smerom k reznej hrane aj koncovému kontaktu nástroja a triesky. Meranie umožňuje identifikovať aj dĺžku styku triesky s čelom nástroja.

Obr. 5.4 Nameraný priebeh teplôt na čele nástroja v závislosti na reznej rýchlosti



Reznikov [43] vyvinul originálnu metódu na meranie kontaktných teplôt, založenú na tzv. princípe „bežiaceho termočlánku“.
Princíp a výsledok merania je na obr. 5.5.



Obr. 5.5. Spôsob merania priebehu teplôt na čele noža podľa Reznikova

Poznanie hraničných podmienok dáva možnosť vypočítať teplotu v ľubovoľnom mieste v reznom nástroji. Pri zjednodušenom riešení rovnice vedenia tepla možno použiť metódu bodových zdrojov tepla. Je založená na predpoklade, že teplotné pole, ktoré vznikne v pevnom telese pod vplyvom zdroja tepla ľubovoľného tvaru modelujeme ako množinu teplotných polí, vzniknutých od impulzových zdrojov tepla.

Definujme nástroj ako polo ohraničené teleso na ktoré v mieste styku pôsobí zdroj tepla q. Pre tento prípad bolo odvodené riešenie diferenciálnej rovnice v tvare:

$$\theta(x,y,z,\tau) = \frac{q}{2.\sqrt{\pi.a.\tau}}.e^{-\frac{r^2}{4.a.\tau}} \quad , \tag{5.4}$$

kde $\theta(x,y,z,\tau)$ je teploty ľubovoľného bodu v telese v čase τ od začiatku tepelného impulzu,

q – merný tepelný tok od tepelného zdroja intenzity Q,

$q = \frac{Q}{c\rho}$, J.kg^{-1}.°C^{-1},

pričom c je merné teplo, J.kg^{-1}.°C^{-1},

ρ - hustota materiálu, g.mm^{-3},

$r = \sqrt{(x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 + (y - z_1)^2}$ je vzdialenosť zdroja tepla zo súradnicami $x_1; y_1$; z_1 od sledovaného bodu, mm.

Uvedené riešenie je fundamentálnym riešením diferenciálnej rovnice vedenia tepla. Z riešenia vyplýva, že teplota telesa sa blíži k nule, ak $\tau \to \infty$ vo všetkých bodoch. Po odstránení zdroja tepla nastáva vyrovnanie teploty telesa vedením do materiálu.

Ak riešenie integrujeme v celom objeme, dostávame.

$$\int_{-\infty-\infty-\infty}^{+\infty+\infty+\infty} \theta(x, y, z, \tau)\, \mathrm{d}x, \mathrm{d}y, \mathrm{d}z = q. \tag{5.5}$$

Veľmi dobrú predstavu o teplotovom poli v nástroji možno získať určením polohy izotermických čiar, čo predpokladá riešiť rovnicu:

$$\theta(x, y, z, \tau; x_1, y_1, z) = \text{konst.} \tag{5.6}$$

Pre zjednodušenie je vhodné vyjadriť tvar teplotového poľa v rovnobežných rezoch rovinami *yz*, teda pri radiálnom sústružení v zadnej rovine P_p. V tomto prípade sa rieši rozdelenie teploty v nástroji pomocou diferenciálnej rovnice:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a.\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \tag{5.7}$$

pričom predpokladáme, že $\frac{\partial \theta}{\partial x^2} = 0$.

Riešením tejto rovnice metódou bodových zdrojov tepla je výraz:

$$\theta(y, z, \tau) = \frac{q}{2\sqrt{\pi.a.\tau}}.e^{-(y-y_1)^2-(z-z_1)^2/4.a.y}, \tag{5.8}$$

ktorý je riešením rozdelenie teploty v neohraničenom telese pri dvojrozmernom tepelnom toku, vyvolanom pôsobením okamihového zdroja tepla, prechádzajúceho cez body y_1, z_1, kolmo na os *x* v momente $\tau = 0$.

$$\int_{-\infty-\infty}^{+\infty+\infty} \theta(y, z, \tau)\, \mathrm{d}y.\mathrm{d}z = q. \tag{5.9}$$

Riešenie možno získať za predpokladu, že x_1 je rozdelené od $-\infty$ do $+\infty$, čiže izotermy na čele noža sú rovnobežné s osou *x*.

V jednoduchých prípadoch rozdelenia teploty možno výhodne stanoviť závislosť teploty od jednej súradnice z diferenciálnej rovnice:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a.\frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2}, \tag{5.10}$$

Pričom platí: $\frac{\partial\theta}{\partial x^2} = \frac{\partial\theta}{\partial y^2} = 0$.

Je to prípad ohrevu tyče nekonečnej dĺžky, ktorej bočné plochy sú tepelne izolované a na jej konci pôsobí zdroj tepla, od ktorého sa teplo šíri vedením. Riešením rovnice predchádzajúcim spôsobom dostaneme výraz:

$$\theta(z,\tau) = \frac{q}{2\sqrt{\pi.a.\tau}}.e^{-(z-z_1)^2/4a.\tau}, \qquad (5.11)$$

Pričom platí: $q = \int_{-\infty}^{+\infty} \theta(z,\tau)\,\mathrm{d}\,y$.

Toto riešenie možno použiť na výpočet priebehu teploty v závislosti na vzdialenosti od reznej hrany pri nestacionárnom teplotnom poli.

Stacionárny priebeh teploty možno určiť riešením diferenciálnej Laplaceovej rovnice:

$$\frac{\partial\theta}{\partial\tau} = a.\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2} = 0, \qquad (5.12)$$

Ktorou sa získajú jednoduché vzťahy. Jej riešenie môžeme napísať v tvare:

$$\theta_{(x)} = \frac{q}{4.\pi.\lambda(z-z_1)} + \theta_0. \qquad (5.13)$$

Je to jednoosová hyperbola v posunutom súradnicovom systéme, kde z_0 a θ_0 sú súradnice počiatku súradnicového systému. Na základe tohto vzťahu možno pomerne jednoducho vypočítať priebeh teploty pod povrchom nástroja, ak na čelo nástroja pôsobí zdroj tepla. To platí pre plynulé obrábanie.

Pri prerušovanom reze musíme počítať s nestacionárnym priebehom teploty, pretože povrch nástroja je cyklicky ohrievaný a ochladzovaný. Pretože zdroj tepla pôsobí priamo na povrchu nástroja, platí: $z_1 = 0$ a riešenie diferenciálnej rovnice vedenia tepla možno vyjadriť:

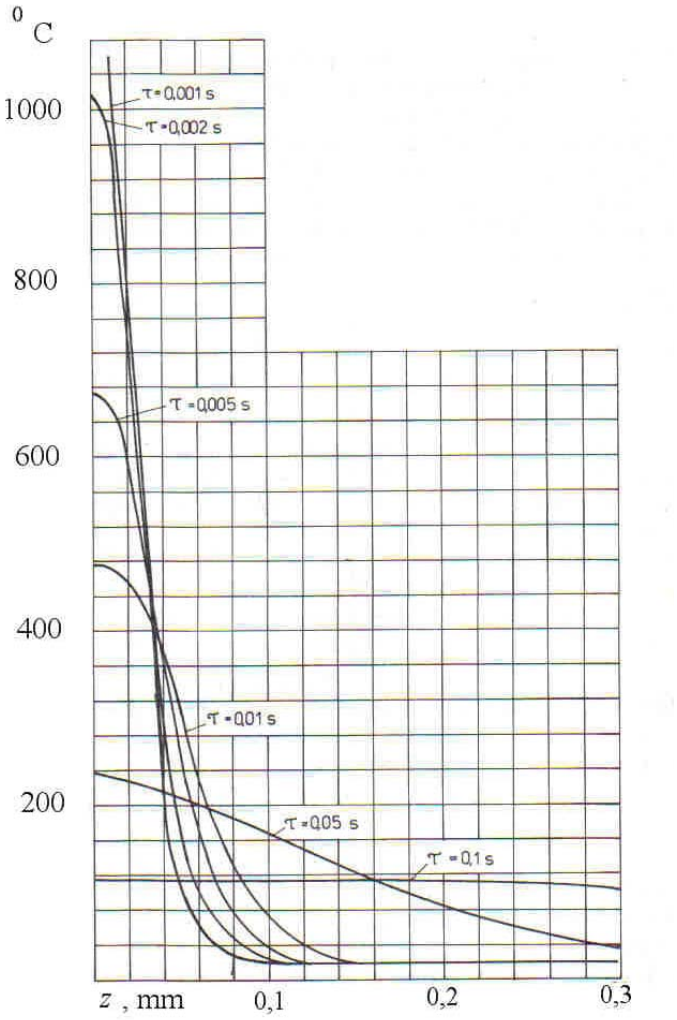
$$\theta_{(z,\tau)} = \frac{q}{2\sqrt{\pi.a.\tau}}.e^{-z^2/4.a.\tau}. \qquad (5.14)$$

Ďalej sa vypočíta priebeh teploty pod povrchom pri definovaných podmienkach obrábania. Zvoľme napr. $Q = 16$ J.^{0}C^{-1}, $a = \frac{\lambda}{c.\gamma} = 0{,}014$ cm^2.s^{-1}.

Dosadením vznikne vzťah:

$$\theta_{(z,\tau)} = \frac{14{,}5}{\sqrt{\tau}}.e^{-z^2/0{,}056\tau} + 20\,,\ ^0\mathrm{C}. \qquad (5.15)$$

Na základe tohto vzťahu boli vypočítané krivky priebehu teploty v závislosti od povrchu pre rôzne časové intervaly od začiatku tepelného impulzu. Výsledok výpočtu je na obr. 5.6.



Obr. 5.6 Priebeh teploty pod povrchom nástroja, vyvolaný okamihovým zdrojom tepla, umiestneným na čele noža.

Po odstránení tepelného zdroja nastáva pod povrchom postupné vyrovnávanie teploty. Pritom sa neuvažuje s vonkajším chladením brúseného povrchu, iba vedením tepla do nástroja. V malých hĺbkach pod povrchom, rádovo niekoľko stotín mm vznikajú teploty, prevyšujúce 1000°C. Naznačený priebeh odpovedá jednému priebehu brúsneho kotúča. Je zrejmé, že pri viacnásobnom prechode kotúča sa budú priebehy superponovať, pričom stredná teploty obrobku bude narastať.

Na objasnenie príčin vzniku trhlín pod brúseným povrchom treba poznať okrem fázy ohrevu najmä fázu ochladzovania. Jej stanovenie na základe daného východiskového rozdelenia teploty pod povrchom bude spojené s ťažkosťami, preto možno vhodne použiť hraničnú podmienku, že teplota okolia je harmonickou funkciou času. Pri brúsení viacerými prechodmi sa povrch striedavo ohrieva a ochladzuje. Hoci intenzita oboch fáz je rovnaká (ochladzovanie prebieha pomalšie, ak sa nepoužije rezná kvapalina), možno uvedené zjednodušenie použiť na orientačný opis zmeny teploty pod povrchom. Dá sa predpokladať,

že vplyvom periodickej zmeny teploty sa pod povrchom šíria tepelné vlny. Na odvodenie výpočtových vzťahov treba zvoliť funkciu priebehu teploty na povrchu. Ďalej budeme sledovať prípad, keď sa teplota na brúsenom povrchu mení podľa jednoduchej sinusovej, resp. kosinusovej funkcie. Proces vedenia tepla budeme skúmať kvázi stacionárne, čiže predpokladáme, že prebiehal tak dlho, až začiatočné rozdelenie teploty v obrobku prestalo vplývať na konečné rozdelenie. Tým sa úloha vedenia tepla redukuje na úlohu bez počiatočných podmienok.

Nech sa teploty na brúsenom povrchu mení podľa zákona jednoduchého harmonického kmitania:

$$\theta_{\mathrm{p}} = \theta_0 . \cos 2\pi . \omega . \tau \,, \tag{5.16}$$

kde θ_{p} je okamžitá teplota na povrchu, °C

θ_0 – amplitúda kolísania teploty (maximálna teplota), °C,

ω - frekvencia zmeny teploty, s^{-1}

$2.\pi.\omega$ - kruhová frekvencia, $s^{-1.}$

Úloha na stanovenie zákona rozdelenia teploty pod povrchom obrobku možno abstrahovať na prípad ohrevu poloohraničenej plochy, pre ktorý sa dajú použiť riešenia z klasickej termodynamiky. Diferenciálnu rovnicu vedenia tepla možno pre tento prípad riešiť metódou Laplaceovej substitúcie. Potom výsledný vzťah pre priebeh teploty bude:

$$\theta_{(\mathrm{x},\tau)} = A_0 . e^{-x\sqrt{\frac{\pi.\gamma}{a}}.\cos\left(2.\pi.\gamma.\tau - x\sqrt{\frac{\pi.\gamma}{a}}\right)}, \tag{5.17}$$

kde A_0 je amplitúda teploty povrchu (predpokladáme, že teplota povrchu sa rovná teplote zdroja, teda $x_1 = 0$).

Ako vidno z uvedeného vzťahu, teplota ľubovoľného bodu telesa harmonicky kolíše. Pre ľubovoľný čas τ = konst. sa rozdelenie teploty smerom do hĺbky telesa riadi zákonom cosinu s postupne klesajúcou amplitúdou. Z riešenia vyplýva, že dĺžka vlny bude rovná:

$$\lambda = 2.\sqrt{\frac{\pi.a}{\omega}} \,. \tag{5.18}$$

Hĺbka prieniku vĺn je priamo úmerná kvadratickému koreňu, koeficientu vedenia tepla a perióde kmitania. Rýchlosť pohybu teplotnej vlny (rýchlosť, akou sa pohybuje ľubovoľný bod vlny) je:

$$u = \lambda.\omega = 2.\sqrt{\pi.a.\omega} \,. \tag{5.19}$$

To znamená, že rýchlosť pohybu tepelnej vlny sa zväčšuje s frekvenciou a koeficientom vedenia tepla.

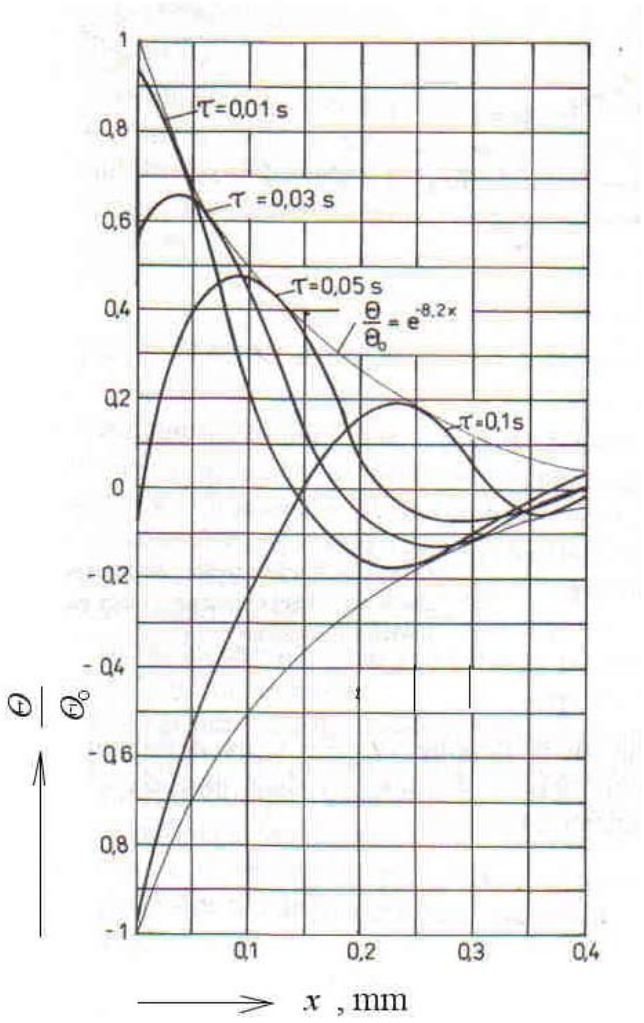
Pokúsme sa aplikovať tieto poznatky na prípad vedenia tepla v nástroji zo spekaného karbidu P20, ktorý je brúsený na chrbtovej ploche čelným, segmentovým kotúčom. Pre

jednoduchosť predpokladajme, že fáza ohrevu sa rovná fáze ochladzovania, teda medzera medzi brúsiacimi segmentami sa rovná šírke segmentu. Nech frekvencia kolísania teploty na brúsenom povrchu je $\omega = 30$ Hz.

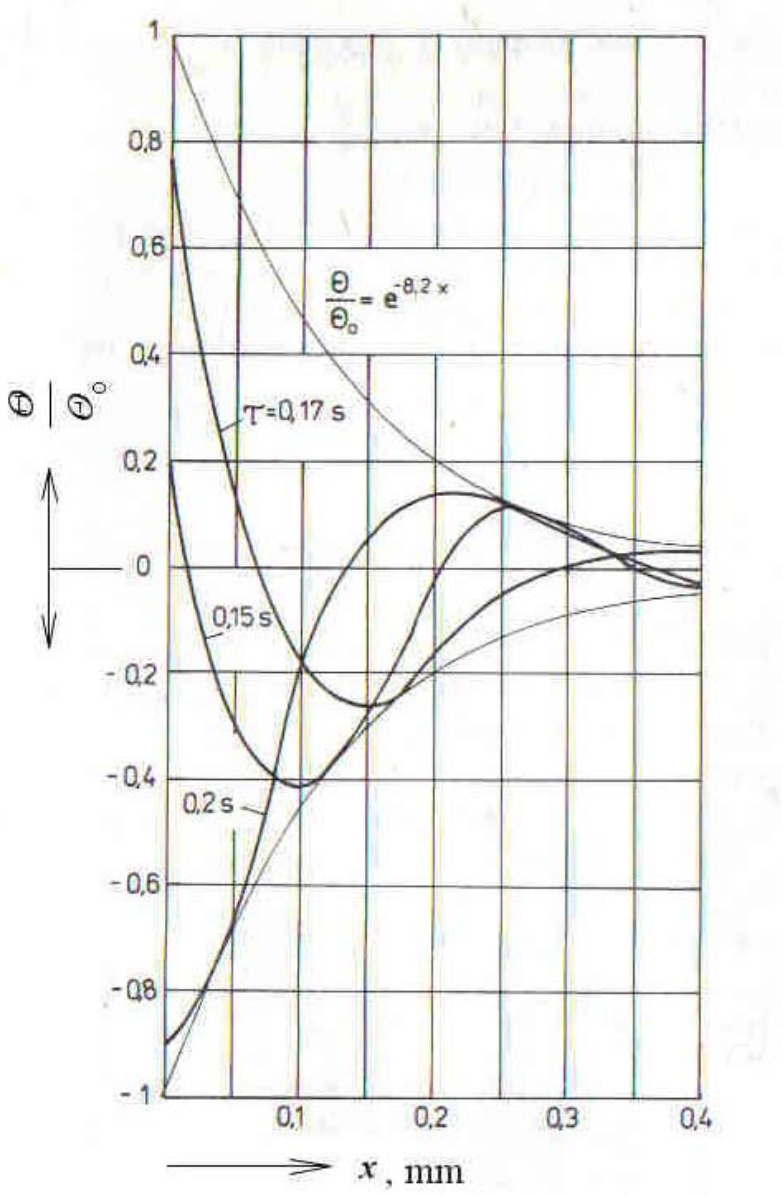
Po dosadení zodpovedajúcich hodnôt dostaneme:

$$\frac{\theta(x,\tau)}{\theta_0} = e^{-8,2.x}.\cos 180(2,3\tau - x). \qquad (5.20)$$

Na základe tohto vzťahu boli vykonané výpočty, ktorých výsledok je na obr. 5.7 a 5.8.



Obr. 5.7 Priebeh teploty pod povrchom pri cyklickej zmene teploty na povrchu brúseného nástroja



Obr. 5.8 Priebeh teploty pod povrchom pri cyklickej zmene teploty na povrchu brúseného nástroja

Treba poznamenať, že na zjednodušenie výpočtu a dosiahnutie všeobecných výsledkov boli získané závislosti uvedené ako závislosť pomernej teploty na vzdialenosti od povrchu:

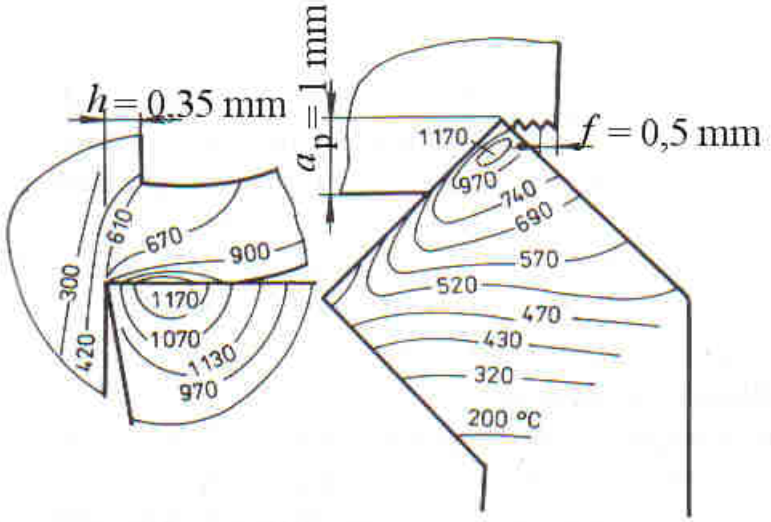
$$\left\{\frac{\theta}{\theta_0}\right\}_{\tau=konst.} = f(x)\,. \qquad (5.21)$$

Transformáciu na konkrétny prípad možno uskutočniť úpravou rovnice na tvar:

$$\theta = \theta_0 e^{-8,2.x} . \qquad (5.22)$$

Na obrázkoch sú znázornené krivky priebehu teploty, ktoré zodpovedajú rozličným časovým momentom, a tým možno sledovať zmenu teploty v priebehu celého cyklu. Pri použití uvedených vzťahov možno vypočítať teplotu ľubovoľného bodu pod povrchom v ľubovoľnom časovom momente.

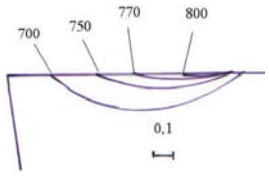
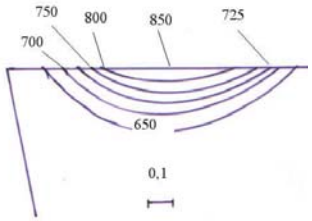
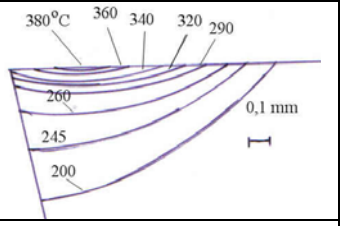
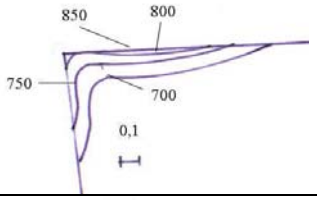
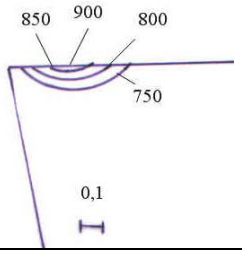
Podrobnejší výpočet a merania ukázali, že rozloženie izoteriem v trieske, obrobku a nástroji prebieha podľa obr. 5.9. Z obr. vyplýva, že pri obrábaní ocele je najvyššia teplota na čele noža v určitej vzdialenosti od reznej hrany.



Obr. 5.9 Teplotové pole noža, triesky a obrobku pri sústružení (oceľ C45, v_c = 80 m.min^{-1}, nástroj SK P20)

Tvar a hodnoty teplôt v teplotovom poli závisí na rezných podmienkach a fyzikálnych vlastností obrábaného materiálu (tepelná vodivosť, koeficient trenia, hustota). V tab 5.1 sú príklady teplotových, polí zistených experimentálne [46], [57].

Príklady teplotových polí v nástroji zo spekaného karbidu *Tab. 5.1*

Obrábaný materiál	Rezná rýchlosť, $m.min^{-1}$	Schéma teplotového poľa
nízko uhlíková oceľ	150	
stredne uhlíková oceľ	100	
hliníková zliatina	100	
nikel	53	
titán	61	

Analýza týchto priebehov ukazuje nasledovné.

- Najvyššia teplota je u všetkých sledovaných materiálov v určitej vzdialenosti od reznej hrany
- Dĺžka styku triesky s čelom nástroja, teda aj dosah zvýšenej teploty na čele je rozličná. Najmenšia plocha styku je pri obrábaní zliatiny titánu. Zrejme to súvisí s hodnotou stredného koeficientu trenia medzi obrábaným a rezným materiálom
- U niklu a titánu je teplotové pole posunuté bližšie k reznej hrane, čo môže viesť k plastickej deformácii rezného klina
- U titánu a niklu sa dosahujú vysoké teploty aj pri pomerne malých rezných rýchlostiach

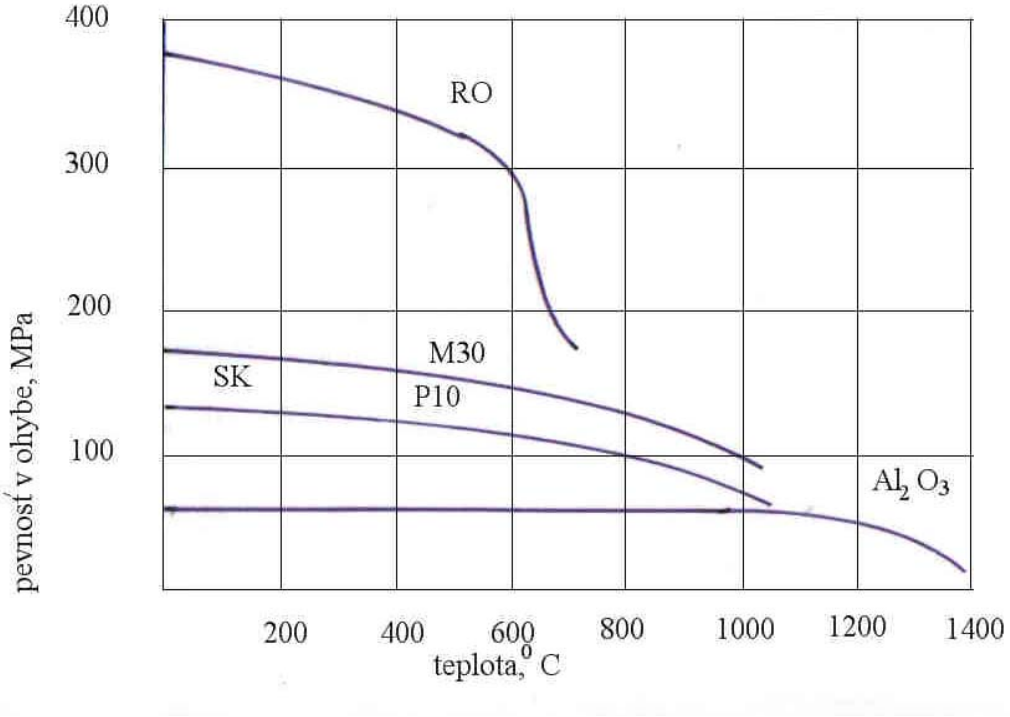
Pri posudzovaní teplôt v nástroji, obrobku a trieske rozoznávame:

- teplota rezania – stredná teploty medzi nástrojom a trieskou
- okamžitá teplota – teplota sledovaného bodu obrobku, nástroja, alebo triesky

Najvyššia okamžitá teplota na čele noža sa nachádza v určitej vzdialenosti od reznej hrany. Pretože pevnosť spekaného karbidu začína prudšie klesať pri teplote cca 800^0C, v miestach s vyššou teplotou dochádza k intenzívnemu opotrebeniu nástroja.

Priebeh izoteriem poukazuje na niektoré dôležité závery. Predovšetkým pole šmykových deformácií pred rezným klinom zasahuje do zóny s nízkou teplotou. Naopak javy, ktoré prebiehajú na kontakte triesky a nástroja sú v podmienkach pomerne vysokých teplôt, čo vedie k zmenšovaniu deformačného odporu na jednej strane, no môže spôsobovať zväčšovanie adhéznych síl na strane druhej. Povrchová vrstva obrobku je ovplyvnená do tej miery, aký veľký je zdroj Q_3, teda aká je veľkosť opotrebenia nástroja na chrbte. Okamžitá teplota v šmykovej zóne má výrazný vplyv na deformačnú prácu. Na obr. 4.6 je priebeh krivky závislosti zaťažujúcej sily na pomernom predlžení, získaný trhacou skúškou u ocele 12 050.1(C45). Do teploty 300°C dochádza k zvyšovaniu pevnosti ocele, následne dochádza k poklesu, ktorý je výrazný už pri 500°C. V zóne deformácie, ako vidno z obr. 5.9 sa tieto teploty dosahujú. Ohrev materiálu teplom rezania teda uľahčuje proces deformácie.

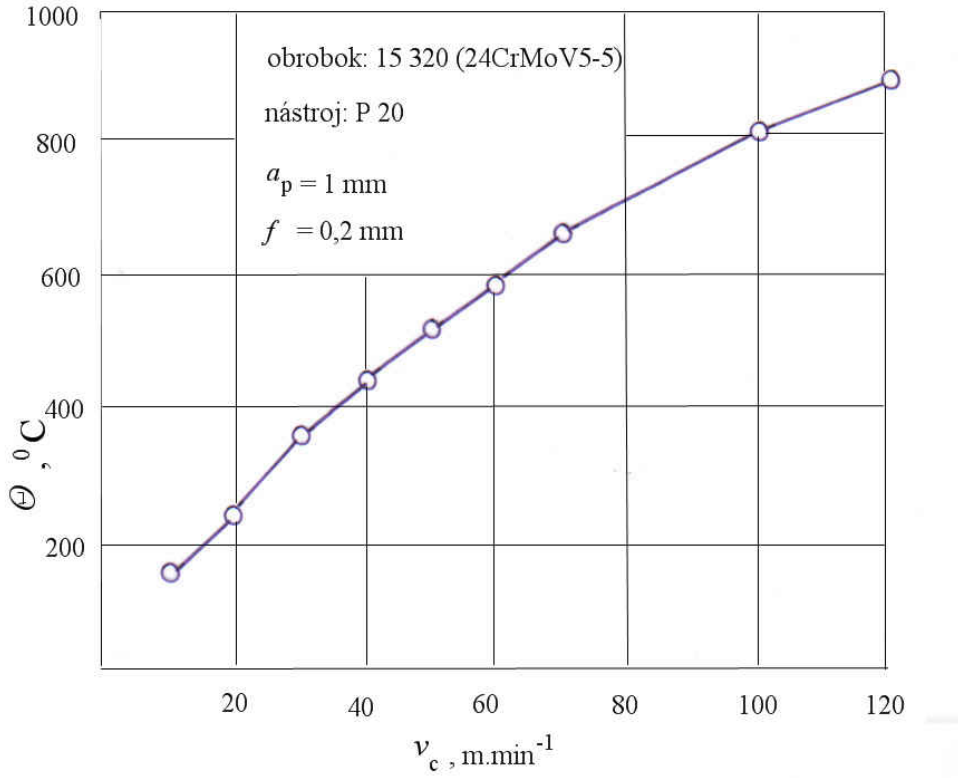
Rezné materiály so zvyšovaním teploty tiež strácajú pevnosť a to rozlične. Na obr. 5.10 je
diagram závislosti pevnosti v ohybe σ_o na teplote ohrevu.



Obr. 5.10 Závislosť pevnosti v ohybe niektorých reznych materiálov na teplote

Vidno, že rýchlorezná oceľ sa degraduje pri teplotách okolo 600°C. Spekané karbidy majú výraznejšie zníženú ohybovú pevnosť asi pri 800°C. Ak porovnáme tieto údaje s obr. 5.9 a tab. 5.1, vidno, že v strede čelnej plochy sa dosahujú teploty, vedúce k výraznému poklesu ohybovej pevnosti spekaného karbidu. To je príčinou vzniku oterového žliabku na čele nástrojov.

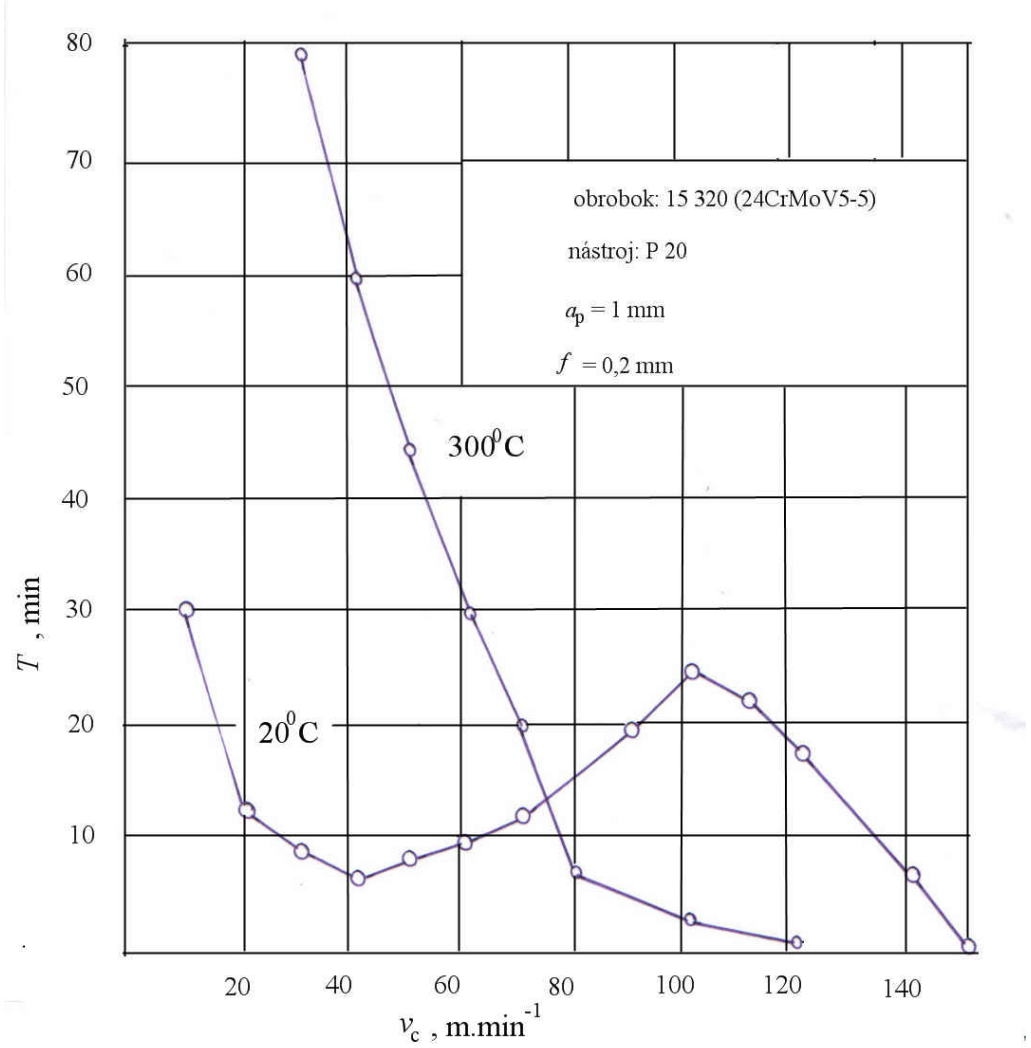
Výška maximálnej teploty na čele nástroja závisí na reznej rýchlosti. Príklad tejto závislosti pri obrábaní molybdénovej ocele je na obr. 5.11.



Obr. 5.11 Príklad experimentálnej závislosti medzi maximálnou teplotou na čele nástroja zo spekaného karbidua reznou rýchlosťou

Závislosť je takmer lineárna. S určitým priblížením možno povedať, že údaj reznej rýchloisti v m.min^{-1} odpovedá deesaťnásobnemu údaju maximálnej teploty (napr. Pro 60 m.min^{-1} je na čele nástroja teploty 600^{0}C).

Pri porovnaní diagramov 4.6 a 5.10 možno predpokladať možnosť zlepšenia obrábania ohrevom obrobku. Obrábanie za tepla predpokladá ohriať obrobok na teplotu, pri ktorej ešte nedochádza k podstatnému zníženiu pevnosti nástroja. Boli vykonané dlhodobé skúšky na zistenie trvanlivosti nástrojov pri obrábaní za tepla [59].Výsledok experimentu je na obr. 5.12.

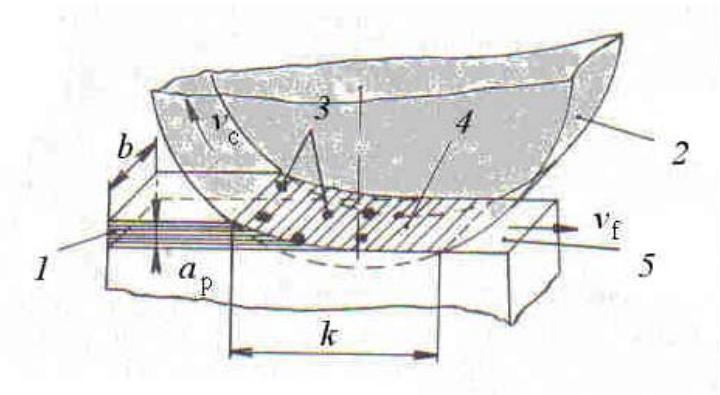


Obr. 5.12 Porovnanie priebehu závislostí $T = f(v_c)$ pri obrábaní pri izbovej teplote a ohreve obrobku na 300^{0}C

Vidno, že pri malých rezných rýchlostiach výrazne stúpa trvanlivosť nástroja, ktorý obrába ohriaty obrobok. Napr. Pri reznej rýchlosti 40 m.min^{-1} je tento nárast až 9 násobný. Je to zrejme spôsobené skutočnosťou, že pri tejto reznej rýchlosti dochádza k adhéznemu opotrebeniu nástroja. Klesá krehkosť obrábaného materiálu. Nástroj je odolnejší proti dynamickému namáhaniu.

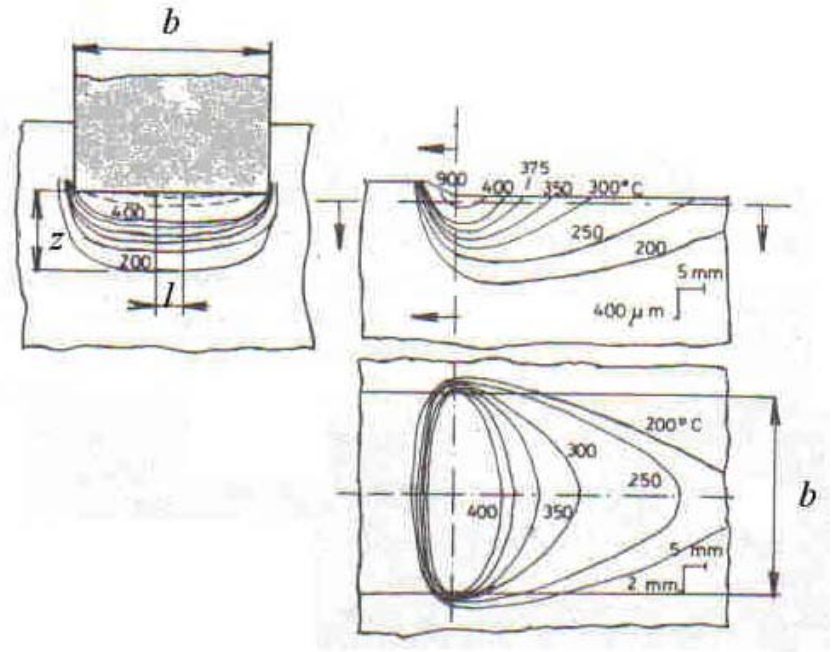
Naopak, pri vyšších rezných rýchlostiach dochádza k výraznému poklesu trvanlivosti nástroja. Napr. pri reznej rýchlosti 120 m.min^{-1} klesá trvanlivosť až 16-krát. Je to spôsobené prudkým nárastom difúzie prvkov nástroja do triesky a tým poklesom tvrdosti nástroja.

Zložitejšia situácia v súvislosti s teplotou rezania nastáva pri brúsení a pri ostrení rezných nástrojov. Na obr. 5.13 je schéma kontaktu brúsneho kotúča a obrobkom.



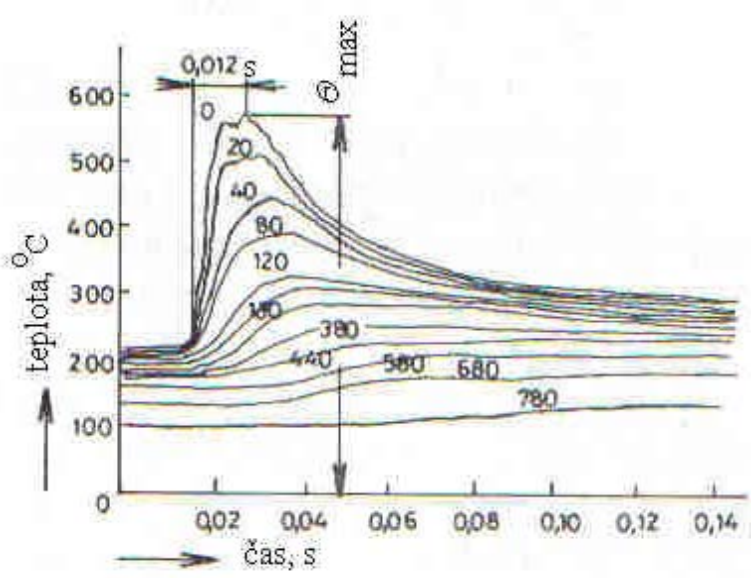
Obr. 5.13 Plocha kontaktu brúsneho kotúča s obrobkom. 1 – odoberaná vrstva kovu, 2 – brúsny kotúč, 3 – brúsne zrná, 4 – plocha styku kotúča s obrobkom, 5 – obrobená plocha

V dôsledku intenzívneho ohrevu obrobku na ploche styku s kotúčom vzniká pod brúseným povrchom typické pohyblivé teplotové pole, podľa obr. 5.14. Dá sa identifikovať termočlánkami, umiestnenýymi pod brúseným povrchom. Teploty sú podobné, alebo vyššie ako pri sústružení. Po prejdení brúsneho kotúča sa obrobená plocha prudko ochladí prídom vzduchu, alebo chladiacou kvapalinou. Tento teplotný režim pripomína povrchové tepelné spracovanie. Skutočne, pri brúsení žíhaných kaliteľných materiálov dochádza k zakaleniu jemnej povrchovej vrstvy.



Obr. 5.14 Teplotové pole pod brúsnym zrnom, zistené experimentálne

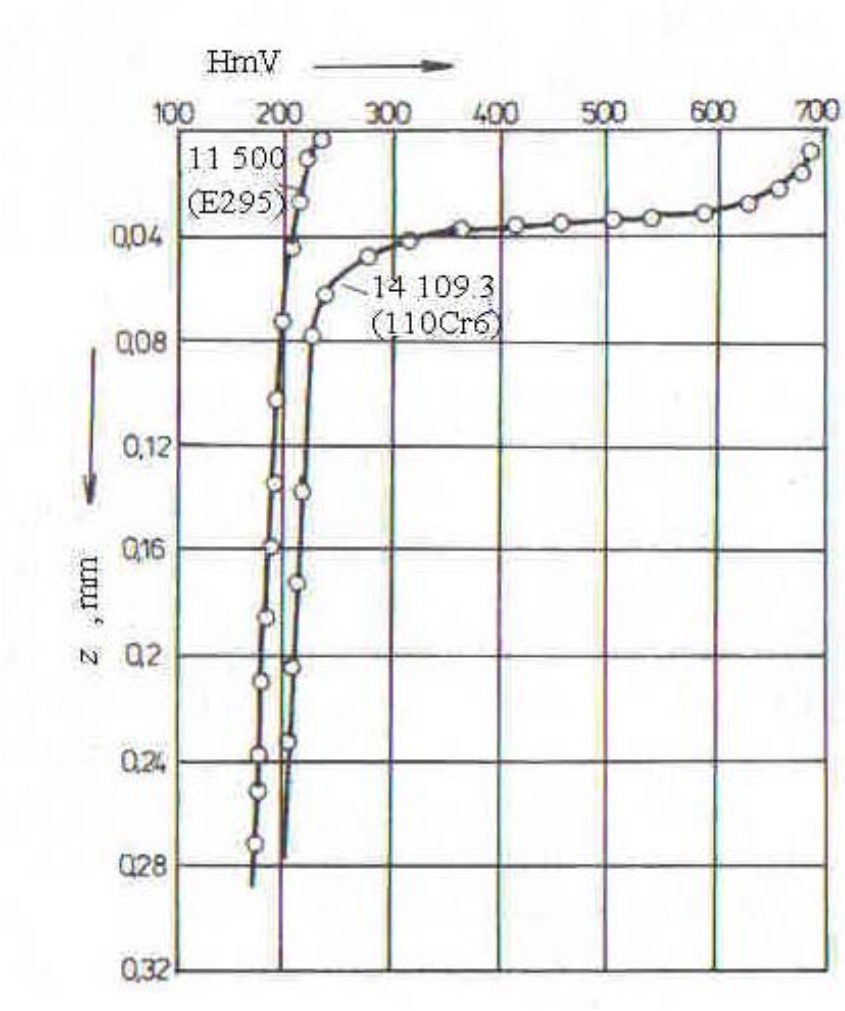
Ešte názornejšie možno vidieť sledované zmeny teplôt pri časových závislostiach. Na obr. 5.15 je závislosť teploty na čase, nameraná termočlánkami, umiestnenými pod brúseným povrchom v rozličných hĺbkach



Obr. 5.15 Zmena teploty na brúsenej ploche v závislosti na čase. Hodnoty pri krivkách označujú hĺbku pod povrchom, mm

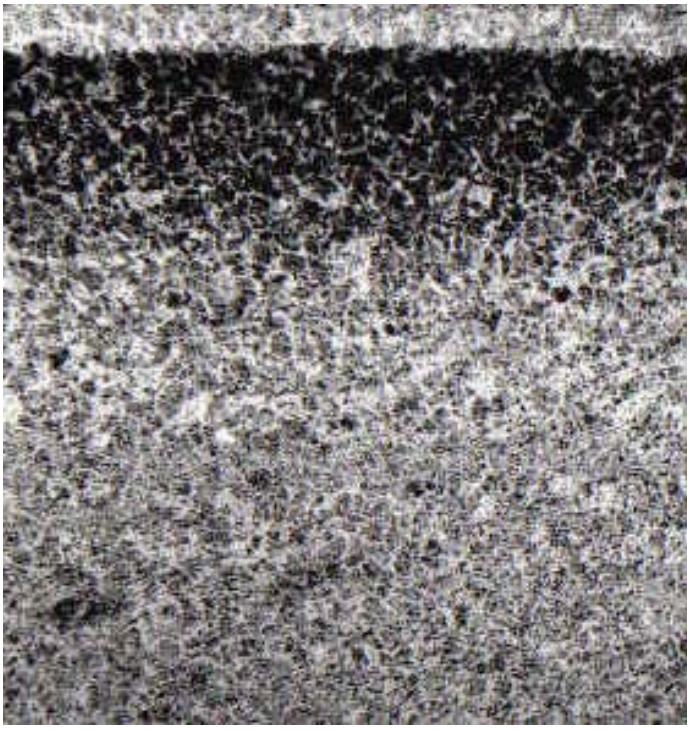
Zo záznamu vyplýva, že cca po 0,012s po prechode brúsneho kotúča stúpne teplota povrchu na maximálnu hodnotu

Meranie mikrotvrdosti pod obrobeným povrchom (obr. 5.16) potvrdzuje u málouhlíkovej ocele iba mierny nárast do hĺbky cca 0,2 mm. Naopak, u kaliteľnej ložiskovej ocele je prudké zvýšenie tvrdosti, čo môžeme považovať za zakalenie povrchovej vrstvy. V tejto súvislosti možno vysloviť nádej na využitie brúsenia ako technológiu dokončovania a jemného tepelného spracovania povrchu.



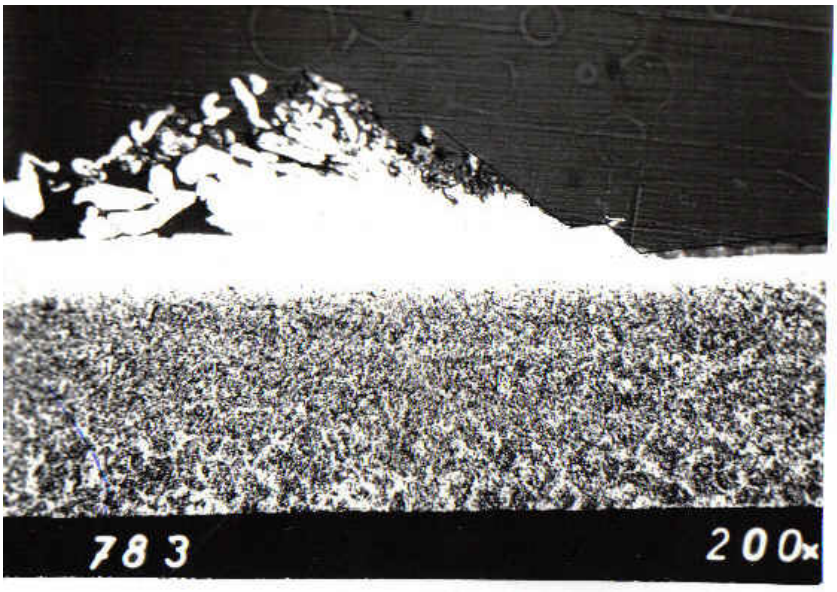
Obr. 5.16 Mikrotvrdosť pod brúseným povrchom nízkouhlíkovej a žíhanej ložiskovej ocele

Iná situácia nastáva pri brúsení kalených ocelí. V priebehu brúsenia dochádza vplyvom vysokej teploty k transformácii štruktúry v povrchovej vrstve. Na obr. 5.17 je štruktúra povrchovej vrstvy zakalenej ložiskovej ocele po brúsení. Vidno, že na povrchu vzniká sekundárne zakalená biela – amorfná vrstva, pod ktorou je popustená vrstva, prechádzajúca do základného kaleného materiálu.



Obr. 5.17 Metalografický rez vzorkou zakalenej ložiskovej ocele po intenzívnom brúsení

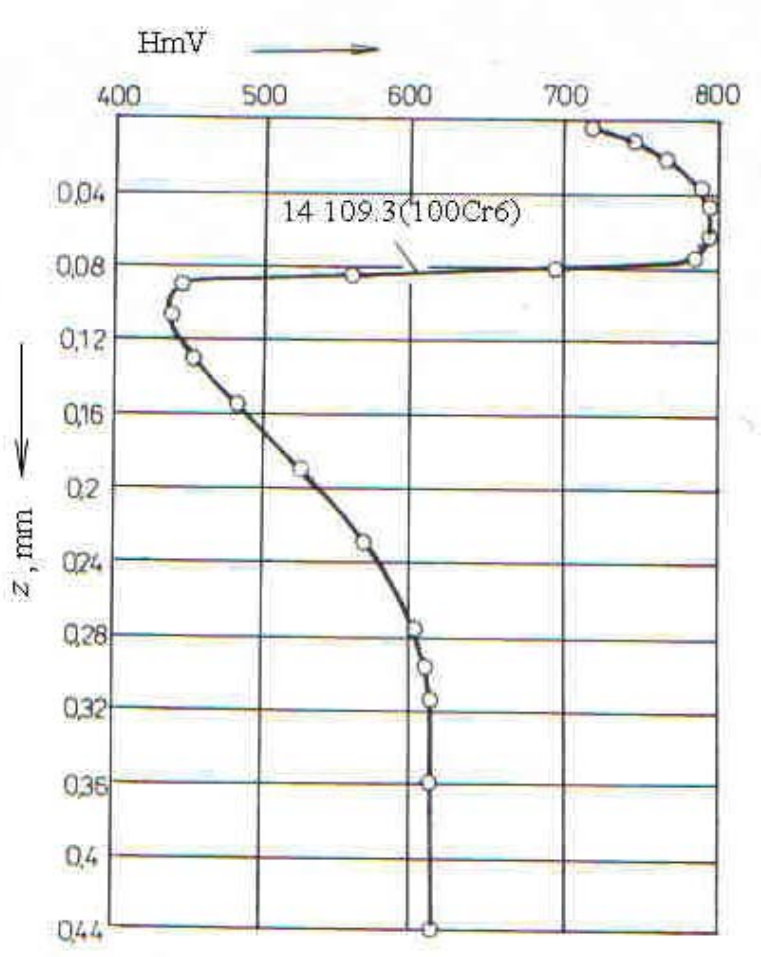
Na obr. 5.18 sú podobné rezy povrchom a vznikajúcou trieskou, získané zastavením procesu brúsenia.



Obr. 5.18 Metalografické rezy trieskou a povrchom po intenzívnom brúsení kalenej ložiskovej ocele

Sú to vzácne prípady zachytenia vzniku triesky pri brúsení bielej vrstvy. Vidno, že štruktúra a tvrdosť triesky je rovnaká ako brúsenej vrstvy. Materiál je amorfný, brúsením nedochádza k ďalšiemu spevňovaniu materiálu.

Na obr. 5.19 je priebeh tvrdosti pod brúseným povrchom tejto ocele. Vidno, že biela vrstva má výrazne vyššia tvrdosť. Jej štúdium ukazuje, že je odolná proti korózii. Na jej vznik existuje niekoľko teórií. V literatúre sa napr. uvádza pod pojmom "trecí martenzit", "reaustenitizácia", "sekundárne zakalená vrstva". Nemá kryštalickú štruktúru a nie je leptateľná v bežných leptadlách. Jej praktické využitie je otázkou budúcnosti. Nepríjemná je podpovrchová popustená vrstva. Má menšiu tvrdosť ako základný kalený materiál. Preto pri zaťažení povrchu sa môže ľahko deformovať, čo vedie k praskaniu bielej vrstvy.



Obr. 5.19 Priebeh tvrdosti pod brúseným povrchom kalenej ocele

Okrem transformácie štruktúry vznikajú pod obrobeným povrchom značné napätia, spôsobené teplotnou rozťažnosťou brúseného materiálu. Pre poznanie charakteru týchto napätí postačuje vzhľadom na súmernosť ich sledovať v rovine, kolmej na obrobenú plochu. Príčinu vzniku teplotných napätí pri obrábaní prvýkrát objasnil Ballhausen a Vierrege [3] tvrdením, že chladnejšia vrstva materiálu zabraňuje povrchovým ohriatym v predlžovaní, ktoré by odpovedalo danej teplote. Pokúsime sa tento prístup interpretovať výpočtom.

Na obr. 5.20 je priebeh teploty pod povrchom obrobku, ktorý je ohrievaný teplom plastickej deformácie a trenia. Po ukončení obrábania (napr. prerušení rezu, prejdení brúsneho kotúča) dochádza k odvádzaniu tepla z povrchu obrobku do okolia. Preto teplota povrchu prudko poklesne. Výsledný priebeh teploty je na pravej časti obrázku.

Abstrahujeme si obrobok ako kompozit, zložený z úzkych vrstiev. Každá z nich sa bude predlžovať úmerne k veľkosti príslušnej teploty podľa vzťahu:

$$\Delta l = \alpha . \Delta \theta . l, \tag{5.23}$$

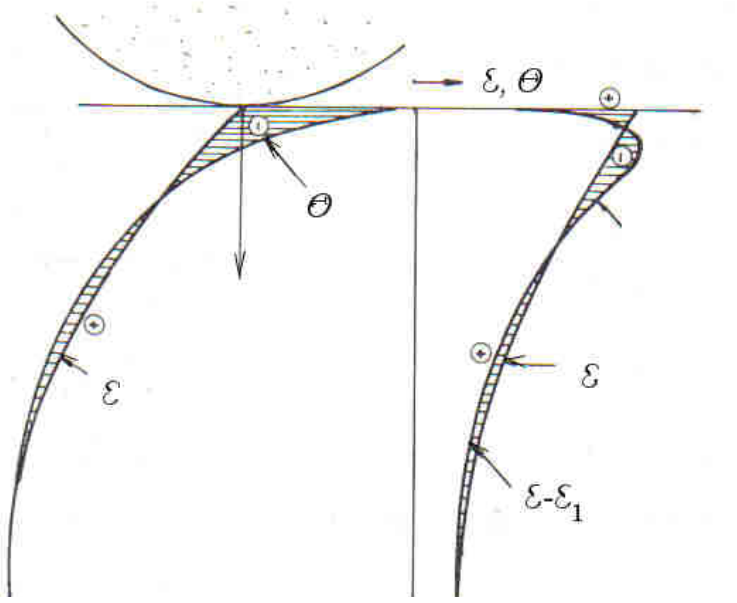
kde α je koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti, mm.°C^{-1}

$\Delta\theta$ – zmena teploty: $\Delta\theta = \theta - \theta_1$,

alebo možno vyjadriť pomerné predĺženie:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta l}{l} = \alpha . \Delta \theta . \tag{5.24}$$

Pretože materiál obrobku je homogénny, jednotlivé „vrstvy“ si navzájom bránia v deformácii, preto skutočný priebeh pomerného predlženia bude odpovedať krivkám ε. Vzniknuté napätie teda definujeme ako „tendenciu deformácie“ a bude úmerné rozdielu $(\varepsilon - \varepsilon_1)$, (obr. 5.21)



Obr. 5.20 Priebeh teoretického (e_1) a skutočného (e) pomerného predĺženia pod brúseným povrchom

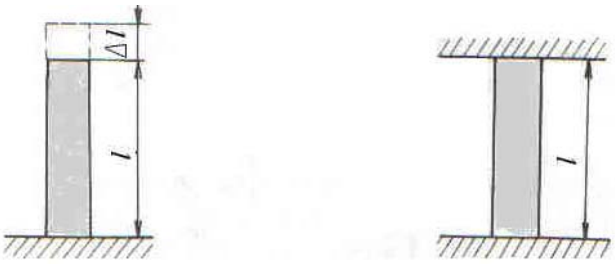
V prvom prípade teda vzniká bezprostredne pod povrchom tlakové napätie, po opustení záberu ťahové. Pri prerušovanom reze, teda striedaní týchto napätí dochádza k únave materiálu a vzniku teplotných trhlín. Rovnako pri brúsení (ostrení) nástrojov zo spekaných karbidov môže dôjsť k vzniku trhlín aj pri jednom prejdení brúsneho kotúča (spekaný karbid má minimálnu pevnosť v ťahu).

Pomocou uvedenej teórie možno odvodiť výpočtové vzťahy na určenie priebehu napätí pod ohrievaným a ochladzovaným povrchom obrobku.

Majme voľne uložený prút, (obr. 7.21) ktorý sa vplyvom ohrevu na teplotu θ predĺži o Δl. V prúte nevznikne napätie. V prípade votknutého prútu v ňom vznikne napätie, ktoré má hodnotu:

$$\sigma = E.\varepsilon = E.\alpha.\theta\,, \qquad (5.25)$$

kde E je modul pružnosti materiálu, MPa

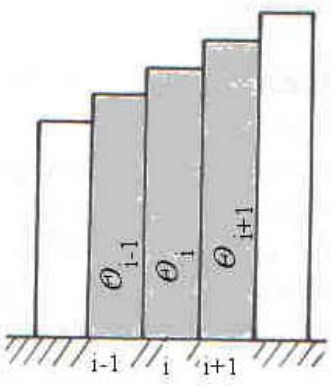


a *b*

Obr. 5.21 Predĺženie voľného prúta(a) a vznik napätia vo votknutom prúte (b) vplyvom ohrevu na rovnakú teplotu

Uvedený vzťah platí ak $\sigma \langle R_e$, teda za predpokladu, že v prúte nevzniká plastická deformácia.

Reálny obrobok možno znázorniť ako sústavu vedľa seba uložených prútov rovnakej dĺžky, podľa obr. 5.22.



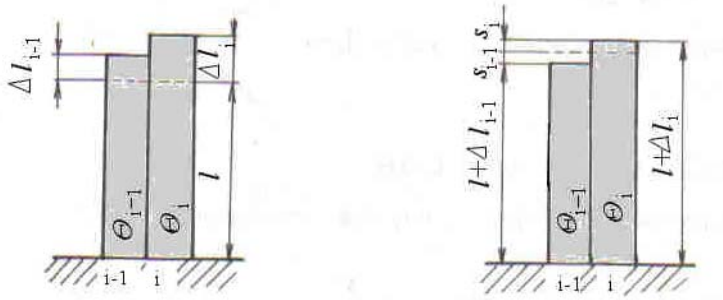
Obr. 5.22 Náhradná schéma pevného telesa

Po ohriatí na určitú teplotu vzniká predlženie, ktoré odpovedá danej teplote. Krivka priebehu pomerného predĺženia teda bude identická krivke priebehu teploty.

Ďalej sledujme vzájomné vzťahy dvojice prútov i a i-1 z danej sústavy. Pri ohriati oboch prútov na rozne teploty sa predĺžia podľa obr. 5.23 o hodnoty:

$$\Delta l_{i-1} = \alpha_{i-1}.l_{i-1}.\Delta\theta_{i-1} \tag{5.26}$$

$$\Delta l_i = \alpha_i.l_i.\Delta\theta_1 \tag{5.27}$$



a *b*

Obr. 5.23 Predĺženie voľne uložených prútov i-1 a i ohrevom (a) a deformácia pevne spojených prútov i a i-1(b)

Za predpokladu, že $\alpha_i = \alpha_{i-1}$ a $l_i = l_{i-1}$, dostaneme:

$$\Delta l_{i-1} = \alpha.l.\Delta\theta_{i-1} \tag{5.28}$$

$$\Delta l_i = \alpha.l.\Delta\theta \tag{5.29}$$

$$\varepsilon_{i-1} = \alpha.\Delta\theta_{i-1} \tag{5.30}$$

$$\varepsilon_i = \alpha.\Delta\theta_i. \tag{5.31}$$

V reálnom telese sú obidva prúta pevne spojené a ich vzájomná rozťažnosť je obmedzená. Vplyvom pevného spojenia sa skráti prút *i* a predĺži prút *i*-1 o hodnoty s_i a s_{i-1}, podľa obr. 5.19*b*. Ak predpokladáme rovnaké prierezy obidvoch prútov, vznikne po ich spojení v každej z nich rovnaké napätie, dané vzťahom:

$$\sigma = \varepsilon'_{i-1}.E = \varepsilon_1'.E', \tag{5.32}$$

pričom

$$\varepsilon'_{i-1} = \frac{s_{i-1}}{l + \Delta l_{i-1}} \tag{5.33}$$

$$\varepsilon'_i = \frac{s_i}{l + \Delta l_i} \tag{5.34}$$

$$\varepsilon'_{i-1} = \varepsilon'_i . \tag{5.35}$$

Po dosadení a úprave dostaneme:

$$s_{\mathrm{i}} = \frac{\Delta l_i - \Delta l_{\mathrm{i-1}}}{1 + \dfrac{1+\alpha.\Delta\theta_{\mathrm{i+1}}}{1+\alpha.\Delta\theta_{\mathrm{i}}}} . \tag{5.36}$$

Výsledná deformácia *i*-teho prútu bude daná vzťahom:

$$\Delta L_{\mathrm{i}} = \Delta l_{\mathrm{i}} - s_{\mathrm{i}} + s'_i . \tag{5.37}$$

Substitúciou: $\varepsilon = \dfrac{\Delta L}{l}$ a $\Delta l_1 = \alpha.l_{\mathrm{i}}.\Delta\theta_{\mathrm{i}}$

dostaneme vzťah na určenie pomerného predlženia v tvare:

$$\varepsilon = \alpha\left\{\theta_{\mathrm{i}} - \theta_0.\left[1+\alpha\left(\theta_1 - \theta_0\right)\right]\left[\frac{\theta_{\mathrm{i}} - \theta_{\mathrm{i-1}}}{2+\alpha\left(\theta_{\mathrm{i}} - \theta_{\mathrm{i-1}} - 2\theta_0\right)} - \frac{\theta_{\mathrm{i+1}} - \theta_{\mathrm{i}}}{2.\alpha.\left[\theta_{\mathrm{i}} + \theta_{\mathrm{i-1}} - 2\theta_0\right]}\right]\right\} \tag{5.38}$$

Odvodený vzťah možno použiť na stanovenie veľkosti pomerného predĺženia, napr. z experimentálne stanovených kriviek teploty.

Dosadením uvedených výrazov do vzťahu $\sigma_{\mathrm{i(i-1)}} = -\varepsilon_{\mathrm{i-1}}.E$ dostaneme rovnicu na výpočet napätia v *i*-tom prúte, pôsobením prútu *i*-1.

Podobne určíme napätie v *i*-tom prúte pôsobením prútu *i*+1.

Výsledné napätie v *i*-tom prúte:

$$\sigma_{\mathrm{i}} = \sigma_{\mathrm{i(i+1)}} + \sigma_{i(i-1)}, \tag{5.39}$$

alebo:

$$\sigma_{\mathrm{i}} = E.\alpha\left[\frac{\theta_{\mathrm{i+1}} - \theta_{\mathrm{i}}}{2+\alpha\left(\theta_{\mathrm{i}} - 2.\theta_0 + \theta_{\mathrm{i+1}}\right)} + \frac{\theta_{\mathrm{i}} - \theta_{\mathrm{i-1}}}{2+\alpha\left(\theta_{\mathrm{i}} - 2.\theta_0 + \theta_{\mathrm{i-1}}\right)}\right]. \tag{5.40}$$

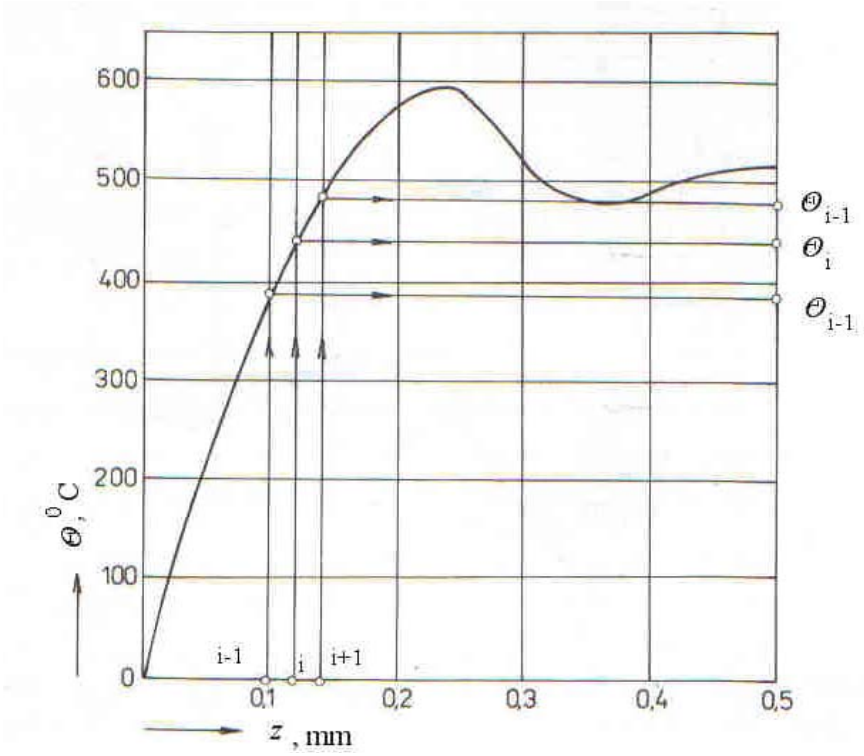
Na základe odvodeného vzťahu možno vypočítať priebeh napätí pod brúseným povrchom pri nestacionárnom rozdelení teploty podľa kriviek z obr. 5.15. Pretože výpočet napätia pre všetky krivky algebraicky je časovo náročný, uvedieme zjednodušený spôsob výpočtu. Vzhľadom na to, že a je oproti ostatným členom malé (5.10^{-6} mm.°C), zanedbáme druhý člen v menovateli a dostávame jednoduchý výraz:

$$\sigma_{\mathrm{i}} = E.\alpha\left(\frac{\theta_{\mathrm{i+1}} - \theta_{\mathrm{i}}}{2} + \frac{\theta_{\mathrm{i}} - \theta_{\mathrm{i-1}}}{2}\right). \tag{5.41}$$

Pre sledovaný prípad po dosadení za *E* a α dostávame:

$$\sigma_{\mathrm{i}} = 0{,}225\left(\frac{\theta_{\mathrm{i+1}} - \theta_{\mathrm{i}}}{2} + \frac{\theta_{\mathrm{i}} - \theta_{\mathrm{i-1}}}{2}\right). \tag{5.42}$$

Na použitie vzťahu sa zvolil krok x = 0,02 mm, podľa obr. 5.24. Potom odpovedajúce hodnoty možno odčítať priamo z grafu.

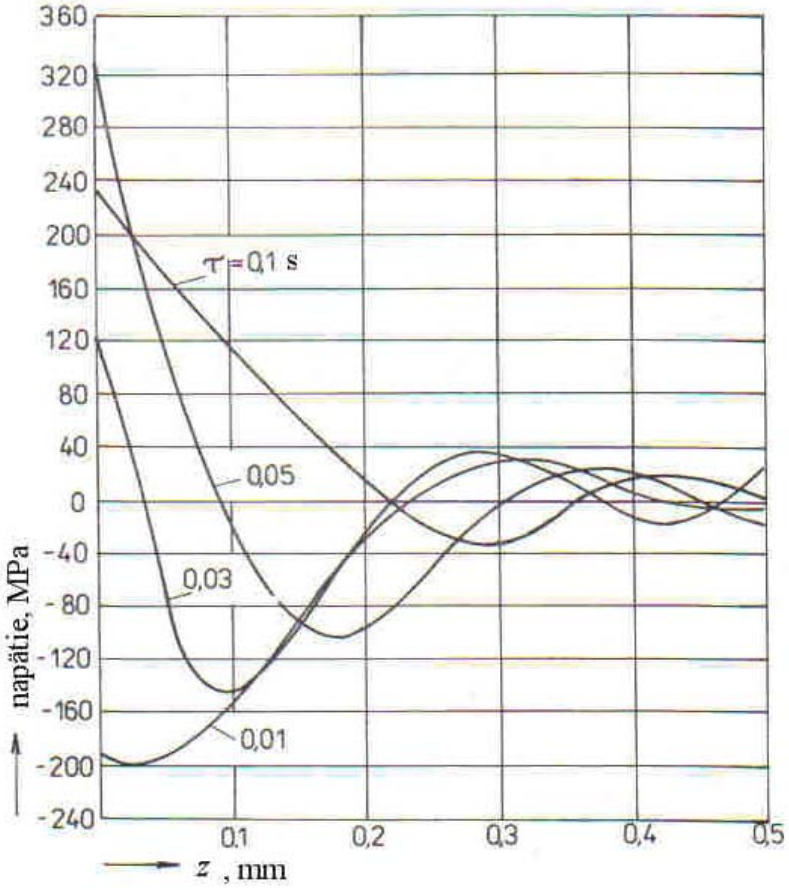


Obr. 5.24 Spôsob odčítania teplotných rozdielov z krivky priebehu teplôt

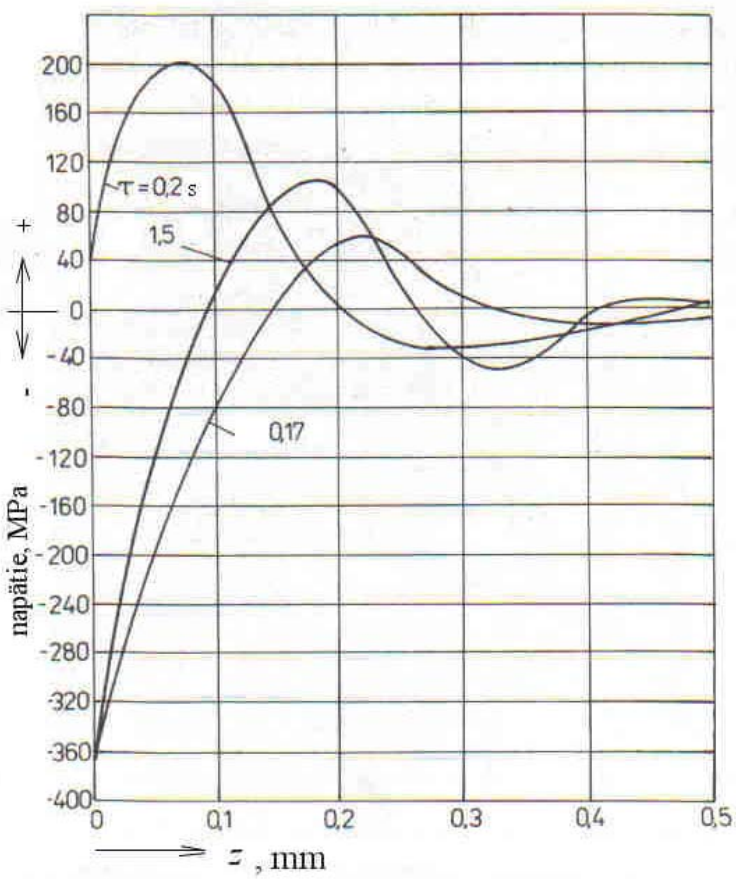
Vypočítané hodnoty napätia pre všetky krivky z obr. 5.7 a 5.8 sú na obr. 5. 25 a 5. 26.

Ak sledujeme zistený priebeh napätí v jednotlivých fázach pracovného cyklu, možno konštatovať, že napätie sa cyklicky mení v určitom rozsahu kladných a záporných hodnôt. Trhlinky teda vznikajú po prekročení pevnosti materiálu v ťahu aj pri nižšej hodnote napätia únavou materiálu.

Praktické pozorovania potvrdzujú, že objavenie mikroskopických trhliniek na reznom kline pri obrábaní spôsobuje následné krehké porušenie rezného klina.



Obr. 5.25 Priebeh teplotných napätí pod brúseným povrchom nástroja zo spekaného karbidu – fáza ohrevu povrchu



Obr. 5.26 Priebeh teplotných napätí pod brúseným povrchom nástroja zo spekaného karbidu – fáza ochladzovania

Na obr. 5.27 je fotografia trhlín na nástroji zo spekaného karbidu po intenzívnom brúsení.

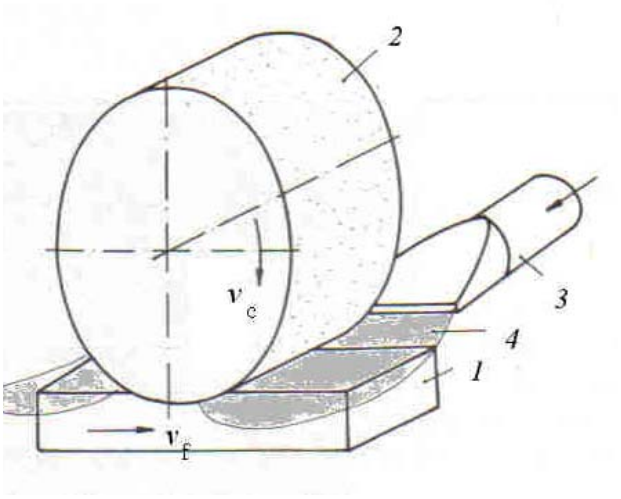
a

b

Obr. 5.27 Trhliny na brúsenom povrchu nástroja zo spekaného karbidu(a) a zväčšená trhlina (b)

Vidno, že teplotné trhlinky sú kolmé na smer brúsenia. Je to spôsobené paralelným tvarom teplotového poľa.

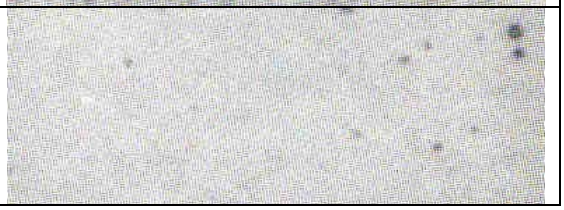
Pretože iniciácia teplotných trhlín nastáva v čase ochladzovania povrchu, bol realizovaný pokus ohrievať brúsený povrch horúcim vzduchom, alebo plameňom, podľa obr. 5.28. Tým sa udržuje stacionárne teplotové pole a nemôže dôjsť k vzniku tlakových napätí v povrchovej vrstve. Treba však použiť teplotu ohrevu blízku teplote iniciovanej procesom brúsenia.



Obr. 5.28 Schéma vonkajšieho ohrevu povrchu obrobku pri brúsení

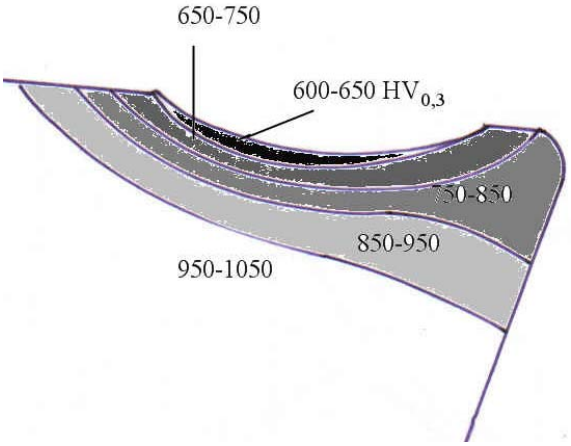
V tab. 5.2 je fotografia brúsených povrchov nástroja z Al_2O_3 po brúsení, pričom boli ohrievané vonkajším zdrojom na uvedené teploty. Vidno, že pri brúsení bez chladenia vzniká na povrchu sieť trhlín. So zvyšujúcou teplotou ohrevu ich frekvencia klesá a pri určitej dostatočne vysokej teplote nevznikajú vôbec.

Pohľad na brúsený povrch keramického nástroja *Tab. 5.2*

Teplota ohrevu, ^{0}C	Vzhľad brúseného povrchu
bez ohrevu	
600	
700; 800; 900	

Ako vidno z obr. 5.29, teplota má výrazný vplyv na pevnosť rezného materiálu. Prejavuje sa to najmä u rýchlorezných ocelí, kde dosiahnutie teploty popúšťania vedie k degradácii materiálu a jeho transportovanie trieskou. Na obr. 5.30 je príklad rezu opotrebeného nástroja z rýchloreznej ocele na ktorom bolo vykonané meranie mikrotvrdosti.

Pri teplote ⟩650 °C trieska vytvorila na zmäkčenom reznom kline žliabok. Jeho tvar, ako aj tvar izoklín kopírujú izotermy z tab. 5.1.



Obr. 5.29 Hodnoty mikrotvrdosti rezného materiálu v opotrebenom nástroji pod žliabkom opotrebenia.

Možno teda reálne predpokladať, že príčinou vzniku žliabku na čele je zníženie pevnosti rezného materiálu v kontakte s trieskou.

5.1 Chladenie zóny obrábania

Je známe, že vhodné prostredie môže pozitívne ovplyvniť proces obrábania. V súčasnosti sa v praxi na chladenie zóny obrábania najviac používajú rezné kvapaliny. Ich výber a aplikáciu však často nesprevádza ekonomický efekt.

Hlavným cieľom obrábania je získanie súčiastky so zadanou presnosťou rozmerov a kvalitou povrchu. Pri použití rezných kvapalín možno dosiahnuť:

- zvýšenie trvanlivosti nástrojov
- zlepšenie kvality obrobeného povrchu
- zmenšenie rezných síl
- zmenšenie teplotnej deformácie obrobku
- uľahčenie oddeľovania triesky a zlepšenie jej tvarovania.

Je zrejmé, že použitie reznej kvapaliny musí byť ekonomicky zdôvodnené. Je potrebné určiť náklady na kvapalinu, prívod, čistenie a likvidáciu. Tieto náklady musia byť kompenzované zníženými nákladmi na obrábanie a zvýšením kvality obrobkov. Rezné kvapaliny môžu vyvolávať negatívne účinky, ktoré ohraničujú, alebo bránia ich použitiu. Ide najmä o nasledovné vplyvy:

- Fyziologické pôsobenie na obsluhu stroja. Niektoré kvapaliny s pozitívnym účinkom na proces obrábania môžu vytvárať toxické pary Typickým príkladom je CCl_4. Sekundárnymi účinkami sú napr. nepríjemný zápach, dym, dráždenie pokožky, efekty, súvisiace s kontamináciou a množením baktérií.
- Pôsobenie na obrábaný materiál. Obrábaný materiál môže vplyvom niektorých kvapalín korodovať. Napr. zliatiny medi majú tendenciu korodovať od olejov s obsahom voľnej síry. Niektoré materiály majú sklon ku korózii v dôsledku chemických reakcií. Aj jemná medzikryštalická korózia môže u hotovej súčiastky k jej únavovému porušeniu. Vyskytuje sa napr. pri obrábaní titánu a chladení chlórovanou kvapalinou, pri použití vody pri obrábaní ocele a pod.
- Pôsobenie na obrábací stroj. Spočíva v korózii vodiacich častí stroja, pôsobení na ložiská (v prípade preniku, resp. zmiešania s ložiskovým olejom).
- Sekundárne účinky. Rezné kvapaliny sa môže rozkladať na komponenty, ak ju necháme dlhší čas bez pohybu. Na obrobkoch môžu vytvárať tenké vysušené povlaky, môžu sa peniť a blokovať potrubný systém.

Takéto účinky sú negatívne. Mnohé z nich sa dajú úplne zlikvidovať zmenou chemických a fyzikálnych vlastností reznej kvapaliny. S niektorými sa musíme zmieriť, ak kvapaliny vykazuje mimoriadny pozitívny účinok na proces obrábania.

Veľa rokov sa tvrdilo, že rezná kvapaliny má na proces obrábania mastiaci a chladiaci účinok.

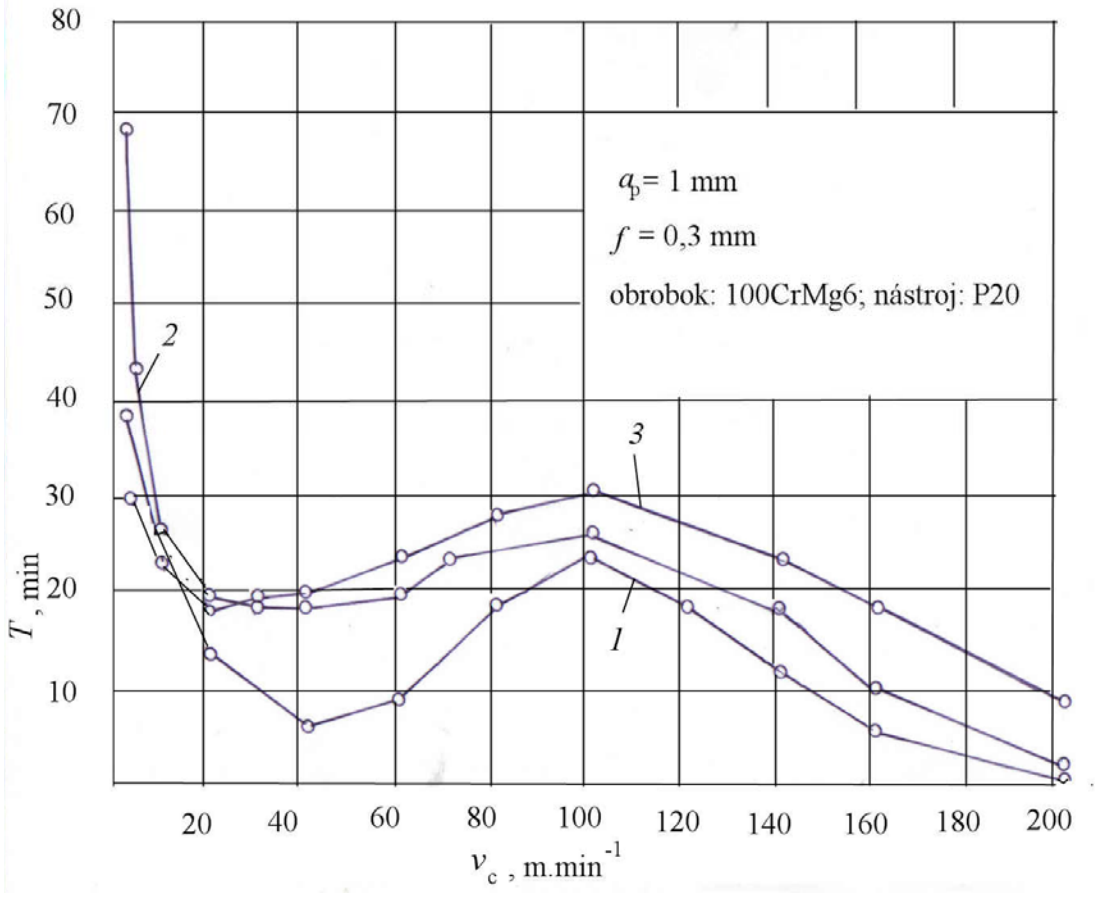
Rezné kvapaliny majú vplyv na proces obrábania najmä vďaka ich chladiacej schopnosti. Chladia nástroj, triesku a obrobok, čím vlastne znižujú intenzitu opotrebenia nástroja. Ak predpokladáme lineárny vzťah medzi teplotou rezania a reznou rýchlosťou, účinok reznej kvapaliny na trvanlivosť je taký , ako by sme znížili reznú rýchlosť. Kvapaliny najmä bráni difúznemu opotrebeniu. V protiklade s tým zníženie teploty rezania vedie ku zvýšeniu pevnosti v šmyku obrábaného materiálu, čo vedie k nárastu rezných síl. Za určitých podmienok to môže viesť ku znižovaniu trvanlivosti nástroja. Rezná kvapalina vedie k lepšiemu stáčaniu triesky a zmenšovaniu nárastku. Efekt stáčania triesky sa dá vysvetliť teplotným zmršťovaním zadnej strany triesky pri jej ochladení.

Prúd reznej kvapaliny, ktorá obteká nástroj a obrobok nemožno považovať za ustálený. Na intenzitu odvádzania tepla z miesta kontaktu triesky, nástoja a obrobku vplýva rýchlosť pohybu kvapaliny, jej tepelná vodivosť, tepelná kapacita, výparné teplo, zmáčavosť. Súbor týchto vlastností však ešte nedáva obraz o chladiacej schopnosti kvapaliny. Možno konštatovať, že tepelná vodivosť oleja je rádovo nižšia ako vody, preto emulzia je v strede týchto kvapalín. Pri pridaní 0,01% mydla do vody sa výrazne zvyšuje chladiaci účinok, zrejme v dôsledku vyššej zmáčavosti. Chladiaci účinok vody je vyšší pri nízkych teplotách rezania. Pri zvyšovaní teploty vzniká na povrchoch vrstva pary, ktorá znižuje koeficient vedenia tepla. Zaujímavý je účinok vodnej hmly. Pri dopade jemných kvapiek na ohriaty povrch dochádza k ich odpareniu a v dôsledku výparného tepla účinok chladenia rastie. Pri vysokých teplotách vrstva pary narastá a chladiaci účinok vodnej hmly klesá.

Možno konštatovať, že chladiaci účinok rezných kvapalín závisí výrazne na ich viskozite a pri menšej viskozite je vyšší. Pri vysokých rezných rýchlostiach sa kvapalina nedostane do kontaktu s nástrojom, je rozstrekovaná a jej chladiaci účinok klesá. Preto boli realizované pokusy, použiť na chladenie plynné médium. Napr. pri chladení tlakovým vzduchom, ochladeným na -8^0 došlo k zvýšeniu trvanlivosti nástroja o 40%. Pri podchladení na -56^0 sa trvanlivosť zvýšila o 400% (pri v_c = 30 m.min^{-1}; nástroj z RO). Vysoký efekt zvýšenie trvanlivosti nástrojov sa prejavil pri chladení podchladeným CO_2, pri obrábaní titánu, niklu a ťažko obrábateľných ocelí.

Výskum autora v použití ionizovaného vzduchu ukázali zvýšenie trvanlivosti nástrojov , najmä pri vyšších rezných rýchlostiach. Toto prostredie má výrazný chladiaci účinok a je ekologicky nezávadné.

Na obr. 5.30 je experimentálna závislosť trvanlivosti nástrojov zo spekaného karbidu na reznej rýchlosti pri použití rozličných rezných prostredí.



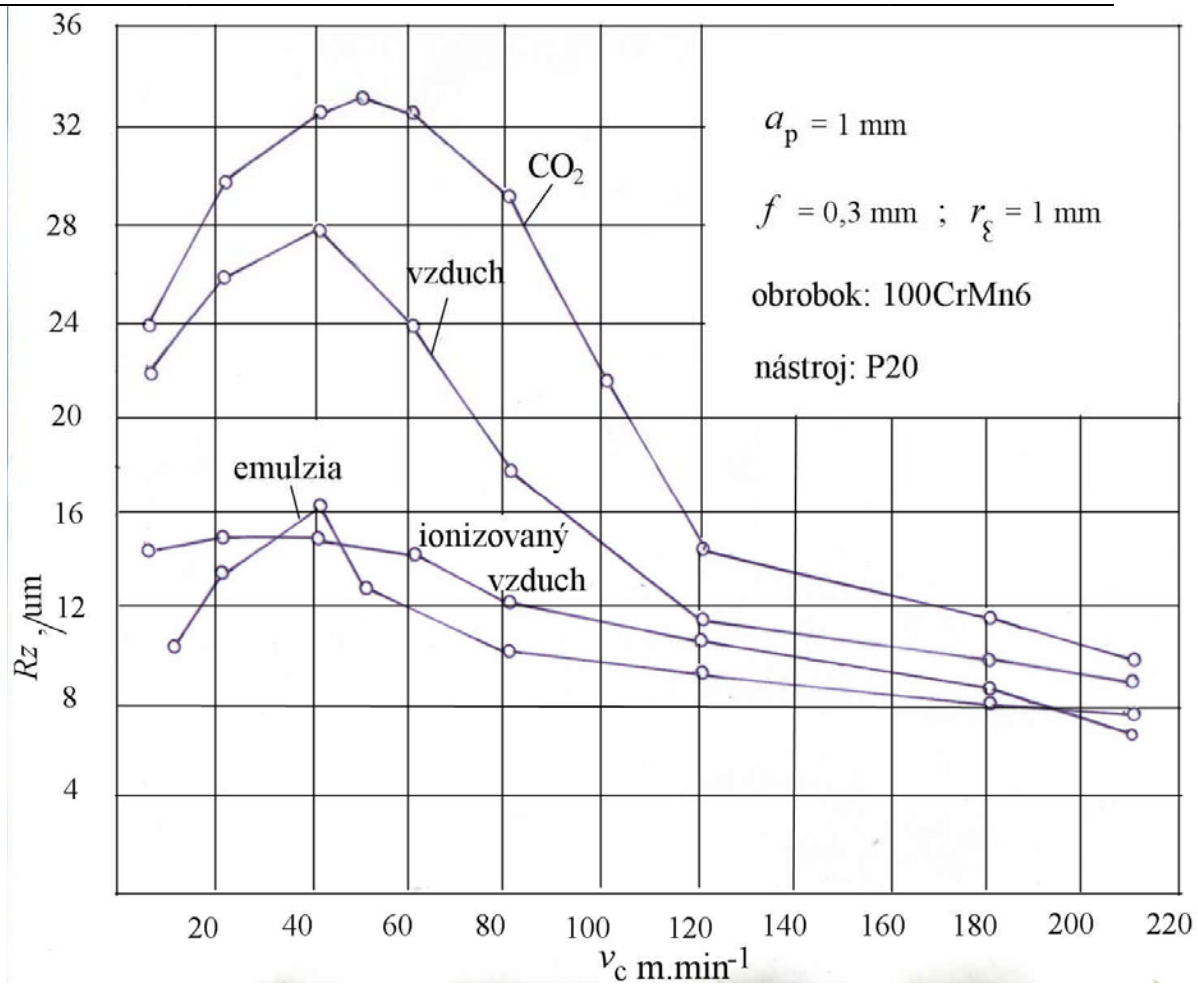
Obr. 5.30 Experimentálna závislosť trvanlivosti nástroja na reznej rýchlosti pri použití plynného a kvapalného prostredia. 1 – chladenie vzduchom, 2- emulzia, 3 – ionizovaný vzduch

Všeobecne, chladenie plynmi je vhodné pre vyššie rezné rýchlosti, pri ktorých sa kvapalina rozstrekuje.

Okrem vplyvu na trvanlivosť je dôležitý vplyv prostredia na kvalitu obrobeného povrchu. Na obr. 5.31 je experimentálna závislosť $Rz = f(v_c)$ pri použití rozličných prostredí.

Vidno, že napriek pozitívnemu účinku CO_2 na trvanlivosť nástroja, toto prostredie kvalitu povrchu zhoršuje.

Kvapalné prostredie zlepšuje kvalitu obrobeného povrchu v celom rozsahu použitých rezných rýchlostí. Ionizovaný vzduch má podobný účinok ako kvapalina. Účinnejší je pri vyšších rezných rýchlostiach (v danom prípade nad 200 m.min^{-1}), čo je zrejme spôsobené vyšších prenikavým účinkom do kontaktu triesky a čela nástroja. (privádza sa pod tlakom). Pri malých rezných rýchlostiach má vyšší účinok rezná kvapalina, pretože nedochádza k jej rozptýleniu.



Obr. 5.31 Experimentálna závislosť, dokumentujúca vplyv prostredia na kvalitu obrobeného povrchu

Súčasne plynné prostredie, privádzané pod tlakom čistí prostredie obrábania od triesok a okují. Za strednú cestu medzi plynom a kvapalinou možno považovať chladenie hmlou. Rozptýlená kvapalina sa privádza pod tlakom 2,8 – 4,2 atmosfér. Efektívnosť tohto spôsobu chladenia je iba v oblasti rezných rýchlostí, kde vzniká parná medzivrstva.

Je zrejmé, že v dôsledku vysokého tlaku a rýchlosti pohybu triesky sa rezná kvapalina nemôže dostať medzi čelo nástroja a triesku, teda nemôže znižovať koeficient trenia medzi nástrojom a trieskou. Napriek tomu je konečný efekt zrejmý. Dochádza k znižovaniu rezných síl. Dá sa to vysvetliť efektom stáčania triesky vplyvom chladenie jej zadnej strany reznou kvapalinou. V tom prípade dochádza k zmenšovaniu plochy styku triesky s čelom nástroja, teda znižovaniu reznej sily: $F_c = S.\mu_s$ (kde S je plocha styku (a_p x f = h x b); μ_s - stredný koeficient trenia na čele nástroja).

Možno stanoviť všeobecné pravidlá na výber rezných prostredí:

- Oleje sú vhodné pri malých rezných rýchlostiach (pod 30 – 60 m.min^{-1}), pri obrábaní nástrojmi z RO.
- Emulzie sú vhodné pre stredné a vyššie rezné rýchlosti a obrábanie spekanými karbidmi, v prípade, ak nedochádza k prerušovanému rezu.
- Plynné prostredie je vhodné pre vysoké rezné rýchlosti.

Široké uplatnenie v praxi našli minerálne oleje s prídavkom sulfidov, alebo chloridov. Sulfidy sa môžu dodávať vo forme chemických zlúčenín, ktoré sa nerozkladajú, kým kvapalina nepríde do styku s vysokou teplotou. Pritom nevyvolávajú koróziu medených a bronzových častí stroja.

Používajú sa zmesi sírovaných a chlórovaných olejov. Pretože tieto dva komponenty sú aktívne v širokom rozsahu teplôt, tiež oleje možno použiť vo veľkom rozsahu rezných rýchlostí. Sú snahy o znižovanie viskozity chlorovaných a sírovaných olejov, aby ich bolo možné použiť pri stredných a vyšších rezných rýchlostiach. Niektoré z nich sú použiteľné na chladenie zóny obrábania, aj na mastenie ložísk stroja.

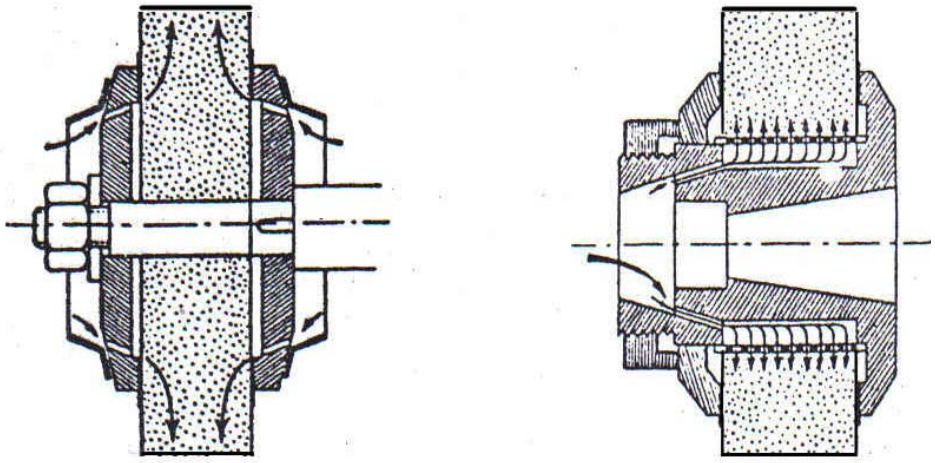
Univerzálnejšie vlastnosti ako oleje majú emulzie. Používajú sa najmä ako chladiace kvapaliny a majú antikorózne vlastnosti. Niektoré obsahujú chlórové a sírové prísady na zníženie trenia. Používajú sa chladiace kvapaliny na báze vody s malými prídavkami anorganických pasivačných prísad, ako amíny a nitridy, fosfáty, boritany na zmäkčenie vody, zmáčadlá a v niektorých prípadoch prídavky chlórfosfátov alebo sírofosfátov na zlepšenie mastiacich vlastností pri vysokých tlakoch.

Štruktúra a vlastnosti obrábaného materiálu má významný vplyv na pôsobenie kvapaliny. Zliatiny s obsahom viac ako 40% Ni mierne reagujú s chlorovanými a sírovanými olejmi. Napr. titánové zliatiny majú tendenciu ku korózii pod vplyvom chlórovaných olejov.

Výber a aplikácia chladiacich kvapalín pri obrábaní nových materiálov môže vyvolať neočakávané efekty, preto je potrebné sledovať ich interakciu.

V súčasnosti v súvislosti s ekologizáciou pracovného prostredia sa rezné kvapaliny považujú za škodlivý prvok výrobného procesu a sú snahy o ich vyčlenenie, resp. náhradu vo výrobnom procese. Kde je to možno, aplikuje sa „suché obrábanie“.Príčinou je znečisťovanie pracovného prostredia reznou kvapalinou, kontaminácia baktériami, problémy s likvidáciou chemicky a biologicky kontaminovanej kvapaliny. Hľadajú sa fyzikálne, mechanické a chemické cesty regenerácie rezných kvapalín. Napr. na likvidáciu baktérií a regeneráciu emulzií sa dá použiť ultrazvuk, ultrafialové žiarenie, prepláchovanie ozónom.

Pri brúsení je chladenie zatiaľ nevyhnutné. Hľadajú sa však efektívne metódy prívodu a šetrenia chladiacej kvapaliny. Príklady prívodu chladiacej kvapaliny cez brúsny kotúč sú na obr. 5.32.

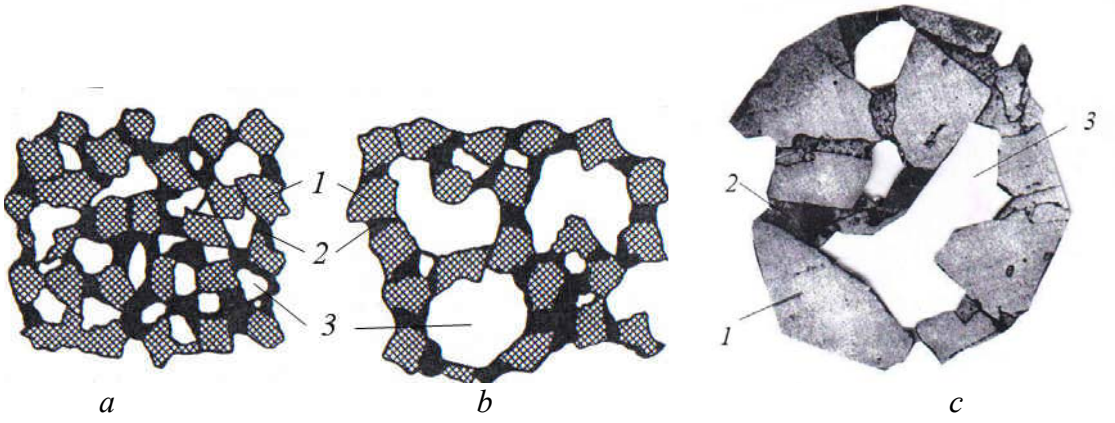


a *b*

Obr. 5.32 Chladenie zóny brúsenia cez póry brúsneho kotúča .a – obyčajná príruba, b – špeciálna príruba

Podmienkou realizácie je dostatočná pórovitosť brúsneho kotúča a veľmi dobrá čistota kvapaliny. V opačnom prípade dochádza k zaneseniu brúsneho kotúča čiastočkami brúsnych zŕn a triesok a chladenie prestáva byť účinné.

V súčasnosti existujú štruktúry brúsnych kotúčov so zvýšenou pórovitosťou. Na obr. 5.33 je porovnanie klasického a vysoko pórovitého brúsneho kotúča.



Obr. 5. 33 Štruktúra brúsnych kotúčov s rozličnou pórovitosťou. a – klasický brúsny kotúč, b – kotúč so zvýšenou pórovitosťou, c – rez brúsnym kotúčom

Opätovná cirkulácia chladiacej kvapaliny kladie vysoké nároky na jej čistenie od zvyškov triesok a brúsnych zŕn. V opačnom prípade sa brúsny kotúč zanesie a efekt chladenia výrazne klesne.

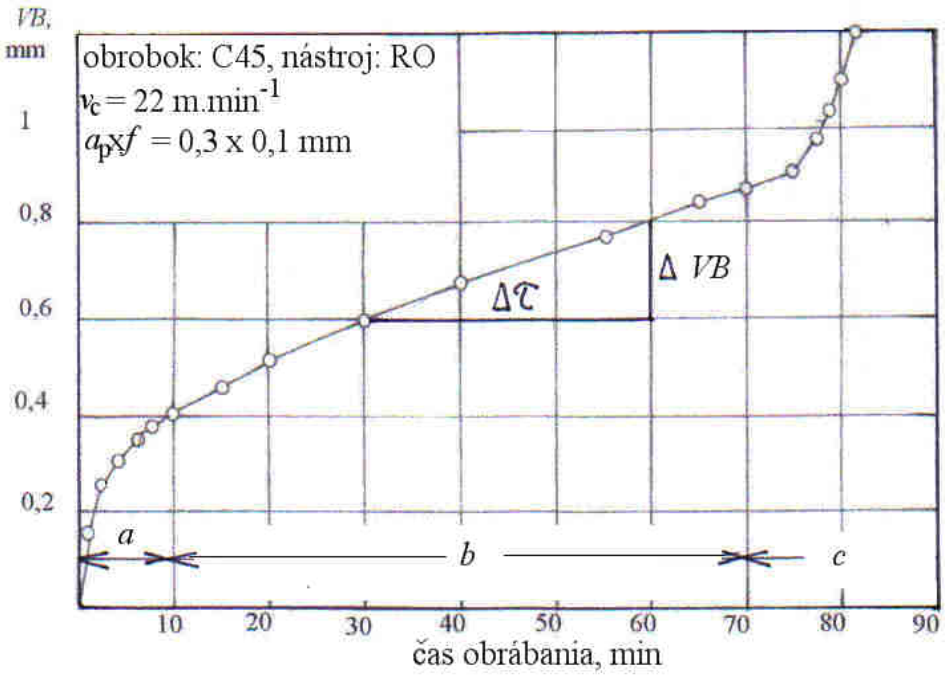
Vysoká teplota pri brúsení vedie ku transformácii povrchových vrstiev obrobku. Trieska prechádza do taveného stavu.

6 OPOTREBENIE A TRVANLIVOSŤ REZNÝCH NÁSTROJOV

Rezný nástroj môže hospodárne pracovať iba dovtedy, kým rezný klin má vhodný tvar, určený jeho geometriou. Pri obrábaní vplyvom trenia funkčných plôch rezný klin stráca pôvodný tvar, pretože sa z neho odoberá materiál.

6.1 Mechanizmus a vonkajší prejev opotrebenia rezných nástrojov

Nárast opotrebenia rezného klina v závislosti na čase obrábania (τ_s) má podobný charakter, ako priebeh opotrebenia trúcich sa plôch strojových súčiastok, ale je podstatne intenzívnejší. Charakteristická krivka opotrebenia je na obr. 6.1.



Obr. 6.1 Experimentálna krivka závislosti šírka opotrebenej plôšky na chrbte nástroja na čase obrábania

Zo začiatku materiál na trecích plochách rýchle ubúda v dôsledku trenia obrobku a triesky o drsný rezný klin nástroja (pásmo *a*). Vyrovnávajú sa nerovnosti povrchu nástroja. Po určitom čase sa opotrebovanie spomalí (pásmo *b*), pretože plochy nástroja sú hladké a sú v plnom kontakte s trieskou. V záverečnej fáze sa opotrebenie značne zrýchli (pásmo *c*) a nástroj stráca rezné schopnosti.

Ukazovateľom rýchlosti opotrebenia je intenzita opotrebenia I, mm.min^{-1} sa definuje ako pomer šírky opotrebovanej plochy VB, mm a času obrábania τ_s, min. V diferenciálnom vyjadrení:

$$I = \frac{\Delta VB}{\Delta \tau_s}, \tag{6.1}$$

hodnotené v pásme normálneho opotrebenia (*b*).

Na intenzitu opotrebenia vplývajú rezné podmienky rôzne. Najväčší vplyv má rezná rýchlosť, menší posuv a najmenší hĺbka rezu.

Zaužívaným kritériom ukončenia práce nástroja je kritérium otupenia VB_k. Podľa krivky z obr. 6.1 je to vlastne maximálne dovolené opotrebenie, po ktorom nástroj stráca svoje rezné vlastnosti. Jemu odpovedajúca hodnota času obrábania je trvanlivosť nástroja *T* (súčet časových úsekov *a* + *b*).

Na základe pozorovania podobných kriviek možno reálne predpokladať, že pre úplné využitie rezných vlastností nástroja bude trvanlivosť definovaná bodom priehybu krivky opotrebenia, teda bodom, ktorý bude v interakcii s dotyčnicou, vedenou pod uhlom 45^0.

K tomuto účelu je potrebné poznať rovnicu krivky.

Matematický model sledovanej experimentálnej závislosti šírky opotrebenej plôšky *VB* na chrbte nástroja na čase obrábania τ_s je vyjadrený nasledujúcou rovnicou

$$VB = 5.10^{-6}\tau_s^{\,3} - 6.10^{-4}\tau_s^{\,2} + 3.10^{-2}\tau_s + 0{,}1597 \tag{6.2}$$

Deriváciou rovnice (1) podľa τ_s, t. j. $\frac{dVB}{d\tau_s}$ dostaneme:

$$VB' = 15.10^{-6}\tau_s^{\,2} - 0{,}0012\tau_s + 0{,}03$$

Vyšetríme bod experimentálnej závislosti, pre ktorý je hodnota prvej derivácie rovná 1, tj.

$$\frac{dVB}{d\tau_s} = 1$$

Po derivácii a úpravách riešime rovnicu

$$15.10^{-6}\tau_s^{\,2} - 0{,}0012\tau_s - 0{,}97 = 0, \tag{6.3}$$

Ktorá má dve riešenia:

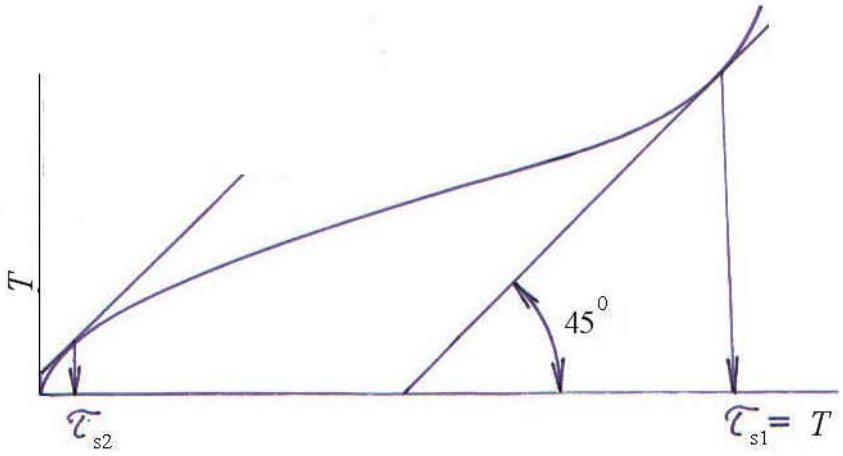
$$\tau_{s1} = \frac{0{,}0012 + \sqrt{(-0{,}0012)^2 - 4.15.10^{-6}.(-0{,}97)}}{2.15.10^{-6}} = 80\,\text{min}. \tag{6.4}$$

Je to vlastne kvalifikovaná hodnota trvanlivosti nástroja *T*.

Druhé riešenie:

$$\tau_{s2} = \frac{0{,}0012 - \sqrt{(-0{,}0012)^2 - 4.15.10^{-6}.(-0{,}97)}}{2.15.10^{-6}} = 8{,}5 \text{ min} \qquad (6.5)$$

predstavuje bod, keď zábehová krivka sa mení na lineárnu, podľa obr. 6.2., teda predstavuje koniec zábehu nástroja.



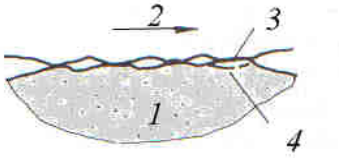
Obr. 6.2 Grafické znázornenie riešení rovnice (6.3).

Podľa fyzikálnych príčin, s ktorými opotrebenie súvisí, môžeme hovoriť o opotrebovaní:

- abrazívnom (brúsnom)
- edhéznom,
- chemicko-difúznom

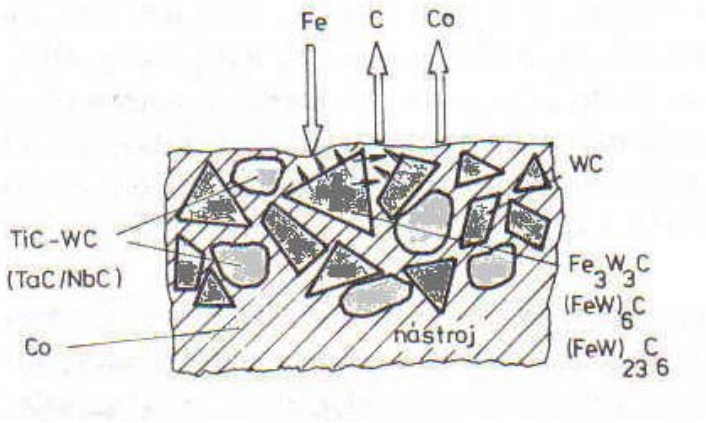
Abrazívne opotrebenie spôsobuje oter tvrdých čiastočiek materiálu obrobku o nástroj.

Adhézne opotrebenie sa dá vysvetliť, ako pevné spojenie materiálu nástroja a obrobku pri vysokých tlakoch na stykových plochách. Na týchto plochách vplyvom molekulárnych (adhéznych) síl vznikajú mikroskopické bodové zvary (obr. 6.3), ktoré sa opätovne porušia, pričom sa vytrhávajú čiastočky rezného materiálu z nástroja a sú unášané trieskou. Tento mechanizmus opotrebenia prebieha pri stredných rezných rýchlostiach.



Obr. 6.3 Princíp adhéznej väzby medzi povrchom nástroja a triesky. 1 – nástroj, 2 – trieska, 3 – mikrozvar, 4 – porušenie

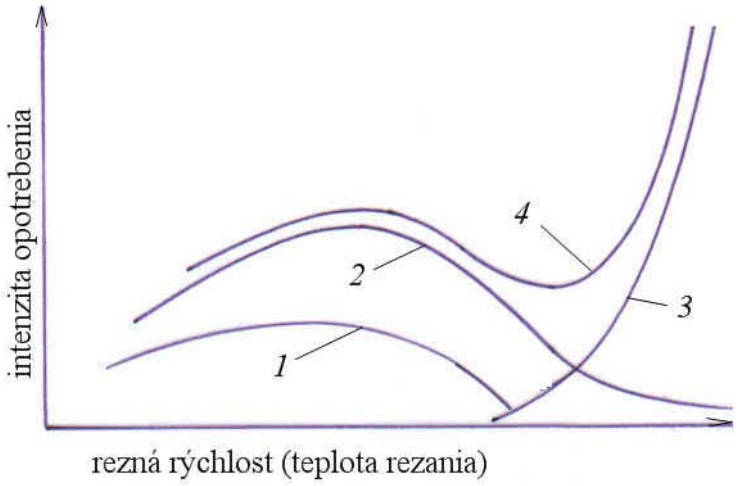
Pri vysokej teplote v kontakte triesky a čela nástroja (800 - 1000^0C), čiže pri vysokých rezných rýchlostiach nastáva difúzia prvkov z noža do triesky (C, Co), a z triesky do nástroja (Fe), čím klesá pevnosť povrchových vrstiev nástroja a opotrebovanie sa zintenzívňuje (obr. 6.4).



Obr. 6.4 Difúzia prvkov medzi nástrojom a trieskou

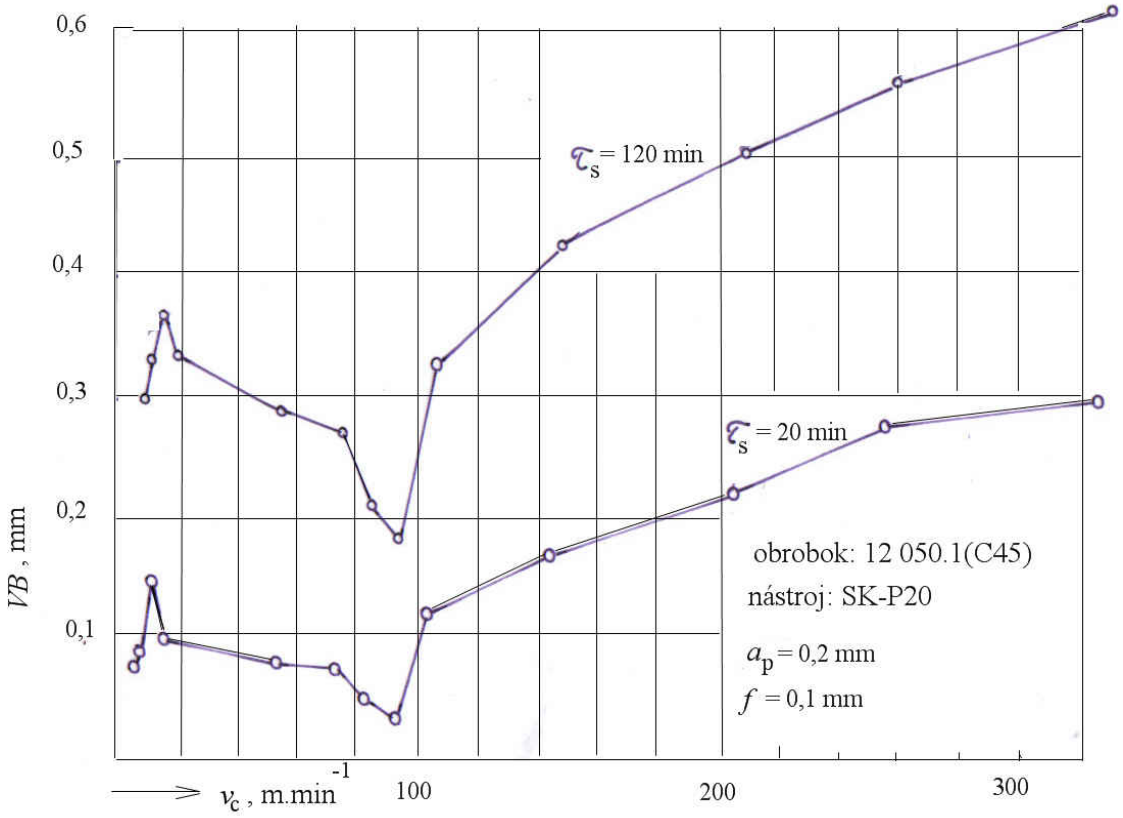
Vzhľadom na mimoriadne tlaky medzi nástrojom a trieskou a styk chemicky čistých povrchov je čas, potrebný na priebeh difúzie v porovnaní s klasickými metalurgickými procesmi výrazne skrátený. Okrem toho priebehu difúzie napomáha existencia zabrzdenej vrstvy v trieske, ktorej pohyb po čele nástroja je spomalený, je teda dostatok času na priebeh difúzie.

Názorne je na obr. 6.5 znázornená závislosť intenzity opotrebenia nástroja na teplote rezania (reznej rýchlosti) podľa všetkých troch mechanizmov. Ak vyhodnotíme súčtovú krivku, vidno, že existuje oblasť rezných rýchlostí s minimálnou aj maximálnou intenzitou opotrebenia. Podľa toho možno voliť reznú rýchlosť.



Obr. 6.5 Vplyv jednotlivých mechanizmov opotrebenia na výslednú intenzitu opotrebenia nástroja. 1 – mechanický oter (abrazia), 2 – súchyt (adhézia), 3 –difúzia,4 – výsledný priebeh

Na obr. 6.6 je reálny priebeh tejto závislosti. Krivky skutočného priebehu intenzity opotrebenia boli získané tak, že obrobok bol sústružený stanovený strojový čas τ_s po ktorom sa merala veľkosť opotrebenia na chrbte *VB*.

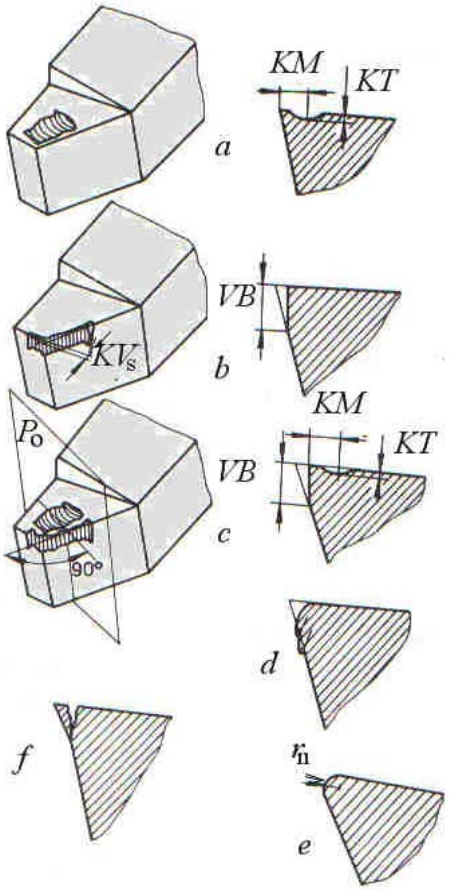


Obr. 6.6 Reálna závislosť veľkosti opotrebenia nástroja na chrbte po rovnakom čase obrábania τ_s

Priebeh kriviek potvrdzuje teoretické predpoklady s tým, že minimum absolútnej veľkosti opotrebenia (aj intenzity opotrebenia) je pre dané podmienky okolo 90 m.min^{-1} a v oblasti veľmi malých rezných rýchlostí. Naopak, maximálna intenzita opotrebenia je pri pri v_c = 10 m.min^{-1} a vysokých rezných rýchlostiach. To potvrdzuje predpoladaný priebeh podľa obr. 6.5.

Podľa zmeny geometrického tvaru rezného klina rozlišujeme nasledovné formy opotrebenia (obr. 6.7):

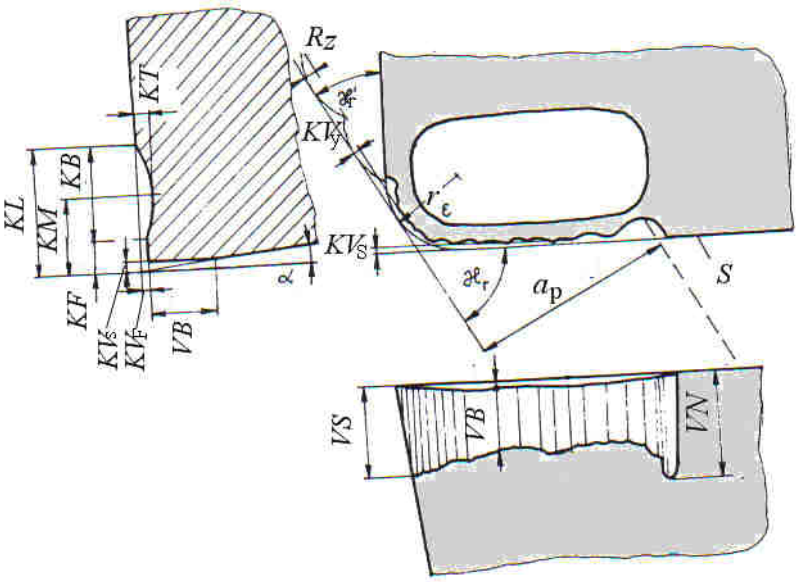
- na čele (*a*). Prejavuje sa vznikom žliabku, ktorého tvar odpovedá odpovedajúcej izoterme v noži. Vzniká u materiálov, ktoré dávajú plynulú triesku.
- na chrbte (*b*). Prejavuje sa vznikom nepravidelnej plôšky, ktorá sa s časom obrábania zväčšuje. Vzniká pri obrábaní krehkých a tvrdých materiálov s elementárnou trieskou
- súčasne na čele aj chrbte (*c*). Vzniká pri obrábaní húževnatých materiálov.
- lavínovité opotrebenie. Vzniká pri obrábaní materiálov, pri ktorých sa zvyšuje teplota rezania do takej miery, že zníženie pevnosti rezného materiálu vedie k jeho plastickej deformácii (napr. obrábanie zliatin titánu).
- zväčšovanie r_ε. Dochádza k nemu pri obrábaní materiálov s nízkou tepelnou vodivosťou (drevo, plasty, keramika).
- krehké porušenie rezného klina. Pri obrábaní vysoko pevných materiálov, keď je rezný klin zaťažovaný veľkými reznými silami môže dochádzať ku krehkému porušeniu rezného klina.



Obr. 6.7 Vonkajší vzhľad opotrebenia nástroja. a – žliabok na čele, b – oterová plôška na chrbte, c –súčasné opotrebenie čele a chrbte, d – plastická deformácia rezného klina, e –zaoblenie reznej hrany, f krehký lom.

Pozn: Uvedené označenia sú podľa STN ISO 3685prevzaté z nemčiny:
*VB – **V**erschleissmarken**b**reite (šírka opotrebenej plôšky),*
*KT – **K**olk**t**iefe (hĺbka žliabku),*
*KM –**K**olk**m**itte (stred žliabku)*
*KV_s – **K**olk**v**ersetzung an der **S**panfläche (posunutie reznej hrany po čele)*

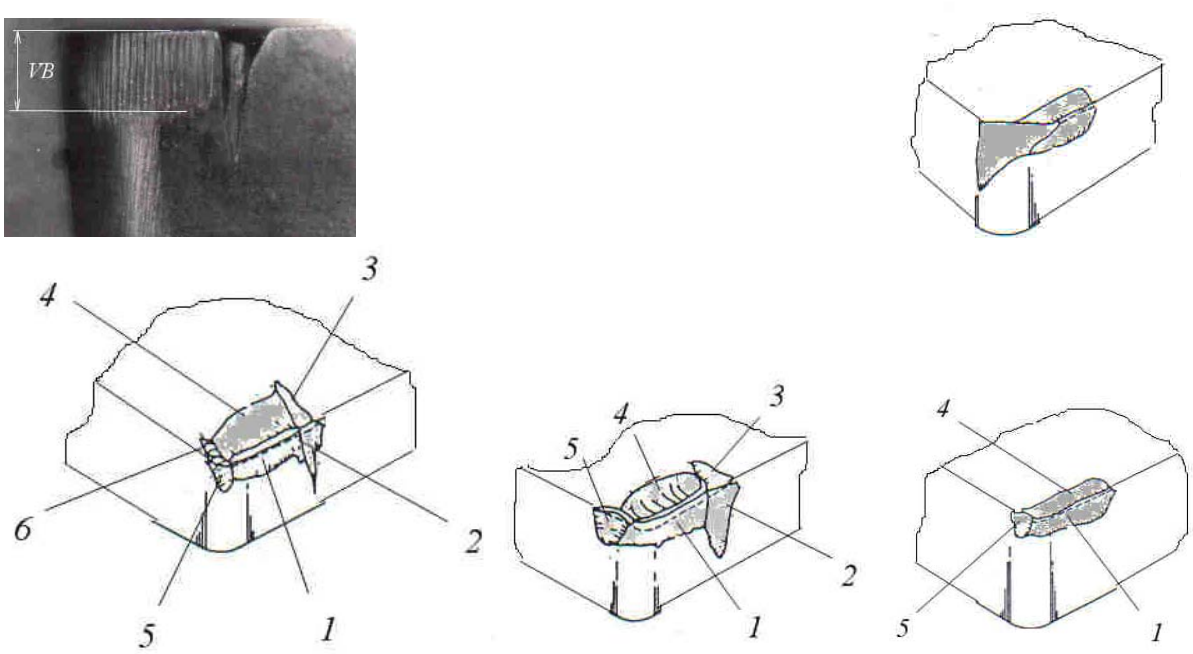
Detailné parametre opotrebenia nástroja podľa ISO sú na obr. 6.8.



Obr. 6.8 Parametre opotrebenia rezného klina
KV_F – **K**anten**v**ersetzung an der **F**reifläche (posunutie reznej hrany po chrbte)

Z dôležitých parametrov treba zdôrazniť existenciu $KV_γ$ – rozmerového opotrebenia nástroja., ktoré ovplyvňuje rozmer obrobenej plochy a kvalitu obrobeného povrchu.

Jednotlivé rezné materiály vykazujú rozdielny vzhľad opotrebenia. Na obr. 6.9 sú vonkajšie prejavy opotrebenia nástrojov z rýchloreznej ocele, spekaného karbidu a keramiky.

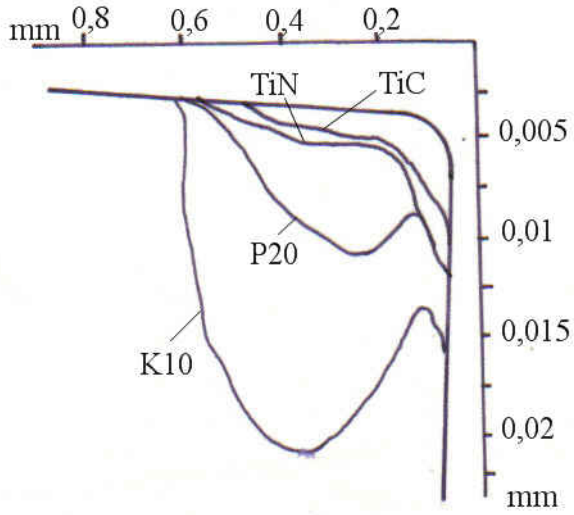


a *b* *c*

Obr. 6.9 Vonkajší prejav opotrebenia nástroja z rýchloreznej ocele (a), spekaného karbidu (2) a keramiky (3). 1 - oterová plôška na chrbte, 2- drážka na chrbte, 3-– drážka na čele, 4 - žliabok na čele, 5- drážka na vedľajšom chrbte, 6 - drážka na čele

Pri pohybe triesky po čele nástroja z rýchloreznej ocele nerovné okraje triesky striedavo zakrývajú a odkrývajú čelo noža. Pri styku chemicky čistého povrchu nástroja so vzduchom dochádza k oxidácii nástojového materiálu, vytváraniu málo pevných kysličníkových filmov, ktoré sa stierajú trieskou, čo vedie k vzniku drážok *3* a *6*. Drážka 6 je podstatne dlhšia ako šírka opotrebenej plôšky (*VB*), ako vidno z fotografie chrbta nástroja. Podobne pôsobí nerovný povrch polovýrobku pri vytváraní drážky *2* a nerovný obrobený povrch pri vytváraní drážky *5*. Tento jav sa v menšej miere prejavuje aj u spekaného karbidu (*b*), pretože je odolnejší voči korózii. Keramický rezný materiál nemá oxidačné žliabky. Opotrebenie na čele a chrbte je rovnomerné, pokiaľ nedôjde k vylamovaniu nástroja v dôsledku krehkého porušenia. Na hornom obrázku je príklad krehkého porušenia keramického nástroja, ktoré nastalo pri prerušení záberu.

Výrazný vplyv na tvar opotrebenej plôšky má oteruvzdorný povlak na nástroji. Na obr. 6.10 je profil žliabku opotrebenia pri dvoch druhoch SK a u nástrojov s povlakom, po rovnakom čase obrábania.

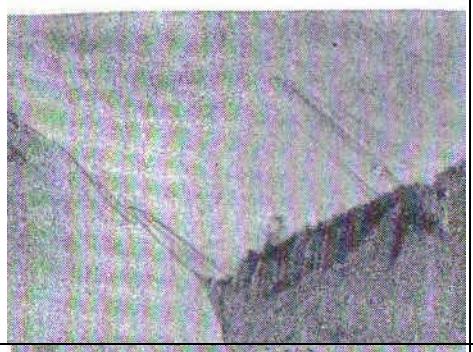
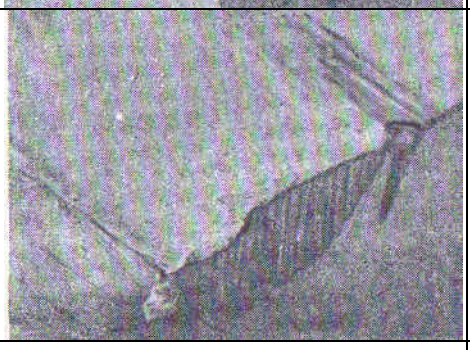


Obr. 6.10 Profil žliabku opotrebenia u klasických a povlakovaných nástrojov po rovnakom čase obrábania

Vidno, že u nepovlakovaných nástrojov vzniká hlboký žliabok. Polomer zaoblenia reznej hrany sa výrazne zmenšuje, rastie skutočný uhol čela. U povlakovaných nástrojov je intenzita opotrebenia čela podstatne menšia, polomer zaoblenia reznej hrany naopak rastie, typický žliabok na čele sa nevytvára.

Na porovnanie je v tab. 6.1 pohľad na tvar opotrebenia nepovlakovaného a povlakovaného nástroja po rovnakom čase obrábania.

Porovnanie tvaru opotrebenia nástroja s bez a s oteruvzdorným povlakom *Tab.6.1*

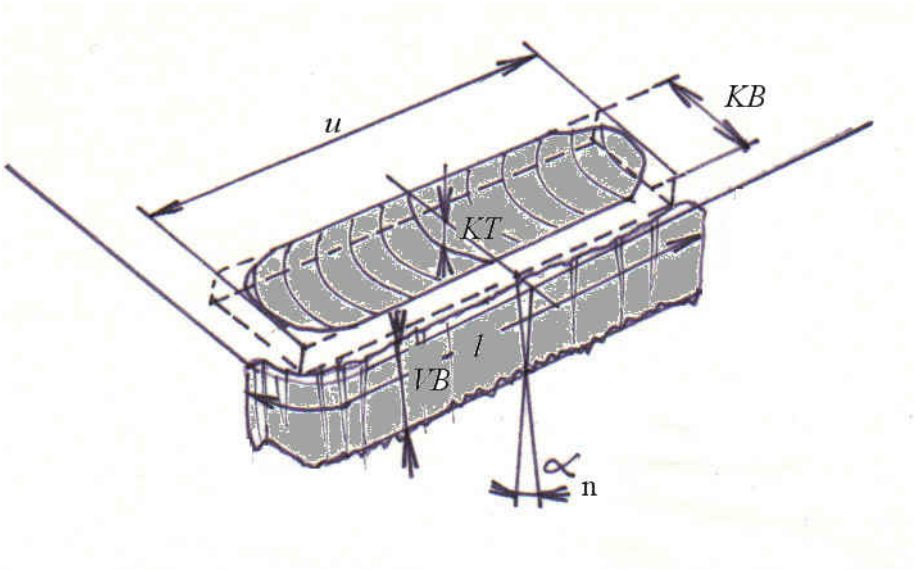
Rezné podmienky $v_c/f/a_p$	Čas obrábania	Tvar opotrebenia Bez povlaku	S povlakom
24/0,2/1	20		
24/0,2/1	40		
24/0,2/1	5		

Mierou prípustného opotrebenia je ako bolo uvedené, kritérium otupenia, za ktoré sa obyčajne používa zvolená stredná šírka opotrebenia na chrbte VB_k (obr. 6.9). Príklady voľby tohto kritéria pre rozličné nástroje sú v tab. 6.2.

Kritérium otupenia pre rozličné nástroje *Tab. 6.2*

Druh nástroja	Spôsob práce	VB_k, mm	Obrábaný materiál
nože RO uberacie	s chladením	0,8 -1	oceľ
nože SK WC+Co	f = 0,3 mm	0,8 – 1	liatina
valcové frézy	hrubovanie	0,4 – 0,6	oceľ
	na čisto	0,15 – 0,25	oceľ
tvarové frézy	hrubovanie	0,3 – 0,4	oceľ
vrtáky z RO	vŕtanie	1 – 1,5	oceľ
	vŕtanie	0,9 – 1,2	liatina

Pri použití lineárneho rozmeru šírky opotrebenej plôšky *VB* ako miery opotrebenia vzniká závislosť $VB = f(\tau_s)$ podľa obr. 6.1. Exaktnejšie (ale aj zložitejšie) je sledovať objemové opotrebenie, teda objem produktov opotrebenia z nástroja. Jedna z možností je výpočet objemu opotrebenia pri použití známych lineárnych rozmerov opotrebenia podľa zjednodušenej schémy na obr. 6.11.



Obr. 6.11 Schéma k určeniu objemu produktov opotrebenia

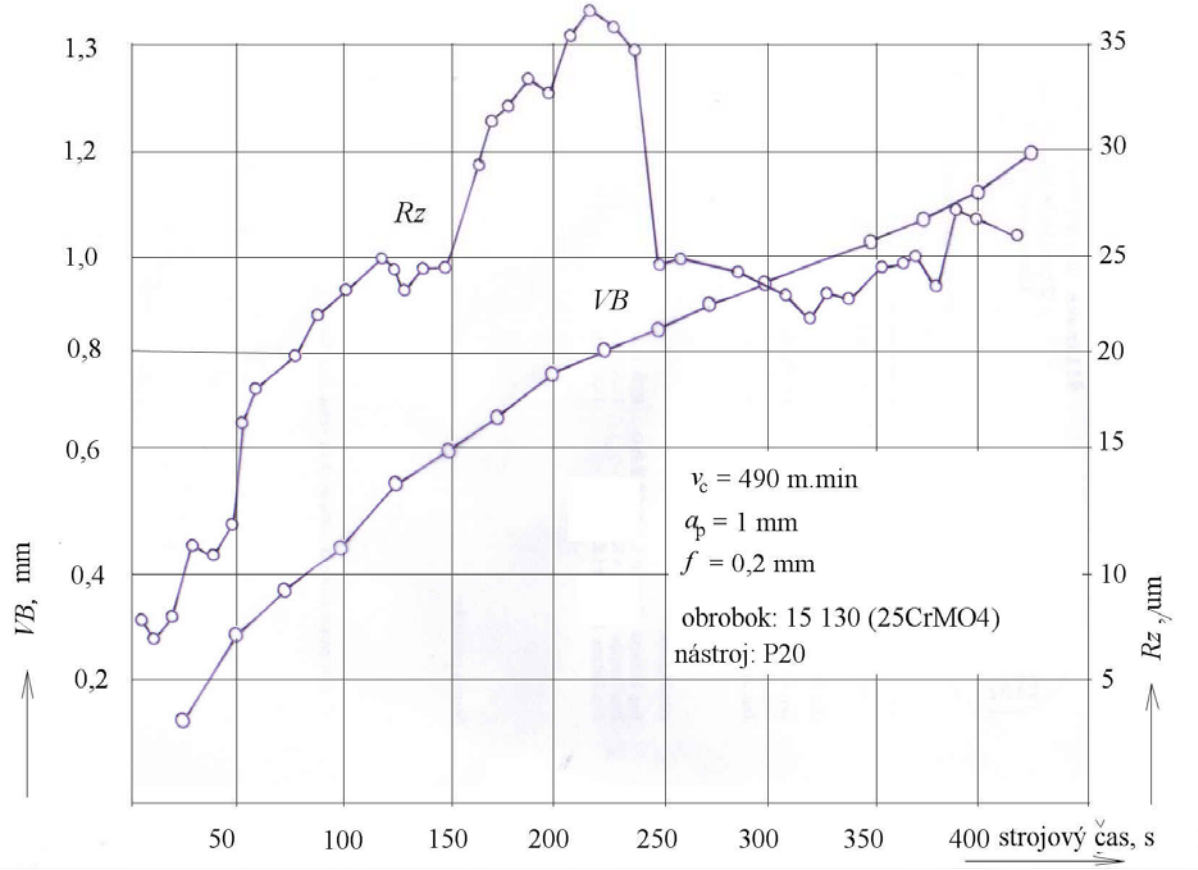
Objemové opotrebenie *WB* sa dá vypočítať z rovnice:

$$WB = \frac{1}{2}\left(VB^2.l.tg\alpha_n\right) + \frac{2}{3}\left(u.KB.KT\right) \qquad (6.2)$$

Iný spôsob zisťovania *WB* je cez určovanie hmotnosti produktov opotrebenia. Rezná platnička sa zváži na počiatku obrábania a po otupení. Pomer hmotností dáva hmotnosť produktov opotrebenia a odtiaľ možno určiť ich objem.

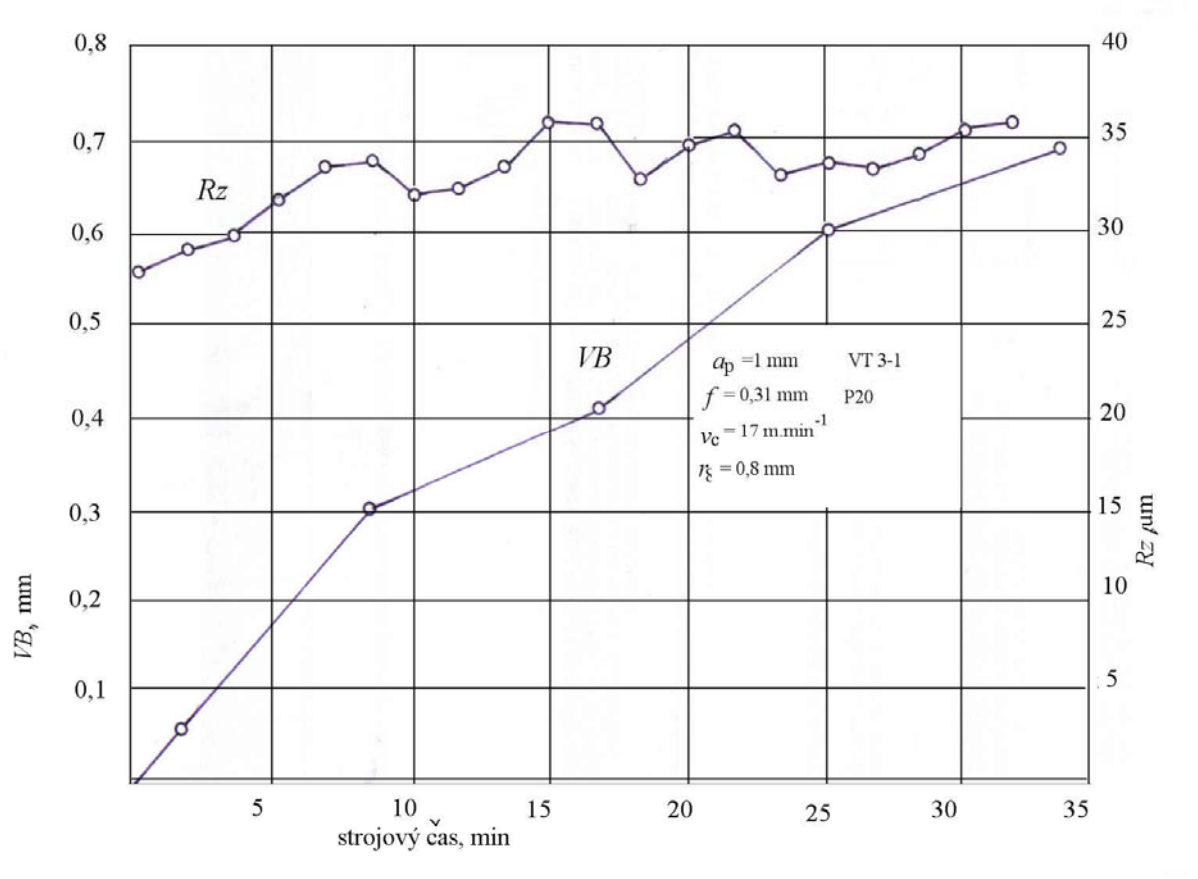
Presnou je metóda určovania objemu opotrebenia rádioaktívnymi izotopmi. Nástroj sa ožiari alfa lúčmi. Po určitom čase obrábania sa zmeria rádioaktivita triesok v ktorých sú častice opotrebenia nástroja.

Pretože opotrebením sa nemí profil nástroja, dá sa reálne predpokladať, že bude mať vplyv na mikrogeometriu obrobeného povrchu. Na obr. 6.12 je experimentálna závislosť opotrebenia nástroja na čase obrábania, so súčasným záznamom najväčšej výšky nerovností profilu *Rz*.



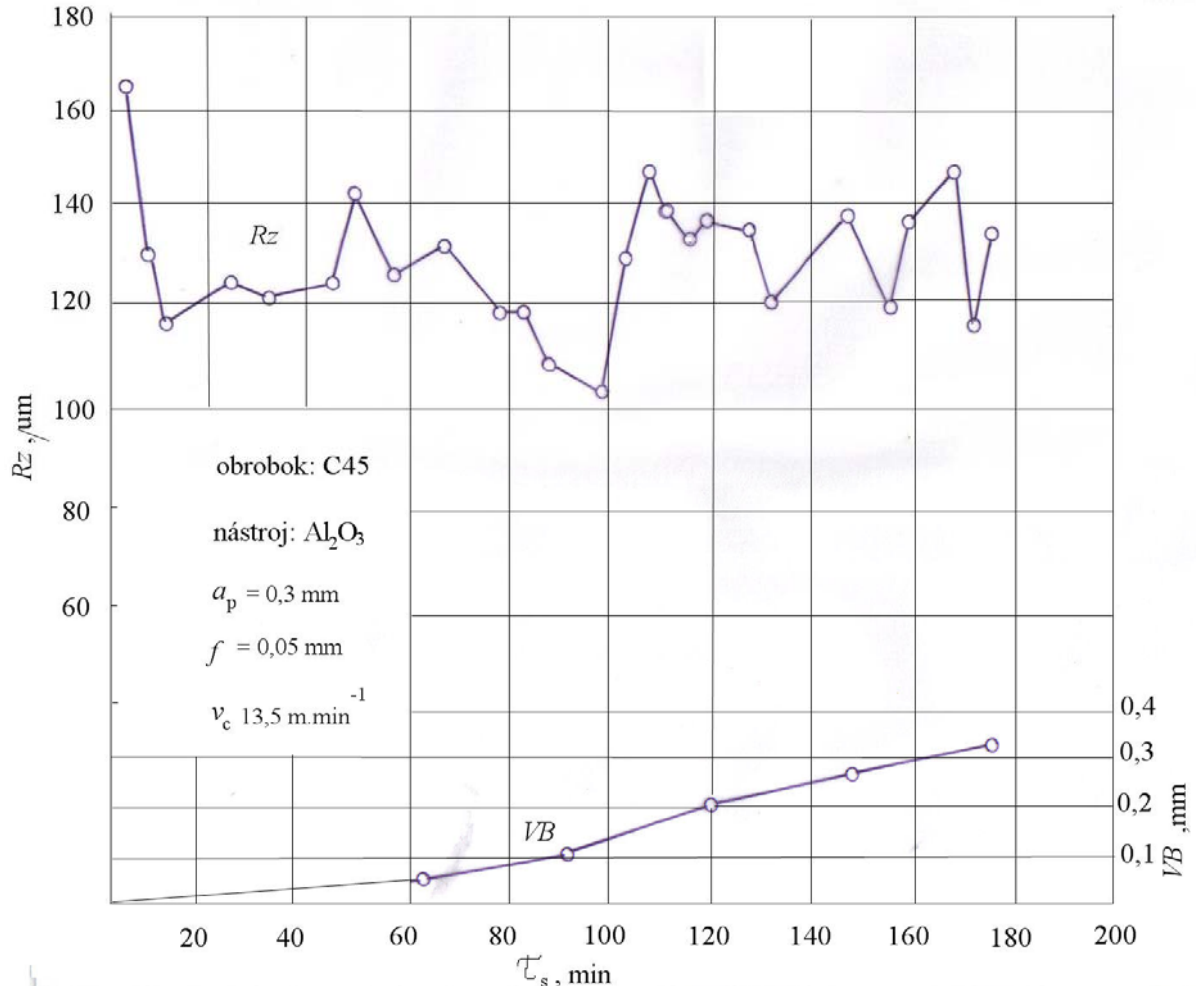
Obr. 6.12 Sumárna experimentálna závislosť VB a Rz na strojovom čase τ_s.

Ako vyplýva z diagramu, priebeh *Rz* nestúpa s opotrebením nástroja lineárne. V určitej oblasti opotrebenia sa kvalita povrchu dokonca zlepšuje. Súvisí to s mechanizmom opotrebenia, uvedeným nižšie. Priebeh krivky nerovnosti profilu však závisí na tvare opotrebenia nástroja. Na obr. 6.13 je podobný diagram, získaný pri obrábaní titánovej zliatiny. Vidno, že *Rz* stúpa rovnomerne. V tom prípade sa nástroj opotrebúva plastickou deformáciou (obr. 6.7).



Obr. 6.13 Experimentálny diagram zmeny VB a Rz s časom obrábania (τ_s), pri obrábaní titánovej zliatiny

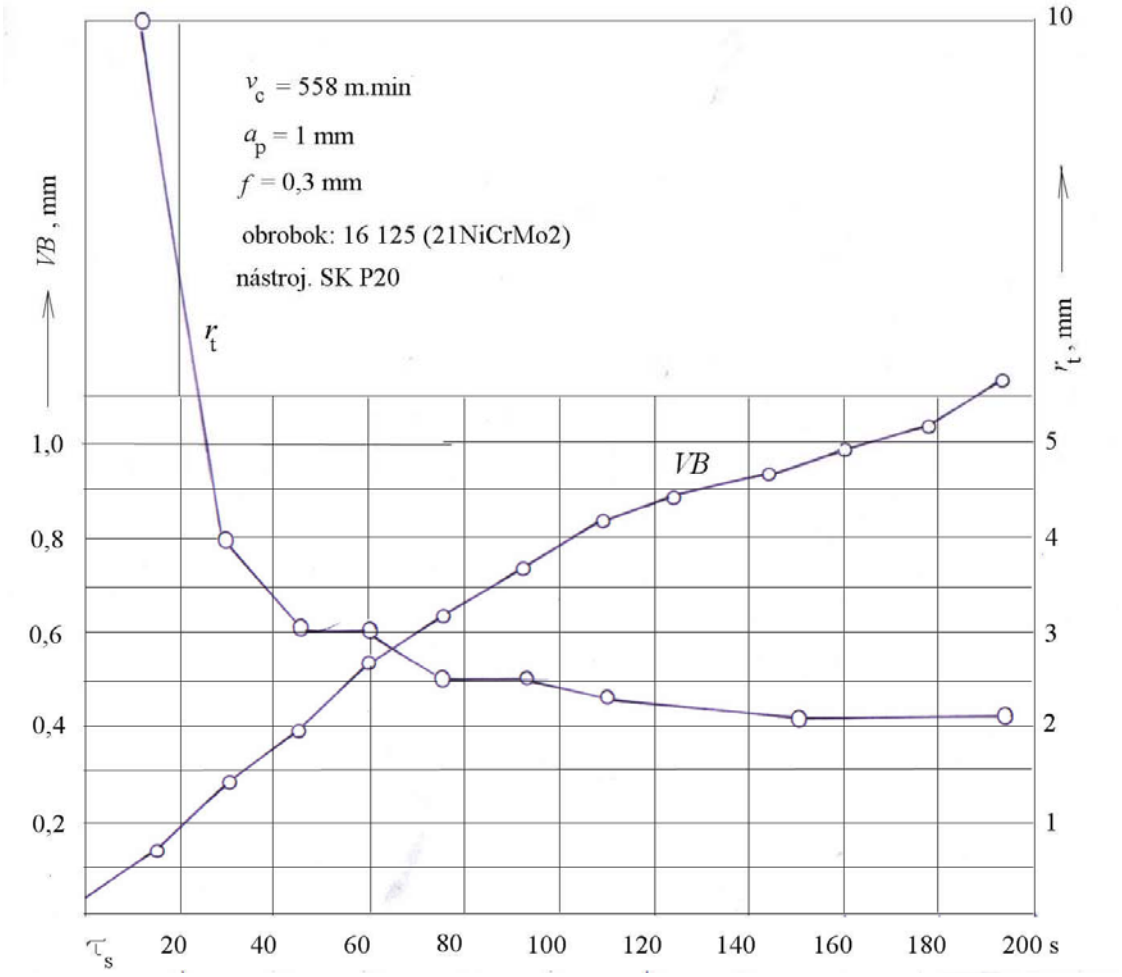
Na obr. 6.14 je experimentálny diagram závislosti opotrebenia na chrbte a *Rz* na strojovom čase pri sústružení keramickým nástrojom.



Obr. 6.14 Experimentálna závislosť opotrebenia keramického na chrbte a najväčšej výšky nerovností profilu na strojovom čase

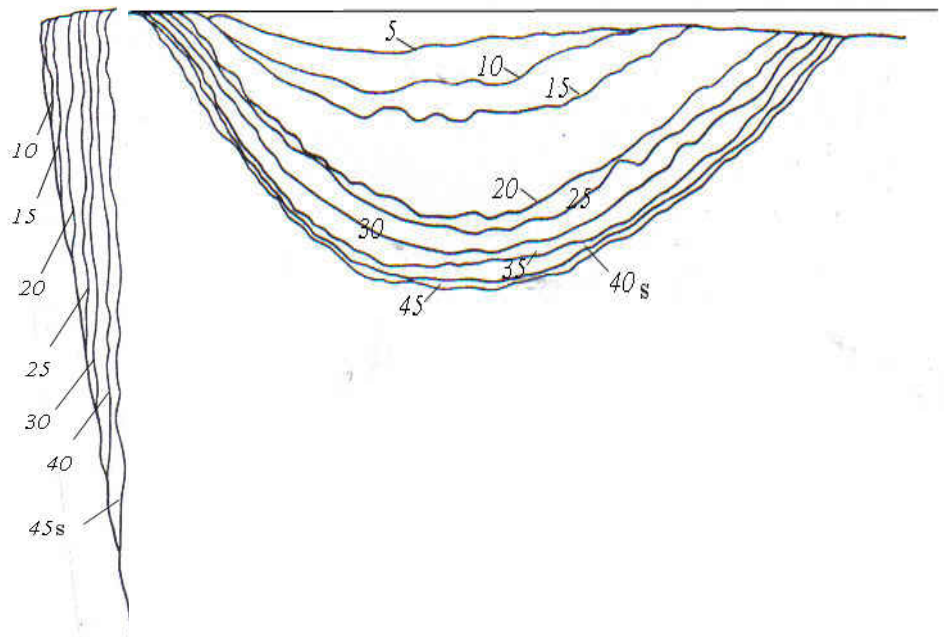
Diagram ukazuje, že *Rz* aj po dlhom čase obrábania je prakticky konštatné. Na keramickom nástroji sa teda nevytvárajú žliabky opotrebenia na hrote a vedľajšej reznej hrane.

Ďalším významným dôsledkom opotrebenia nástroja na čele je zmena tvaru triesky. Na obr. 6. 15 je diagram závislosti opotrebenia nástroja na čase a súčasne polomeru vznikajúcej triesky.



Obr. 6. 15 Sumárna experimentálna závislosť opotrebenia na chrbte a polomeru stáčania triesky pri sústružení ocele

V prvých minútach práce nástroja dochádza pri sústružení ocelí k výraznému stáčaniu triesky, ktoré trvá do otupenia nástroja. Dochádza k tomu len v prípade, že nástroj sa opotrebúva aj na čele. Na obr. 6. 16 je sledovaná zmena profilu rezného klina po rozličných časoch obrábania.



Obr. 6.16 Priebeh opotrebenia nástroja na čele a chrbte v závislosti na čase obrábania

Kritérium otupenia nemusí súvisieť so stratou schopnosti nástroja obrábať materiál. Jeho voľba závisí od hospodárnosti ďalšieho obrábania takýmto nástrojom. V mnohých prípadoch je potrebné nástroj vyradiť skôr, než dosiahne VB_k, pretože sa negatívne zmení niektorý výstupný parameter obrobku (kvalita povrchu, teplota rezania...), alebo práca s takýmto nástrojom nie je ďalej ekonomická.

Doba trvania práce nástroja do dosiahnutia hodnoty otupenia VB_k, teda trvanlivosť nástroja T sa môže určovať v minútach strojového času, počtom obrobených kusov, alebo ubehnutou dráhou nástroja.

Rezacia schopnosť nástroja sa obnovuje jeho preostrením, ak ide o vymeniteľnú platničku, jej pootočením, resp. výmenou. Po niekoľkonásobnom preostrení je potrebné nástroj vyradiť. Čas práce nástroja do jeho vyradenia je životnosť nástroja $\check{Z}$, min.

$$\check{Z} = \sum_{1}^{n} T = (n+1).T\,, \tag{6.2}$$

alebo

$$\check{Z} = \frac{\sum T}{60} = \frac{(n+1).T}{60}\,, \tag{6.3}$$

kde n je počet preostrení nástroja (prvýkrát použitý nástroj považujeme za preostrený, preto n+1,

T – stredná trvanlivosť nástroja medzi preostreniami , min (po opakovaných preostreniach trvanlivosť nástroja klesá).

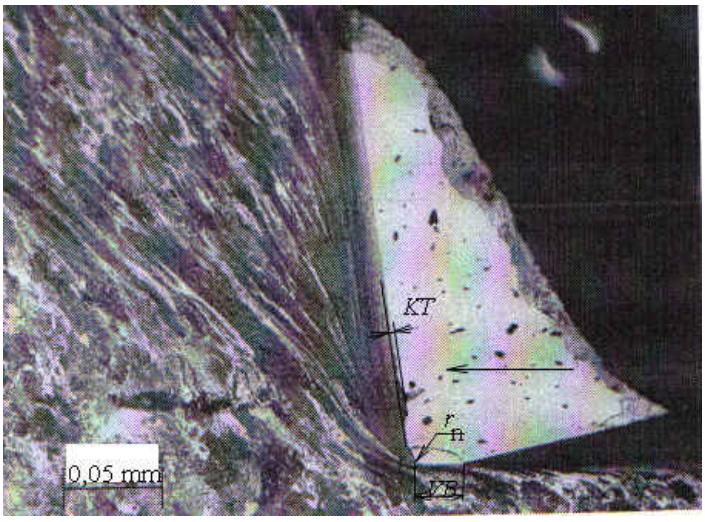
V praxi sa snažíme zvoliť kritérium otupenia tak, aby životnosť nástroja bola maximálna. Pri voľbe malej hodnoty VB_k treba nástroj viackrát preostrovať a tým stúpajú náklady na ostrenie. Naopak, pri veľkej hodnote VB_k sa pri preostrovaní musí odobrať väčšie množstvo materiálu a ostrenie bude nákladné.

Dôležité je sledovať ekonomiku preostrovania povlakovaných nástrojov. Nástroj s oteruvzdorným povlakom má vyššiu trvanlivosť, ale aj za cenu vyšších nákladov na jeho výrobu. Po opotrebení povlaku je potrebné nástroj odpovlakovať a znova preostriť a napovlakovať, čo je spojené s ďalšími nákladmi. Povlakovanie je efektívne najmä u zložitých RO nástrojov, ako odvaľovacie frézy, tvarové nástroje, závitníky.

Voľbu kritéria otupenia technologicky limituje aj dosahovaná drsnosť obrobeného povrchu, nárast rezných síl, vznik kmitania v sústave obrábania a pod.

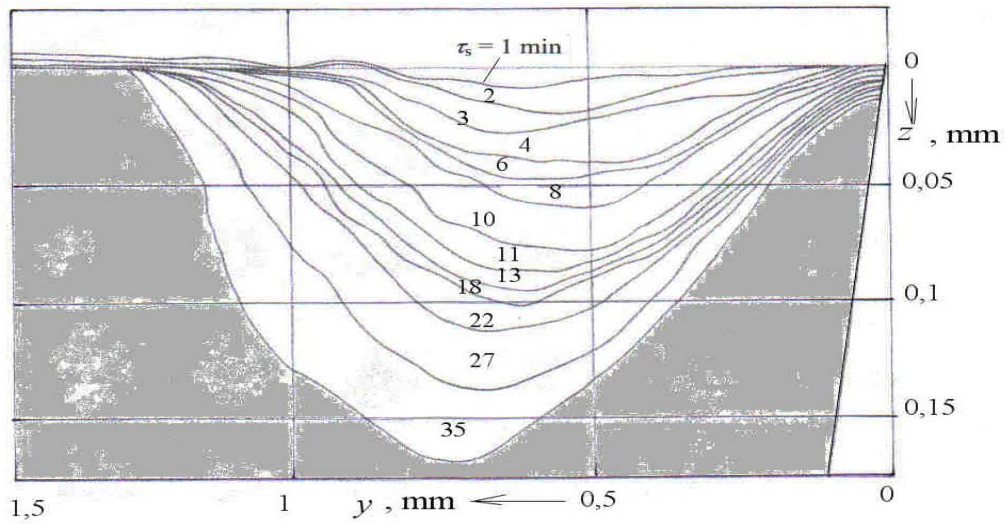
V súčasnosti sa vedú diskusie o škodlivosti opotrebenia, voľbe kritéria otupenia v súvislosti so stúpajúcim počtom výmien nástroja. Používanie vyšších rezných rýchlosti vedie k výraznému skráteniu trvanlivosti a tým častejšej výmene nástroja.

Sledovanie zmeny tvaru rezného klina v priebehu opotrebenia vedie k modifikovaniu pôvodných úvah o mechanizme tvorby triesky a obrobeného povrchu, uvedených vyššie. Treba brať do úvahy skutočnosť, že nástroj pracuje do otupenia napr. 60 min. Za ostrý, teda keď čelo a chrbát majú lineárny profil ho možno považovať len v prvých minútach práce. Jeho tvar sa výrazne modifikuje. Všetky doterajšie schémy tvorenia triesky však boli postavené na predstave „ideálneho“ tvaru rezného klina, čo neodpovedá skutočnosti. Rezný klin nástroja je väčšinu času obrábania opotrebený a má tvar podľa niektorej schémy na obr. obr. 6.7. Za „ostrý“ ho možno považovať snáď v prvej minúte času obrábania. Okrem toho sa rovné čelo používa u nástrojov zriedka, napr. pri obrábaní liatiny a iných krehkých materiálov, kde vzniká elementárna - drobivá trieska. Na obr. 6.17 je fotografia tvorenia triesky, získaná v krátkom časovom úseku obrábania. Pôvodný uhol čela bol -6^0. Vidno zachovanú fázku na čele, ktorá je výsledkom „ochrannej funkcie“ nárastku, resp. plastickej deformačnej zóny. Len na tejto časti rezného klina sa zachováva pôvodný uhol čela. V mieste vznikajúceho žliabku je uhol čela kladný (v tom prípade $+7^0$). Vidno odtlačok zaoblenej reznej hrany s polomerom r_n. Na chrbte nástroja začína vznikať oterová plôška šírky VB.



Obr. 6.17 Pohľad na proces tvorenia triesky po krátkom čase obrábania (0,5 min)

Opotrebenie na chrbte a čele nástroja odlišne vplýva na rezný proces. Oterová plôška na chrbte má jednoznačne negatívny vplyv na nárast rezných síl, teploty rezania, vznik kmitov v sústave obrábania. Vznik žliabku opotrebenia na čele však môže mať pozitívny účinok. Zväčšuje sa skutočný uhol čela, čím klesá rezná sila, lepšie sa tvaruje trieska. Pokúsme sa analyzovať tvarovanie triesky vplyvom opotrebenia na čele. Na obr. 6.18 je iný prípad profilu žliabku, nameraného v rozličných fázach obrábania. Vidno, že dochádza postupne k prehlbovaniu žliabku a posúvaniu jeho stredu vo smere odchodu triesky. Za reznou hranou zostáva zachovaná plôška, jej veľkosť a sklon sa s opotrebením mení. Z identifikácie tvaru žliabku možno spätne dedukovať priebeh normálnych napätí na čele. Dá sa reálne predpokladať, že väčší úber žliabku nastáva v mieste vyššieho tlakového napätia. Výsledok merania skutočných uhlov čela je v tab. 6.3



Obr. 6.18 Postupné profily žliabku opotrebenia pri sústružení za podmienok: v_c = 100 m.min^{-1}; f = 0,31 mm; a_p = 1 mm; $\gamma_o = 0^0$; $\kappa_r = 90^0$; $\lambda_s = 0^0$; obrobok: oceľ 14 109.3 (100CrMn6), nástroj: P20

Nárast uhla čela v dôsledku vytvárania žliabku na čele *Tab. 6.3*

τ_s, min	1	2	4	6	10	18	22	27	35
γ_n, ^{0}	1,5	3	4	6	12,5	15	16	20	25

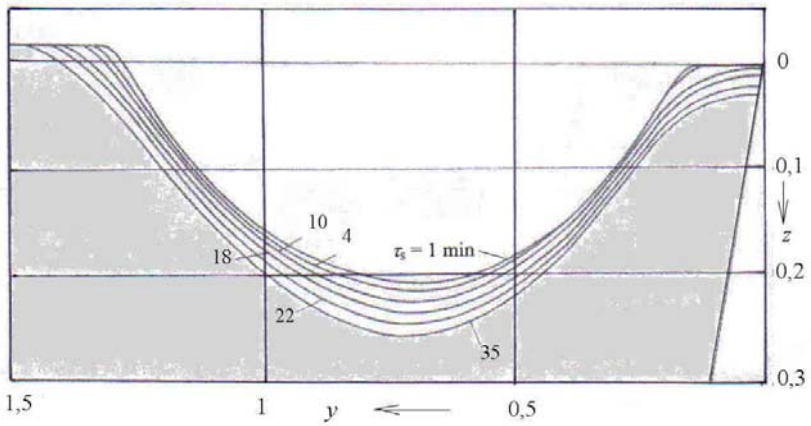
Vidno, že skutočný uhol čela sa mení a nadobúda veľké hodnoty. Táto skutočnosť vplýva na proces tvorenia triesky, rezné sily a deformačné javy v oblasti tvorby triesky a obrobeného povrchu. Súčasne dochádza k intenzívnejšiemu stáčaniu a v poslednej fáze k lámaniu triesky. V tab. 6.4 sú tvary triesok, získané v priebehu opotrebenia. Postupne sa zmenšuje polomer triesky , r_t , čo svedčí o vytváraní „prirodzeného tvarovača triesky“ na čele. V tab. 6.3 sú triesky, zachytené v jednotlivých fázach opotrebenia nástroja.

Tvar a parametre triesok vznikajúcich v priebehu opotrebenia noža na čele *Tab. 6.4*

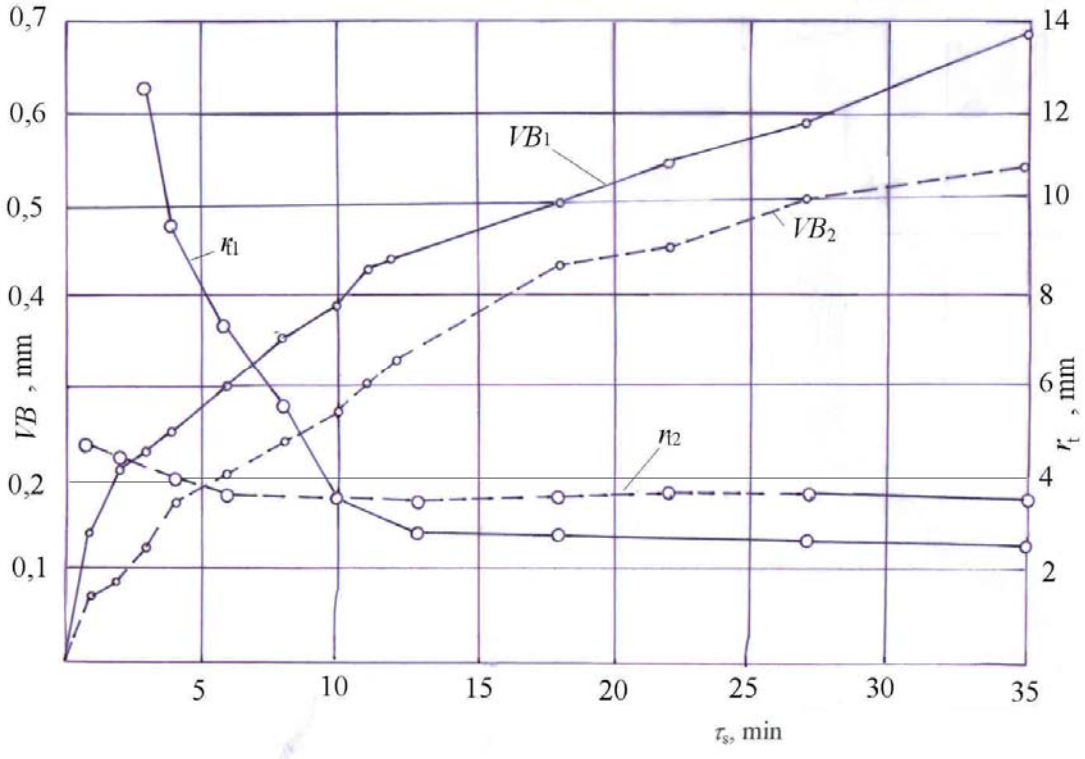
τ, min	3	4	6	8	10	13	18	27	35
r_t	12,5	9,5	7,5	5,5	3,7	3	2,8	2,4	2,3
w	95	80	63	52	30	18	14	10	6
tvar triesky									

Po preložení krivky cez finálny tvar žliabku bol vytvarovaný brúsny kotúč a naostrený identický tvar žliabku no noža. S nástrojom boli vykonané identické skúšky obrábania a súčasne merané zmeny žliabku na čele. Odpovedajúci záznam tvaru žliabku je na obr. 6.19.

Obr. 6.19 Zmena tvaru žliabku na čele pri obrábaní upraveným nástrojom.



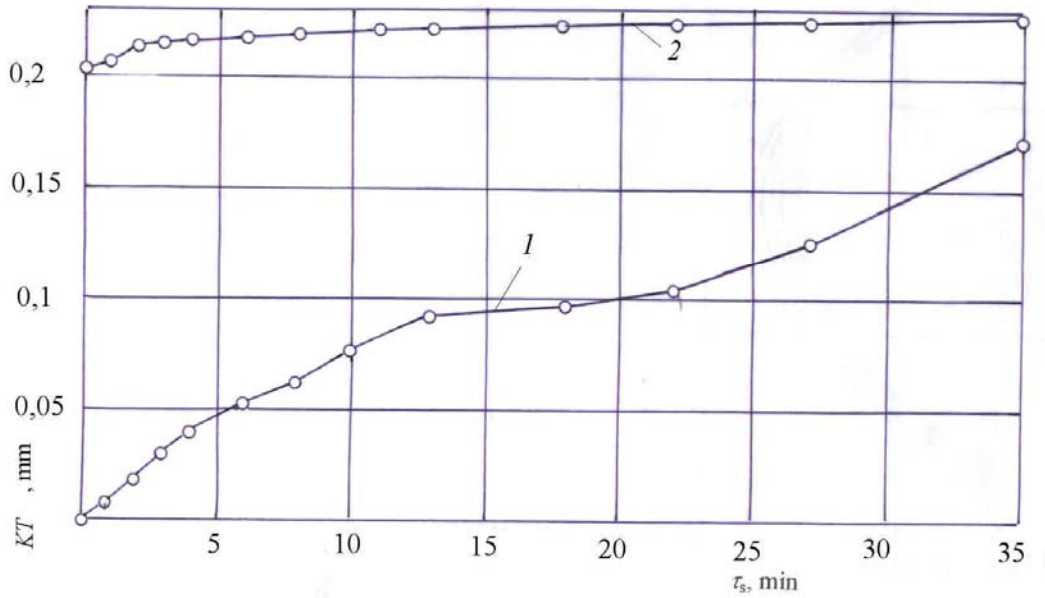
Z priebehu zväčšovaniu žliabku vyplýva, že dochádza k postupnému a rovnomernému opotrebeniu žliabku. Zrejme je tlak triesky na dno drážky rovnomerne rozdelený. Z tejto pozície je potrebné prehodnotiť úvahy o priebehu napätí na čele noža. Zrejme profil žliabku kopíruje(zrkadlovo) pôvodný priebeh napätia na rovnom čele. Intenzita opotrebenia takto vytvoreného žliabku je veľmi malá. Tvar odchádzajúcej triesky sa nemenil v celom priebehu obrábania. Na diagrame obr. 6.20 je priebeh opotrebenia oboch nástrojov a polomeru stáčania triesky.



Obr. 6.20 Priebeh opotrebenia na chrbte a polomeru triesky v priebehu opotrebenia.____ nôž s rovným čelom, - - - - nôž so žliabkom.VB_1 –šírka opotrebenej plôšky na chrbte neupraveného a VB_2 – upraveného noža. r_{t1} je polomer triesky neupraveného a r_{t2} upraveného noža

Vidno, že menšia intenzita opotrebenia sa prenáša aj na chrbtovú plochu nástroja. Zrejme vytváranie žliabku a nárast uhla čela „odľahčuje“ napätie na chrbte nástroja.

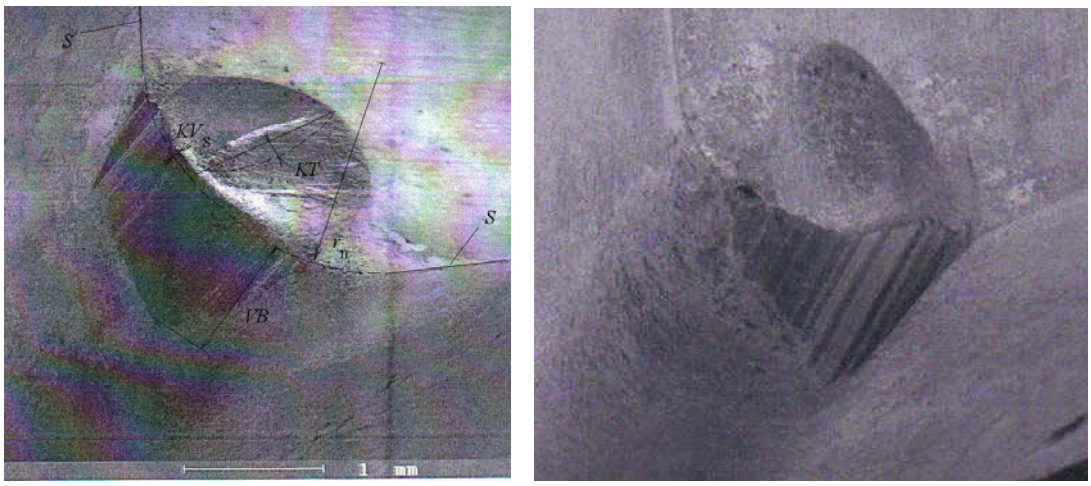
Na obr. 6.21 je priebeh postupného zväčšovania hĺbky žliabku na čele. Opotrebenie na čele u upraveného nástroja je minimálne.



Obr. 6.21 Priebeh zväčšovaniu žliabku na čele noža. 1 – nôž s rovným čelom, 2 – nôž so žliabkom na čele

Je zrejmé, že žliabok bude spoľahlivo tvarovať triesku len pri posuvoch a hĺbkach rezu, pri ktorých bol vytvorený.

Typické tvary „prirodzených tvarovačov triesky“, na čele pri vysokom stupni opotrebenia nástroja sú na obr. 6.22.



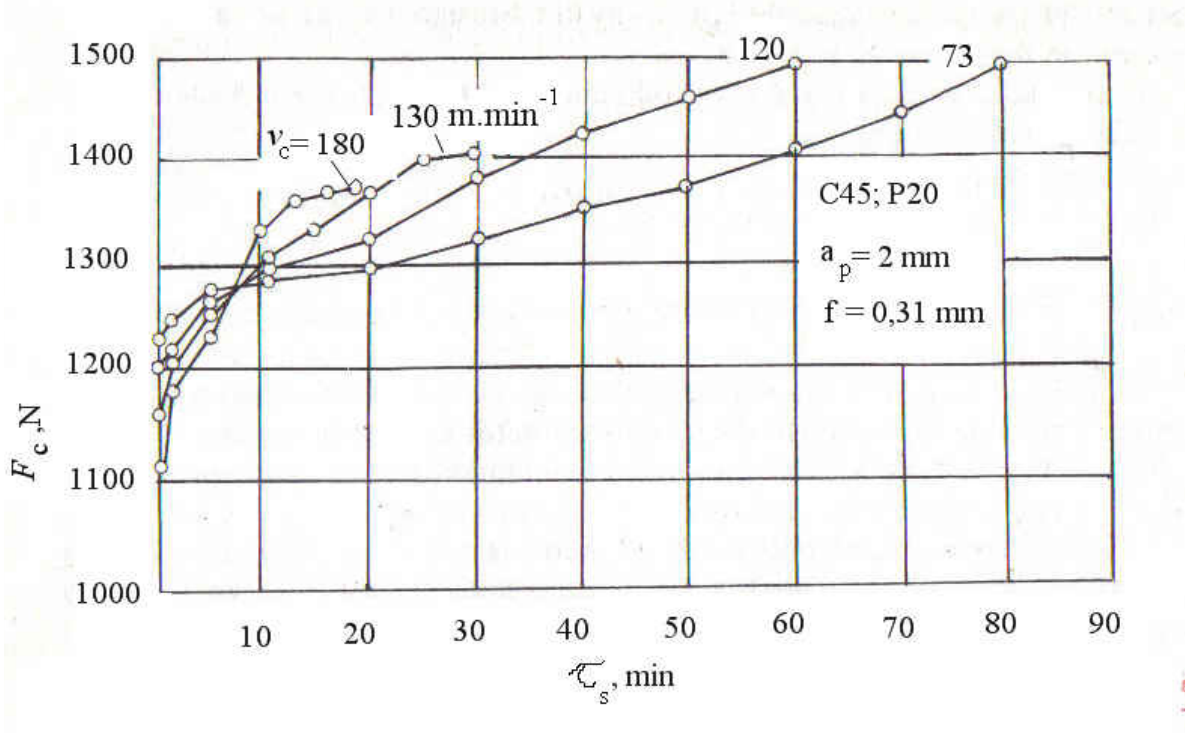
a *b*

Obr. 6.22 Fotografia opotrebených hrotov nástroja po pokročilom opotrebení na čele a chrbte. a - nástrojový uhol nastavenia hlavnej reznej hrany $\kappa_r = 60^0$, b = 90^0

V oboch prípadoch sa žliabok orientuje vo smere odchodu triesky, ktorý je odlišný a závisí na veľkosti uhla nastavenia hlavnej reznej hrany κ_r. Je viditeľné posunutie reznej hrany KV_S po čele, vznik fázky na čele pred žliabkom, hrebienky opotrebenia reznej hrany.

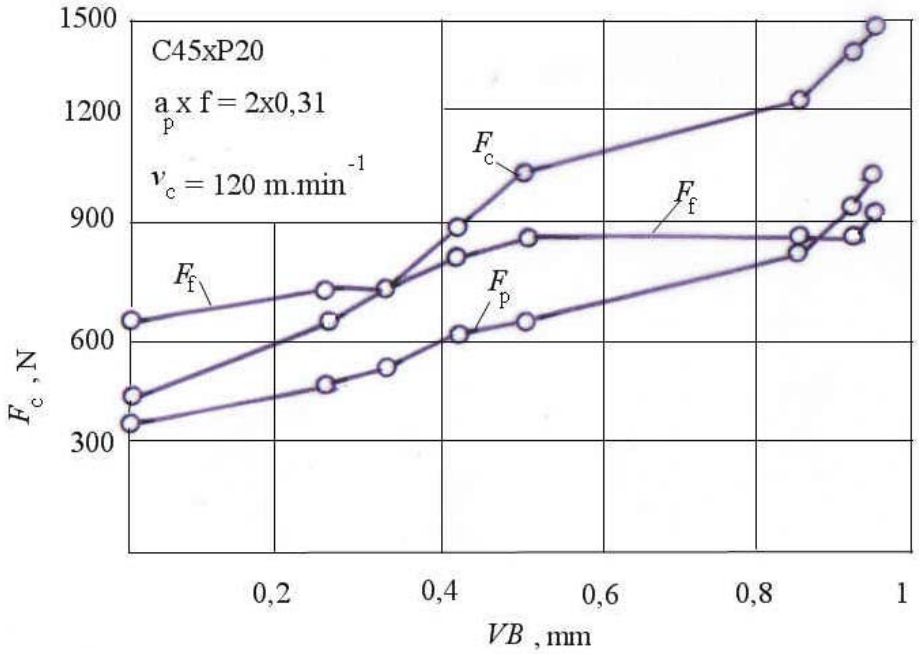
Je zaujímavé sledovať závislosť priebehu rezných síl v závislosti na opotrebení nástroja. Dá sa reálne predpokladať, že opotrebením na chrbte budú jednotlivé zložky reznej sily narastať. Naopak, ak by sa nástroj opotreboval len na čele, ako bolo uvedené vyššie, narastal by uhol čela a najmä sila F_c by mala klesať.

Na obr. 6.23 je experimentálne zistený priebeh sily F_z na strojovom čase τ_s. Ide o prípad súčasného opotrebenia na čele aj chrbte. Vidno, že F_z sa zväčšuje. Do času obrábania cca 9 min. prevyšuje sila, odpovedajúca malej reznej rýchlosti. Po prekročení tohto času je závislosť opačná. Na objasnenie tejto skutočnosti nestačí uvedená závislosť.



Obr. 6.23 Experimentálna závislosť reznej sily F_z na čase obrábania

Je zrejmé, že veľkosť opotrebenia nie je priamo úmerná času obrábania. Preto bol diagram pretransformovaný na závislosť F_c = f(VB). Je na obr. 6.24. Experiment bol vykonaný až do otupenia nástroja.



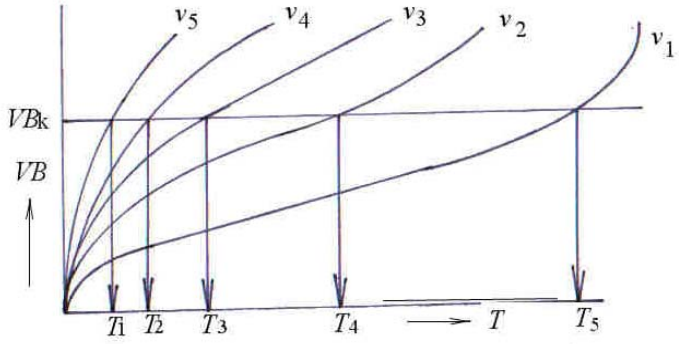
Obr. 6.24 Experimentálna závislosť $F_z = f(VB)$

Vidno, že charakter priebehu sily F_c je podobný charakteristickej krivke opotrebenia nástroja. Preto sa možno domnievať, že veľkosť tejto sily úzko súvisí s opotrebením na chrbte. Do opotrebenia cca 0,3 mm je sila F_c menšia ako F_f. Potom je to naopak. Na základe vyššie vykonaných experimentov (obr. 6.18) sa možno domievať, že je to okamžik vytvorenia výraznejšieho žliabku na čele nástroja .

Pri dosiahnutí otupenia (v danom prípade VB_k = 0,9 mm) všetky tri sily výrazne stúpajú. To dáva možnosť nepriameho sledovania okamžiku otupenia meraním reznej sily.

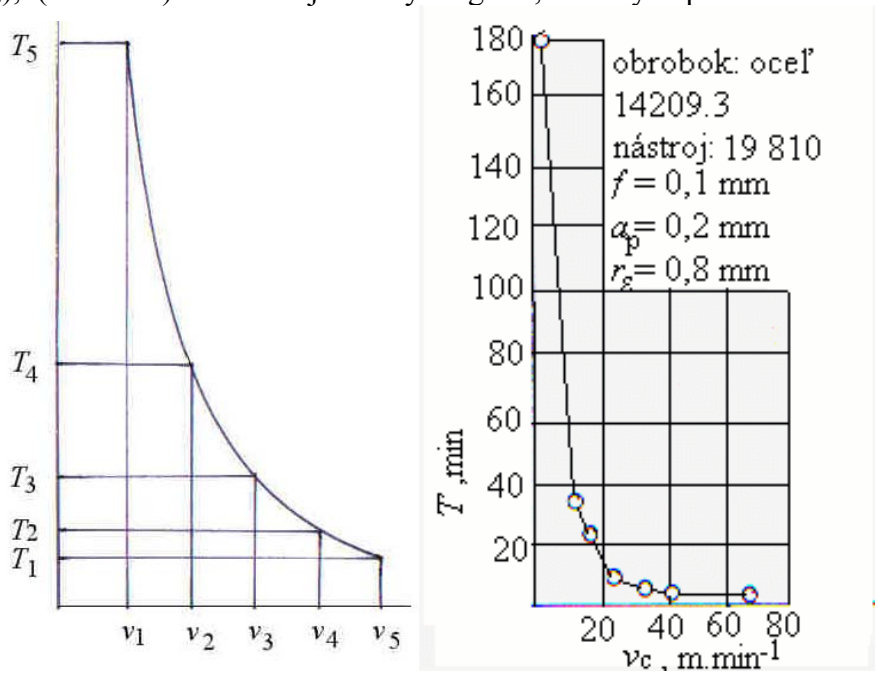
6.2 Trvanlivosť nástrojov a jej identifikácia

R. 1906 po objave rýchloreznej ocele Taylor [49]zostrojil grafické závislosti $VB = f(\tau_s)$ pri rozličných rezných rýchlostiach (obr. 6.25). Zvolil kritérium otupenia, rovnaké pre všetky krivky VB_k.



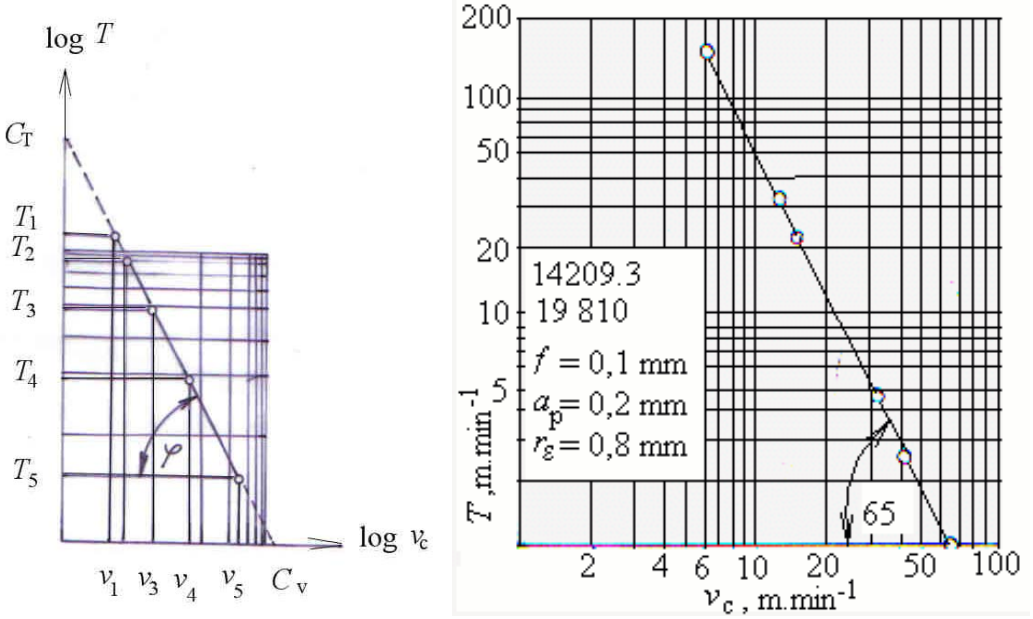
Obr. 6.25 Krivky opotrebenia nástroja pri rozličných rezných rýchlostiach $v_5 \rangle v_4 \rangle ... \rangle v_1$

Pri tomto kritériu sa odčítajú hodnoty trvanlivostí VB_1 – VB_5 a zostrojí sa graf závislosti $T = f(v_c)$, (obr. 6.26). na obr. *b* je reálny diagram, získaný experimentálne.



6.26 Teoretická (a) a experimentálna(b) závislosť trvanlivosti nástroja na reznej rýchlosti

Pretože krivku je obťažné opísať matematicky, pri jej transformácii do dvojitej logaritmickej siete dostaneme priamku (obr. 6.27).



Obr. 6. 27 Teoretická a reálna závislosť $T = f(v_c)$ v dvojitej logaritmickej sústave

Rovnica priamky v dvojitej logaritmickej sústave bude mať tvar:

$$\log T = \log C_T - m.\log v_c, \tag{6.4}$$

kde m = arctgφ je smernica priamky. Pre nástrojové ocele m = 8-10, pre nástroje z rýchloreznej ocele: 5-8, pre spekaný karbid: 3-5 a keramika má m = 1,5-2,5.

Po odlogaritmovaní rovnice dostávame známy Taylorov vzťah:

$$T = \frac{C_T}{v_c^{\ m}}. \tag{6.5}$$

Pretože priamka je definovaná len v rozsahu nameraných hodnôt, ku rovnici musíme napísať definičný obor: $\in \langle v_1; v_5 \rangle$. Pri aproximácii (čiarkovaná čiara) by sme sa dopustili rádovej chyby (ide o logaritmickú súradnicovú sústavu).

Po vytvorení podobných závislosti T = f(f) a T = f(a_p) a ich aproximácií do globálneho vzťahu, vznikne rovnica:

$$T = \frac{C_T}{v_c^m . a_p^{\ x_T} . f^{y_T}}, \tag{6.6}$$

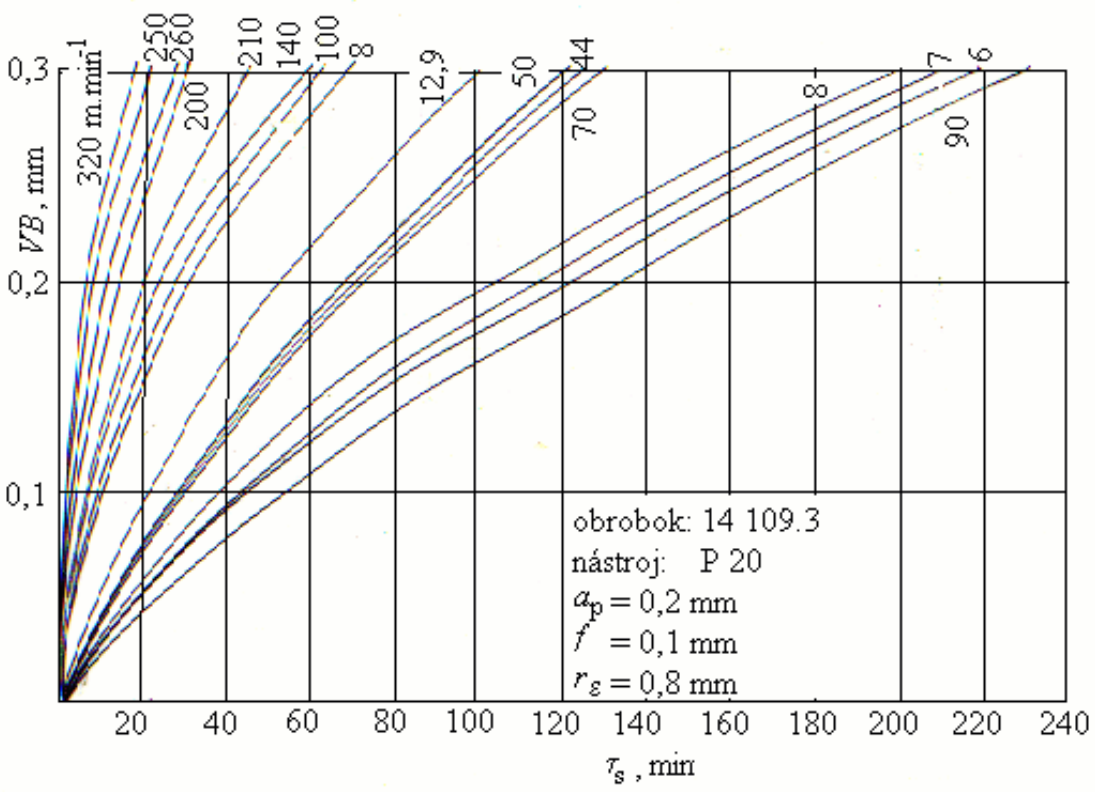
ktorú nazývame „zákon konštantnej trvanlivosti“, alebo „základný zákon rezania“, ktorý hovorí, že najväčší vplyv na trvanlivosť nástroja má rezná rýchlosť, menší posuv a najmenší hĺbka rezu. Vychádza to z hodnôt exponentov (smerníc samostatných závislostí T = f (a_p, f, v_c), ktoré sú:

$$x_T \approx 0{,}3$$
$$y_T \approx 1$$
$$m \approx 1{,}5 - 8$$

C_T je teoretická hodnota hodnota T pri v_c = 1 m.min^{-1}

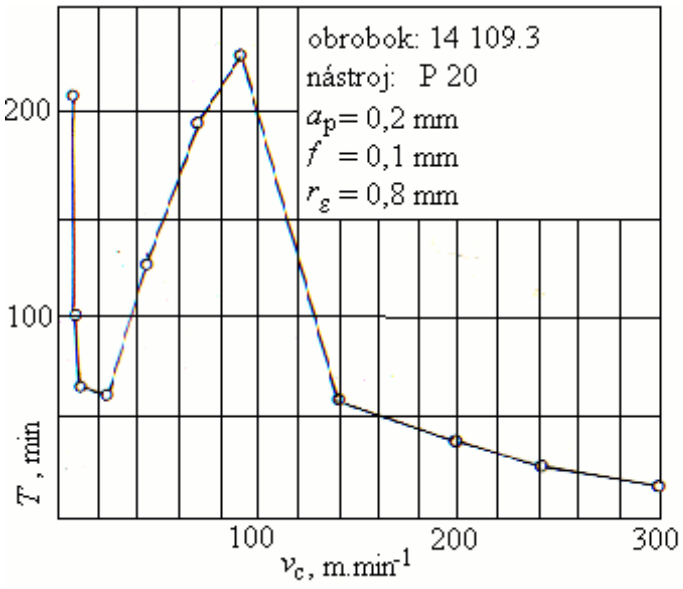
Uvedený postup a závislosť platí pre nástroje z rýchloreznej ocele.

Pri obrábaní nástrojmi zo spekaného karbidu má T-v_c závislosť zložitejší priebeh. Na obr. 6.28 je experimentálne získaná sústava závislosti VB = f(τ_s). pri zvolenom kritériu otupenia VB_k = 0,3 mm boli odčítané hodnoty pomerných trvanlivostí a zostrojený graf na obr. 6.29. Použité podmienky odpovedajú dokončovaciemu sústruženiu.



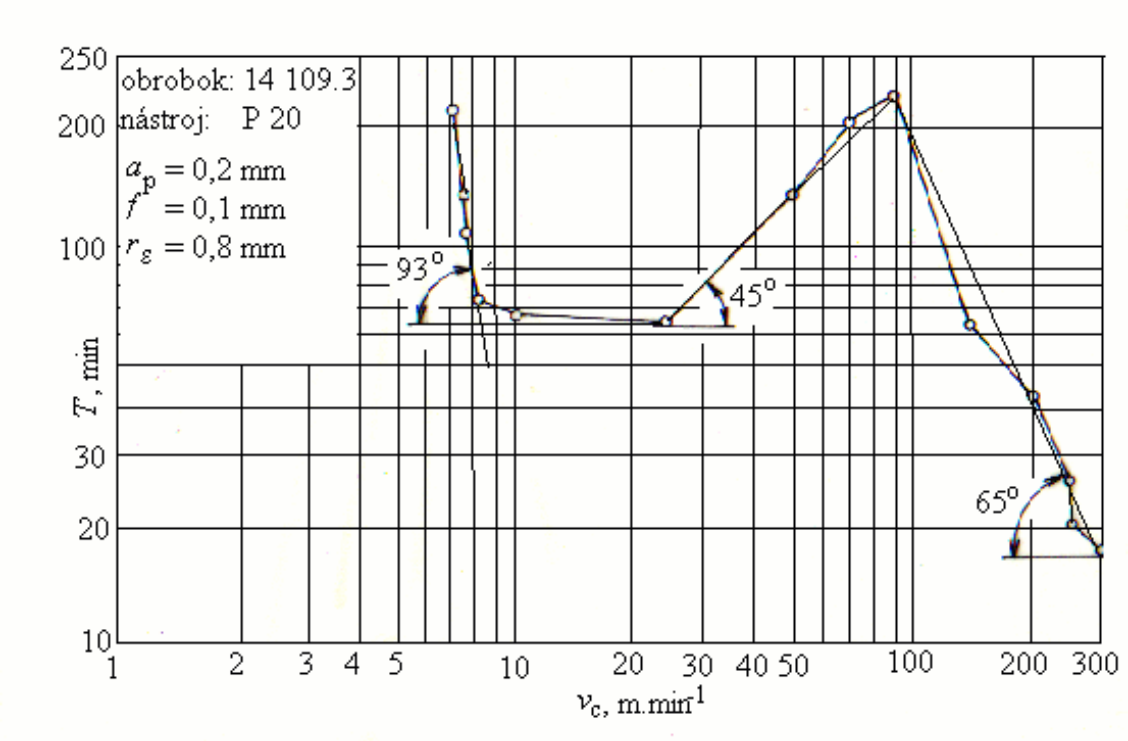
Obr. 6. 28 Experimentálne závislosti VB = f(τs), získané vo veľkom rozsahu reznych rýchlostí

Obr. 6.29 Experimentálna závislosť trvanlivosti nástroja na reznej rýchlosti pri sústružení nástrojom zo spekaného karbidu v lineárnej súradnicovej sústave.



Vidno, že priebeh krivky odpovedá priebehu závislosti intenzity opotrebenia na reznej rýchlosti. Vysoká intenzita opotrebenia znamená malú trvanlivosť nástroja. Ak

transformujeme závislosť do dvojitej logaritmickej sústavy (obr. 6.30) dostaneme graf, ktorý možno interpolovať úsečkami. Pretože v praxi sa používajú prevažne rezné rýchlosti nad 80 m.min^{-1}, možno na opis klesajúcej vetvy krivky aplikovať vzťah $T = \frac{C_T}{v_c^m}$. Treba si však uvedomiť, že existujú prípady, keď využívame celý rozsah rezných rýchlostí (upichovanie, vŕtanie, sústruženie združenými nástrojmi,..), kde sa trvanlivosť nástrojov výrazne mení.



Obr. 6 30 Závislosť z obr. 6. 27 v dvojitej logaritmickej súradnej sústave

Matematický model takejto závislosti je nelineárny [54]:

$$T = C.\exp(-v).((v^4)+(v^{-1})) \qquad (6.7)$$

kde $v_c = (\ln v_c); v \in (0,\infty); v_c \in (1,\infty); C = C(a_p, f, r_\varepsilon); C = 50$.

Nelineárna funkcia T= f(v_c) závisí od nelineárnych parametrov. Z uskutočnených n experimentálnych závislostí trvanlivosti nástroja $T_1, T_2, ...T_n$ na reznej rýchlosti je možné štatisticky analyzovať závislosť:

$$T_t = T(v_c.\theta)+\varepsilon_t, \qquad (6.8)$$

kde $\theta = (\theta_1,...\theta_p)^t$; $\theta \in R^p$ je vektor navrhnutých parametrov.

Rezná rýchlosť v_c je vyjadrená jednostĺpcovým vektorom;

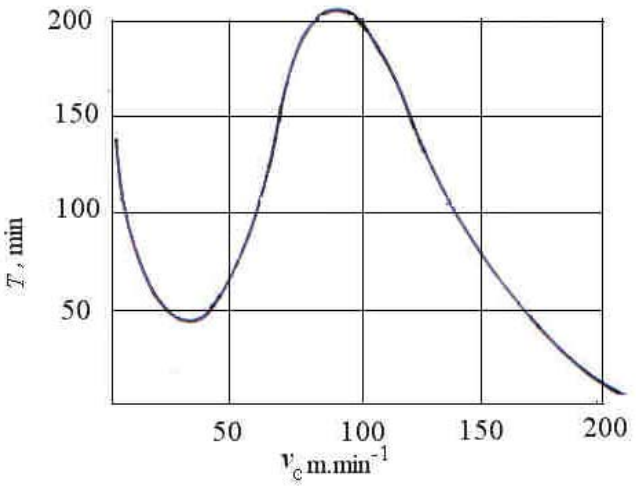
ε_1 je požadovaná presnosť: $\varepsilon_t = N(0,\sigma^2)$.

t = 1,...n, parciálne derivácie $\frac{\partial^2\theta}{\partial\theta_i.\partial\theta_j}$. t = 1,...n sú spojité funkcie.

Pôvodný vzťah vyjadríme v tvare:

$$T = \frac{\ln v_c^4 + \frac{1}{\ln v_c}}{e^{\ln v_c}}.. \qquad (6.9)$$

Jeho grafické vyjadrenie je na obr. 6.31.



Obr. 6.31 Diagram $T = f(v_c)$ z analytického vyjadrenia (podmienky ako na obr. 6.20)

Vidno, že pri minimálnych hodnotách reznej rýchlosti dochádza k zvýšeniu trvanlivosti v dôsledku malej plochy styku triesky s čelom nástroja. Obrábaný materiál je pevný, ale krehký. Tvorí sa článkovitá triesky, ktorá nemá adhéziu s rezným materiálom. pri vyššej reznej rýchlosti trvanlivosť klesá (lokálne minimum má asi pri $v_c \approx 20\,\text{m.min}^{-1}$. Ďalšie zvyšovanie reznej rýchlosti vedie k vzniku nárastku a prejavuje sa jeho ochranný účinok na rezný klin. Trvanlivosť prudko stúpa a dosahuje maximum asi pri v_c = 90 m.min^{-1}. Potom kontinuálne klesá a pri rezných rýchlostiach nad 200 m.min^{-1} dosahuje hodnotu niekoľko min.

Optimálnu reznú rýchlosť možno stanoviť deriváciou rovnice (6.9) podľa v_c resp. jej úpravy 6.9a a postavením derivácie rovnej -1, teda zostrojením dotyčnice ku krivke pod uhlom – 45^0.

$$T = \frac{50}{e^{\ln v_c}}\left((\ln v_c)^4 + (\ln v_c)^{-1}\right) \qquad (6.9a)$$

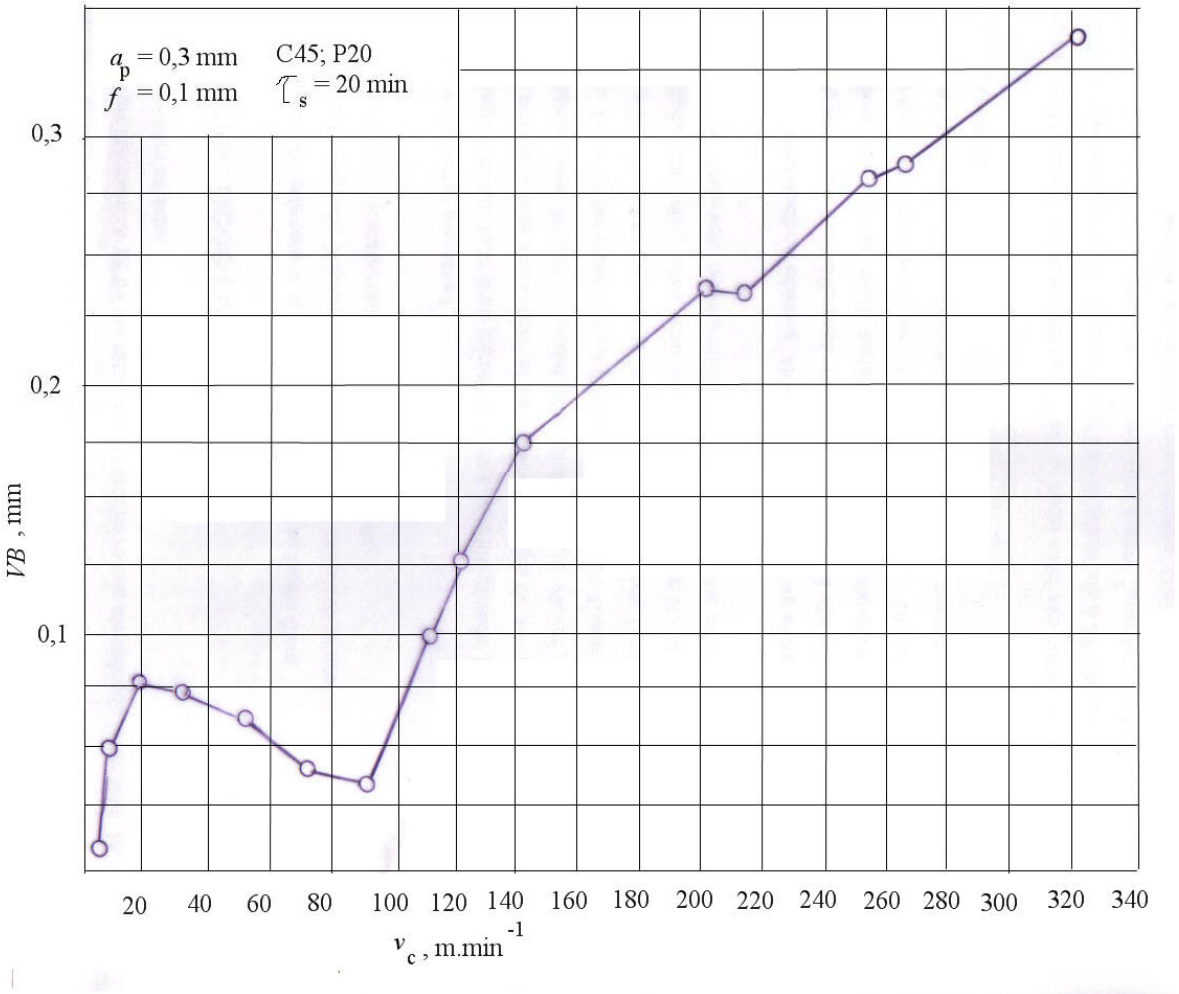
$$\frac{dT}{dv_c} = -1$$

dostaneme dve riešenia. Prvé odpovedá maximálnej, druhé minimálnej (nezaujímavej) trvanlivosti. Po úprave riešime rovnicu

$$50.\ln(v_c) + 50.v_c.\ln(v_c) - 200.\ln(v_c) + 50 + v_c.\ln(v_c) = 0 \qquad (6.10)$$

Rovnica má dve riešenia: $v_{c\,opt} = 100$ m.min^{-1} a $v_{c\,min} = 22$ m.min^{-1}
Fyzikálne zdôvodnenie priebehu možno ilustrovať diagramom na obr. 6,5.

Na obr. 6.32 je experimentálny priebeh takejto závislosti, získanej po rovnakom strojovom čase (20 min), (Opakovaný experiment z obr. 6.6).

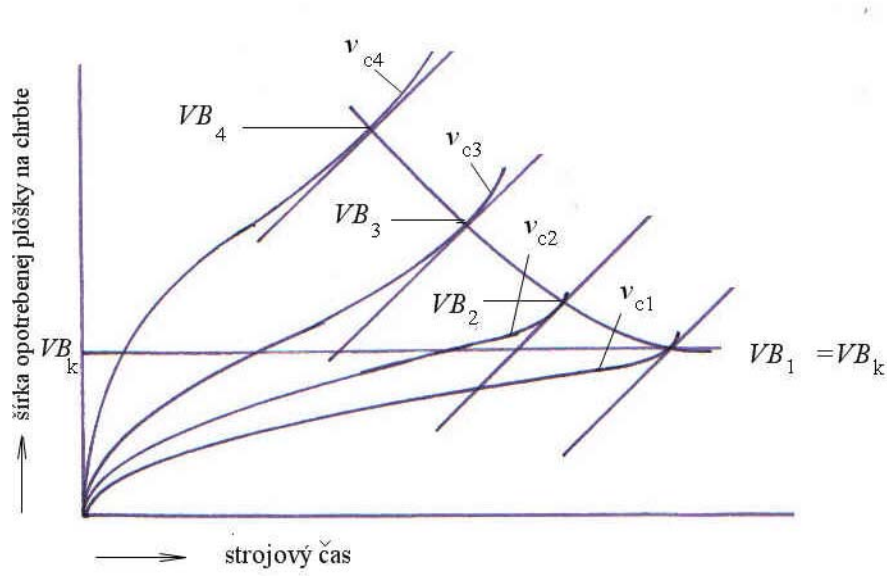


Obr. 6.32 Experimentálne krtivky závislosti opotrebenia na chrbte na reznej rýchlosti

Ako vidno, táto závislosť je vlastne inverznou funkciou $T - v_c$ závislosti. Rovnako, ako $T - v_c$ závislosť umožňuje zistiťoptimálnu reznú rýchlosť, ktorá dáva najmenšiu intenzitu opotrebenia nástroja. Ak porovnáme závislosť z obr. 6.31 je jednoznačná optimálna rezná rýchlosť okolo 90 m.min^{-1}. Pri cca v_c = 20 m.min je vyššia intenzita opotrebenia a výrazne stúpa pri vysokých rezných rýchlostiach.

Treba povedať, že prístup k zostrojeniu závislosti $T = f(v_c)$ podľa obr. 6.30 vychádza zo „zvoleného“ kritéria otupenia. Nástroje, ktoré pracujú pri vyšších rezných rýchlostiach sú

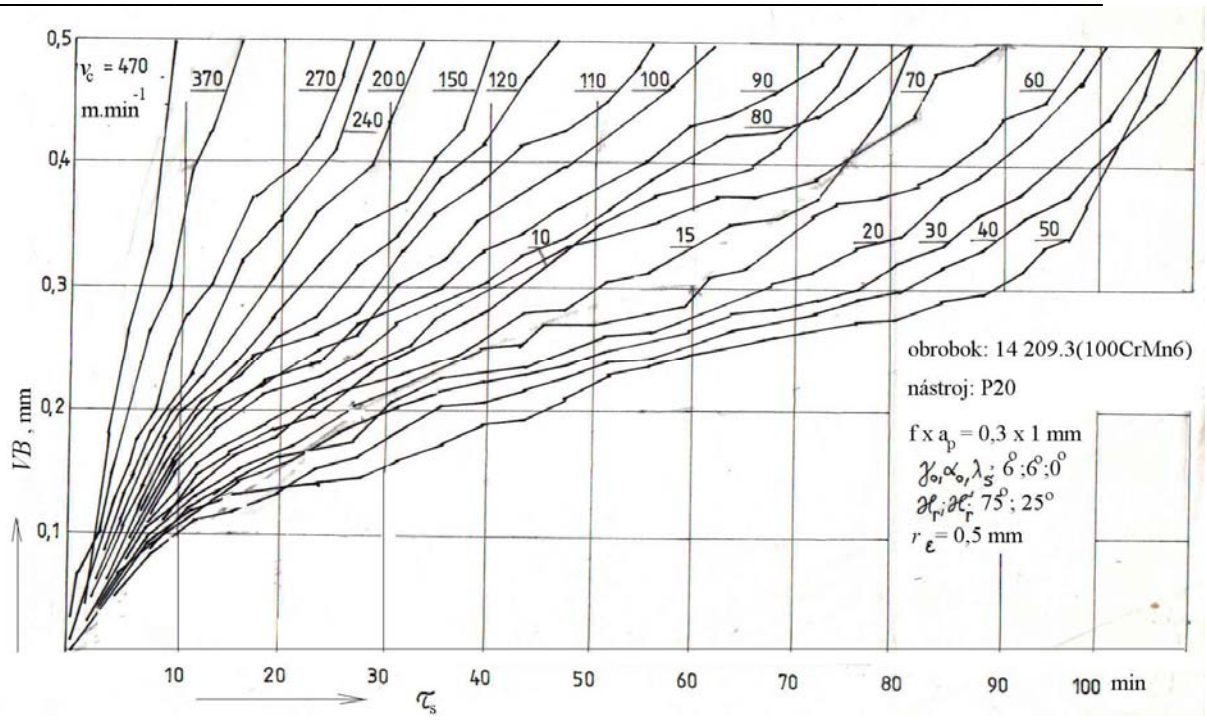
vyradzované zo záberu pred dosiahnutím reálnej hodnoty VB_k, ktorá je definovaná na obr. 6.2. Na plné využitie nástroja do otupenia by bolo potrebné zostrojiť $T(v_c)$ závislosť pre „optimálne“ kritériá otupenia, podľa obr. 6.33. Tento postup navrhli Granovski [19].



Obr. 6.33 Postup odčítania hodnôt reálneho otupenia pri zostrojení $T(v_c)$ závislosti

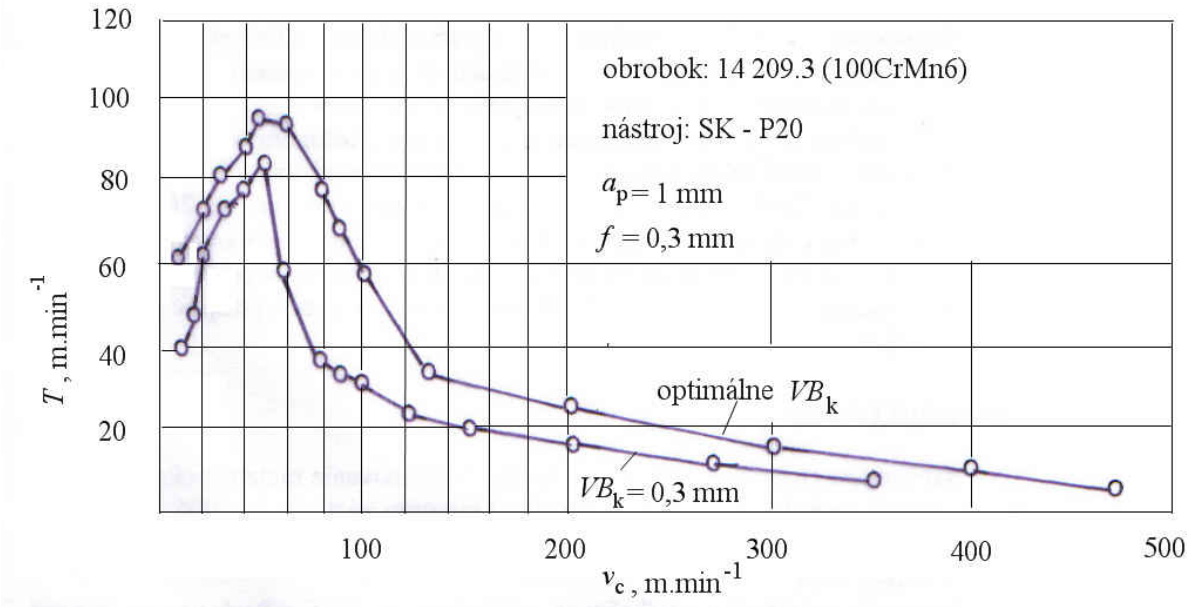
Predpokladom je zostrojenie súboru komplexných závislostí $VB(\tau_s)$ je určenie VB_k podľa obr. 6.2.

Na verifikáciu tohoto postupu boli dlhodobými skúškami zostrojené komplexné priebehy závislostí $VB = f(\tau_s)$ v širokom rozsahu rezných rýchlostí. Ich priebeh je na obr. 6.34.



Obr. 6.34 Komplexný priebeh kriviek závislostí VB = f(t_s) pri rozličných rezných rýchlostiach

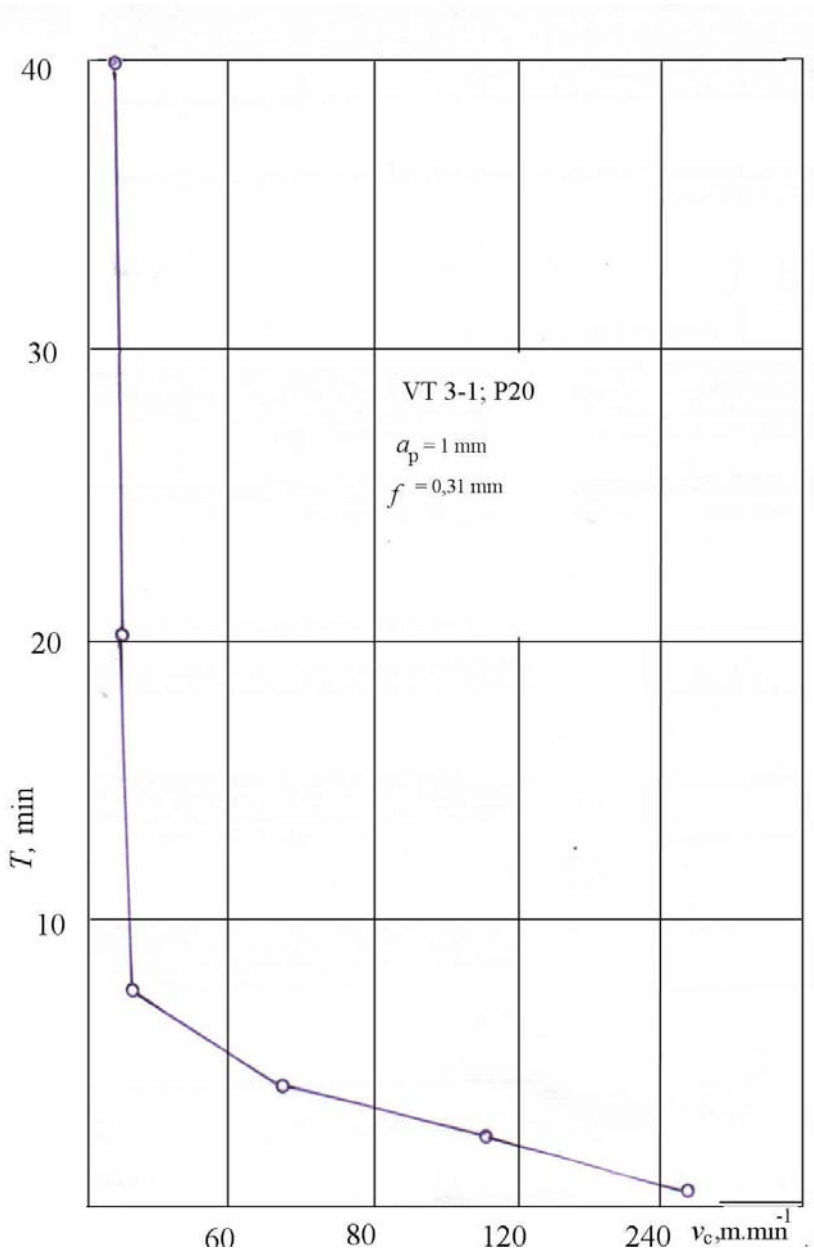
Z kriviek na obr. 6.34 teda boli zostrojené obe závislosti $T = f(v_c)$ – pre konštantné a variabilné kritérium otupenia. Ich priebeh je na obr. 6.35.



Obr. 6. 35 Priebeh závislostí T = f(v_c), získaných z obr. 6.31 pri konštantnom a variabilnom kritériu otupenia

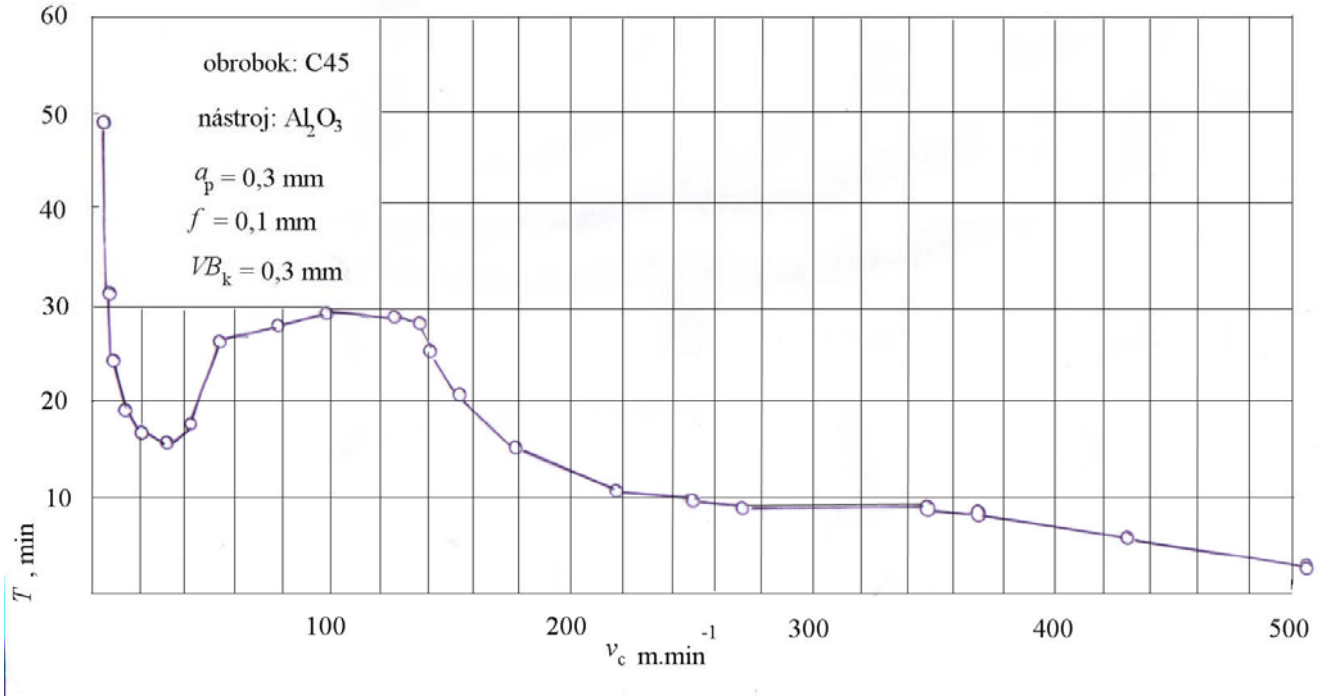
Vidno, že krivky sú v podstate paralelné. Maximum trvanlivosti pri použitých podmienkach je pri $v_c \approx 50$ m.min^{-1}. Potom krivky trvanlivosti kontinuálne klesajú. V celom rozsahu rezných rýchlostí je prípustná trvanlivosť pri optimálnom kritériu otupenia vyššia. Aplikácia tohto prístupu vedie k lepšiemu využitiou rezných nástrojov a zmenšeniu počtu výmien po opotrebení.

Priebeh závislosti $T = f(v_c)$ výrazne závisí aj na druhu obrábaného materiálu. Napr. pri obrábaní titánových zliatin trvanlivosť má len klesajúcu vetvu krivky (obr. 6.36). Preto u tohto obrábaného materiálu je potrebné používať malé rezné rýchlosti. Pretože titán prakticky neodvádza teplo z miesta obrábania, je maximálna rezná rýchlosť limitovaná prehriatím a plastickou deformáciou rezného klina nástroja.



Obr. 6.36 Príklad $T - v_c$ závislosti, získanej pri obrábaní titánovej zliatiny VT 3-1

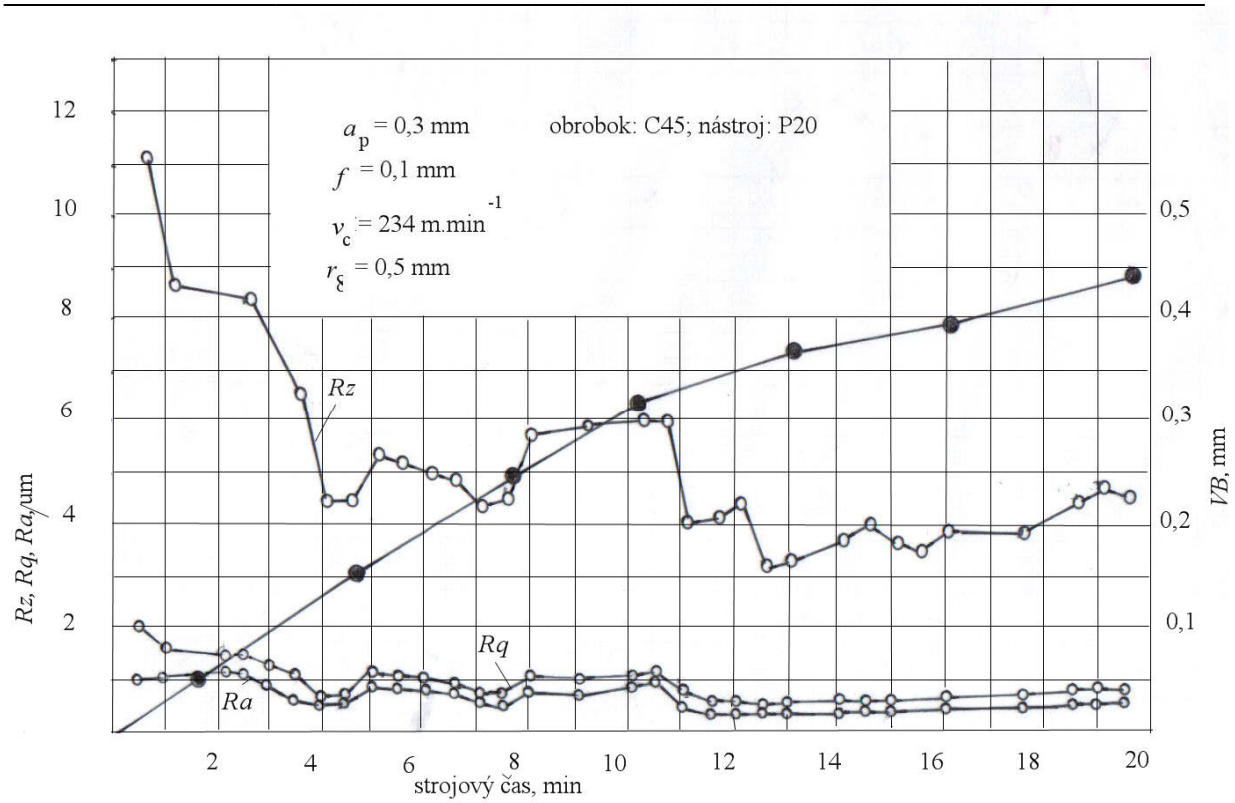
Závislosť trvanlivosti nástroja z čistej kekamiky Al_2O_3 pri obrábaní ocele je na obr. 6.37.



Obr. 6.37 Experimentálna závislosť $T = f(v_c)$ pri obrábaní čistou keramikou

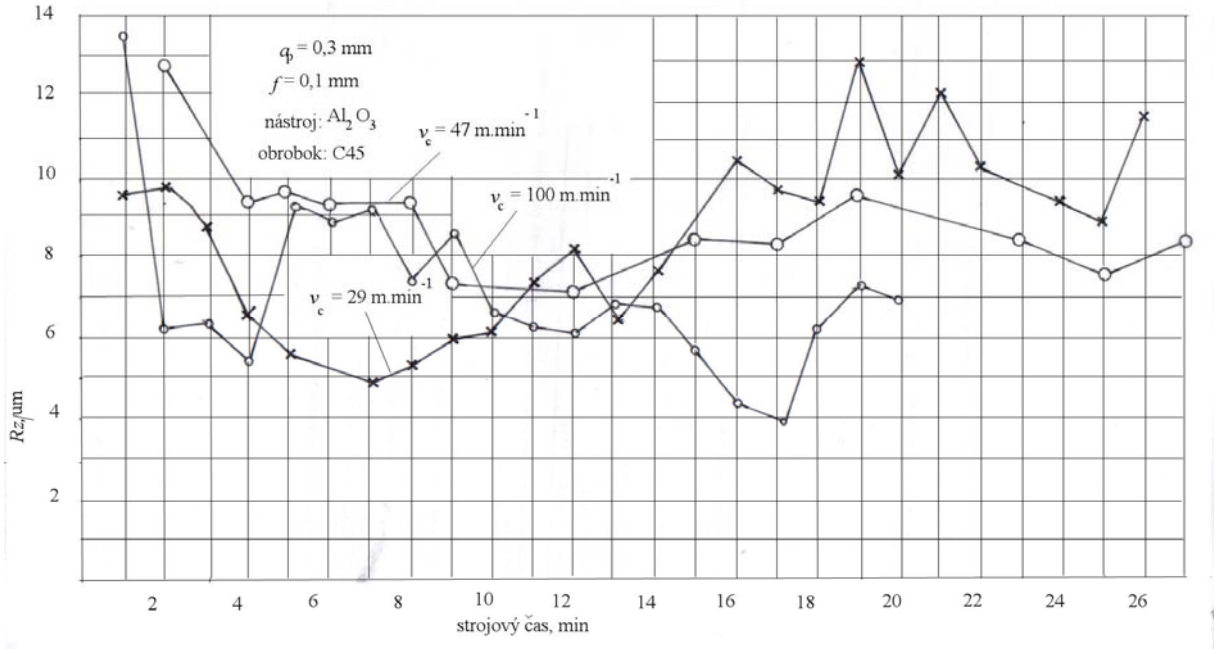
Pri porovnaní s obr. 6.27, ktorý bol získaný pri podobných rezných podmienkach vidno výraznú zhodu.. Absolútne hodnoty trvanlivosti sú nižšie. Podobne je pozorovaný výrazný nárast trvanlivosti pri minimálnych rezných rýchlostiach, kde vzniká drobivá trieska.

Z hľadiska kvality obrobeného povrchu je zaujímavý priebeh Rz na čase obrábania τ_s, teda na veľkosti opotrebenia nástroja *VB*.
Takáto závislosť je zostrojená pri $v_c = 234$ m.min^{-1} na obr.6.38.

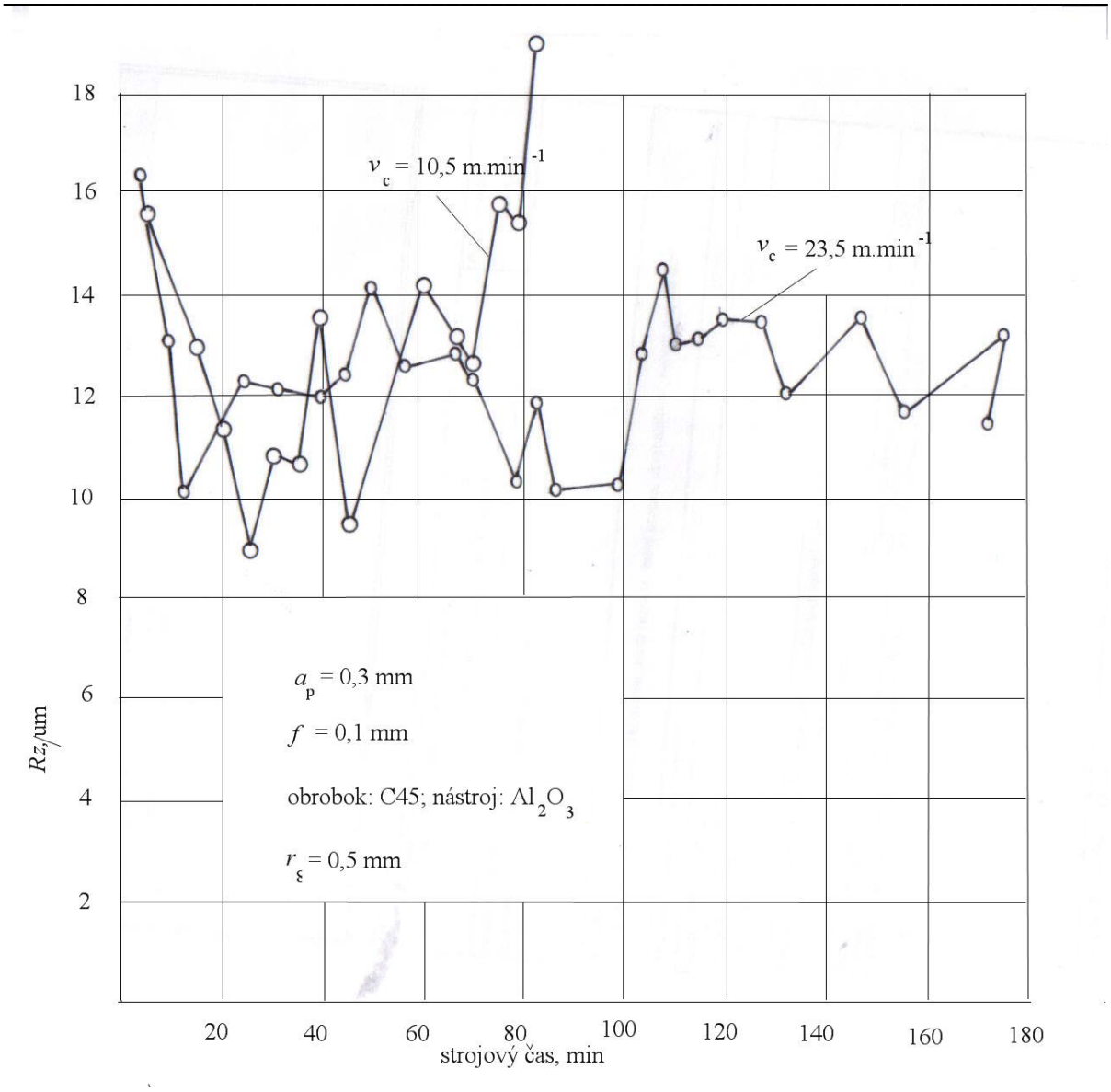


Obr.6.38 Sumárna experimentálna závislosť parametrov výšky nerovností profilu a opotrebenia na chrbte (VB) na čase obrábania (τ_s)

Z priebehu diagramu vyplýva nemonotónna závislosť $Rz = f(\tau_s)$. Na počiatku obrábania dochádza k prudkému poklesu nerovností povrchu, ktorá sa ustáli na určitej hodnote, okolo ktorej kolíše. Matematický opis funkcie je problematický, pretože pri rozličných rezných rýchlostiach sa závislosti odlišujú. Počiatočné zlepšenie kvality povrchu nastáva vždy a dochádza k nemu vo fáze zábehovej krivky nástroja. Mierne opotrebený nástroj teda dáva paradoxne lepšie výsledky ako ostrý. Ďalšia fáza opotrebenia nástroja sa však od uvedeného príkladu výrazne odlišuje, preto sa nedá zovšeobecniť. Na ďalších obrázkoch (obr.6.39 a 6.40) sú priebehy týchto závislostí pri rozličných rezných rýchlostiach (závislosti sú znázornené vždy do zvoleného kritéria otupenia nástroja na chrbte VB_k = 0,3 mm).



Obr.6.39. Experimentálny priebeh závislosti Rz = f(τ_s) pri troch rezných rýchlostiach



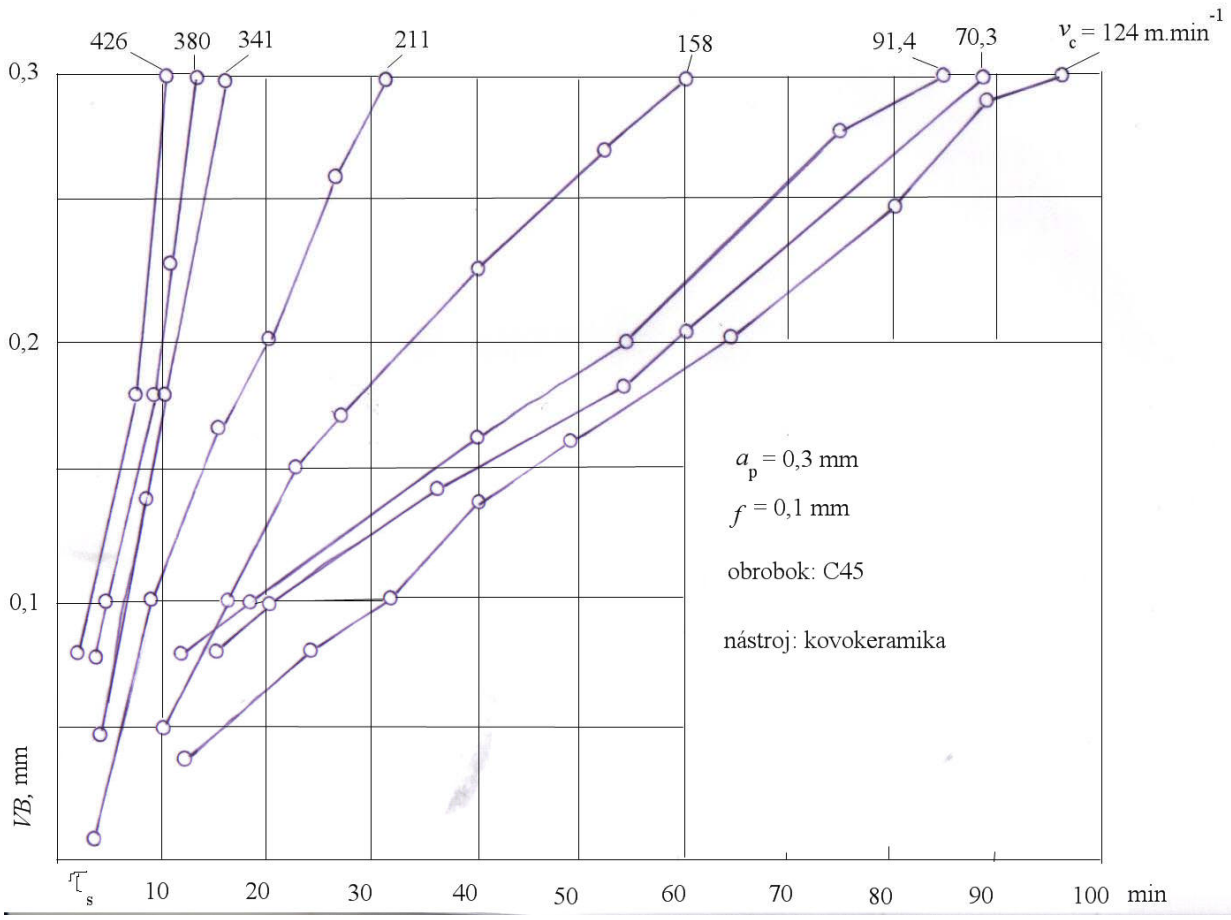
Obr.6.40 Experimentálny priebeh závislostí Rz = f(τ_s) pri dvoch menších rezných rýchlostiach

Možno vysloviť domnienku, že pri nižších rezných rýchlostiach dochádza po poklese vo fáze zábehu nástroja následne k nárastu najväčšej výšky nerovností profilu *Rz*. Mechanizmus zmeny kvality obrobeného povrchu s časom obrábania zrejme súvisí s konkrétnym mechanizmom opotrebenia. Je však dôležité túto závislosť poznať, pretože od nej závisí priebeh kvality povrchu pri obrábaní série súčiastok.

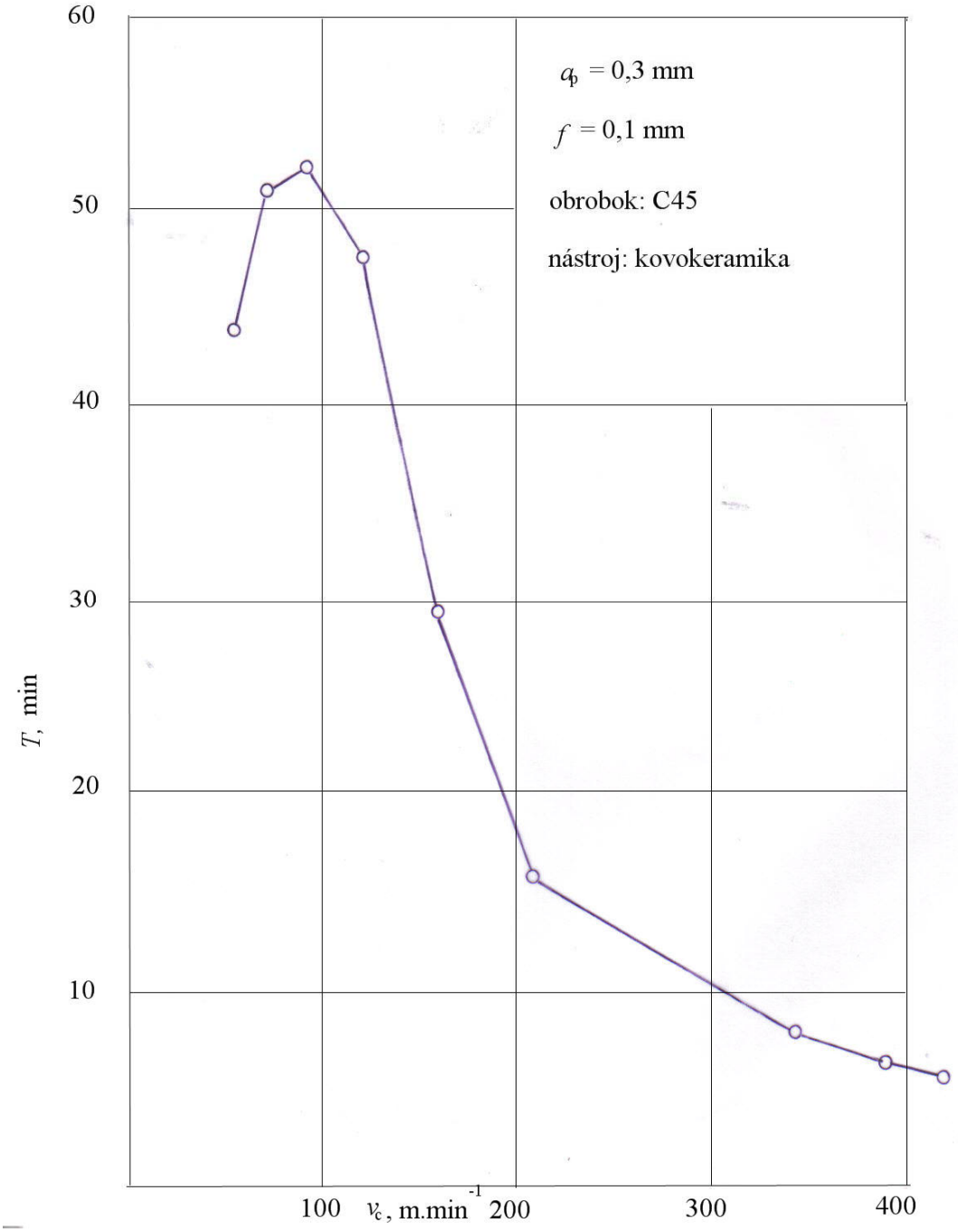
Podobný priebeh má kovokeramika. Na obr. 6.41 je súbor kriviek závislosti opotrebenia nástroja na chrbte *VB* na strojovom čase τ_s. Na obr. 6.42 je závislosť *T*-v_c, zostrojená z týchto kriviek, pri kritériu otupenia VB_k = 0,3 mm.

Pri použití oboch nástrojov existuje oblasť s najväčšou trvanlivosťou (80-100 m.min^{-1}). Pri zmenšovaná reznej rýchlosti trvanlivosť klesá a dosahuje minimum pri cca 40 m.min^{-1}. Pri minimálnych rezných rýchlostiach však znova vzrastie. Pri vyšších rezných rýchlostiach trvanlivosť klesá, ale menej intenzívne ako je to u spekaného karbidu.

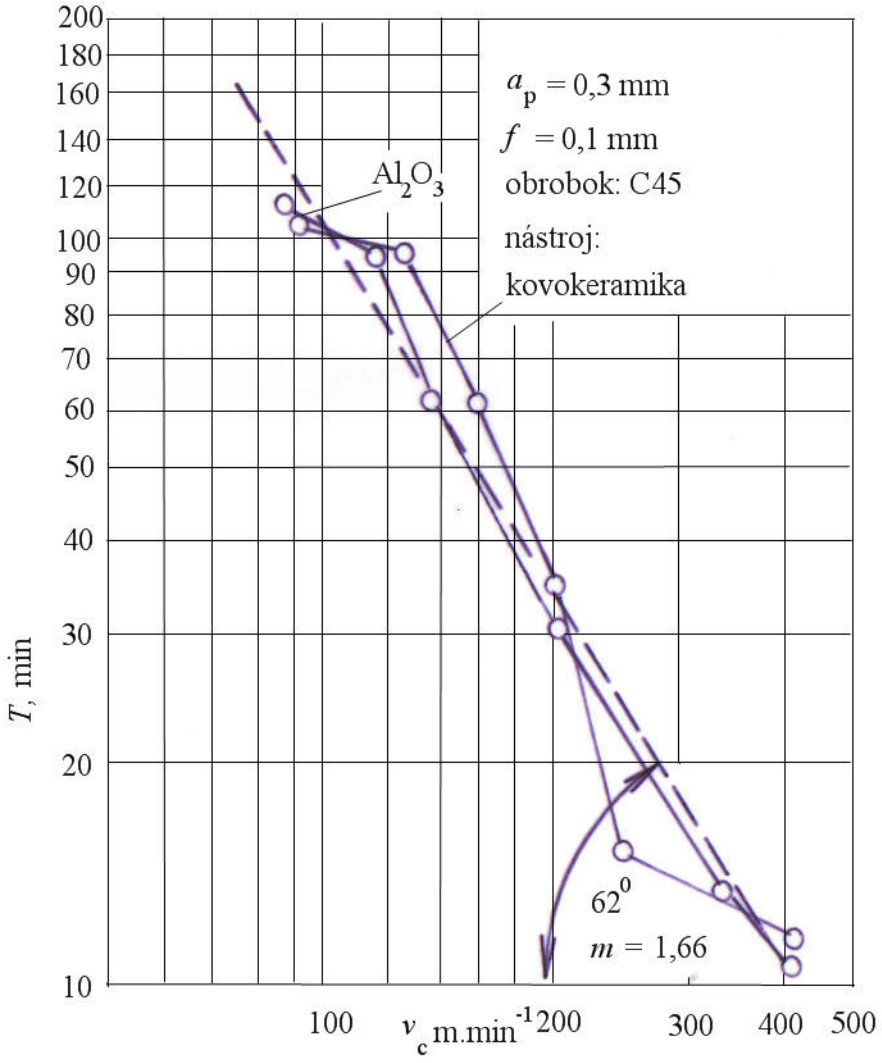
Vidno to pri znázornení závislosti v dvojitej logaritmickej sústave. Takáto sumárna závislosť, znázornená len v oblasti rezných rýchlostí nad 100 m.min^{-1} je na obr. 6.43.



Obr. 6.41 Experimentálna závislosť VB = f(t_s), získaná pri sústružení kovokeramickým rezným nástrojom



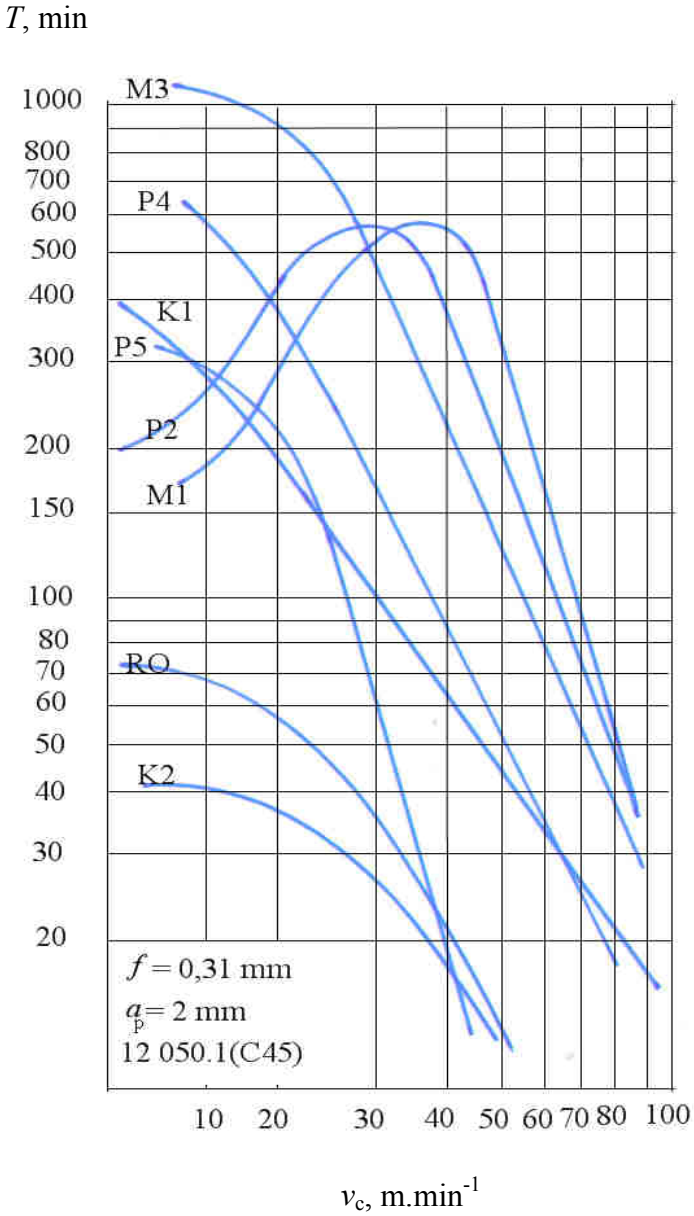
Obr. 6.42 Experimentálna závislosť $T = f(v_c)$ pri obrábaní kovokeramikou (Al_2O_3+TiN+TiC)



Obr. 6.43 Sumárny priebeh T-v_c závislosti, získaná pri sústružená čistou a zmesnou keramikou.

Vidno, že exponent m v matematickom vyjadrení T-v_c závislosti je len 1,66, čo možno považovať za mierny pokles.

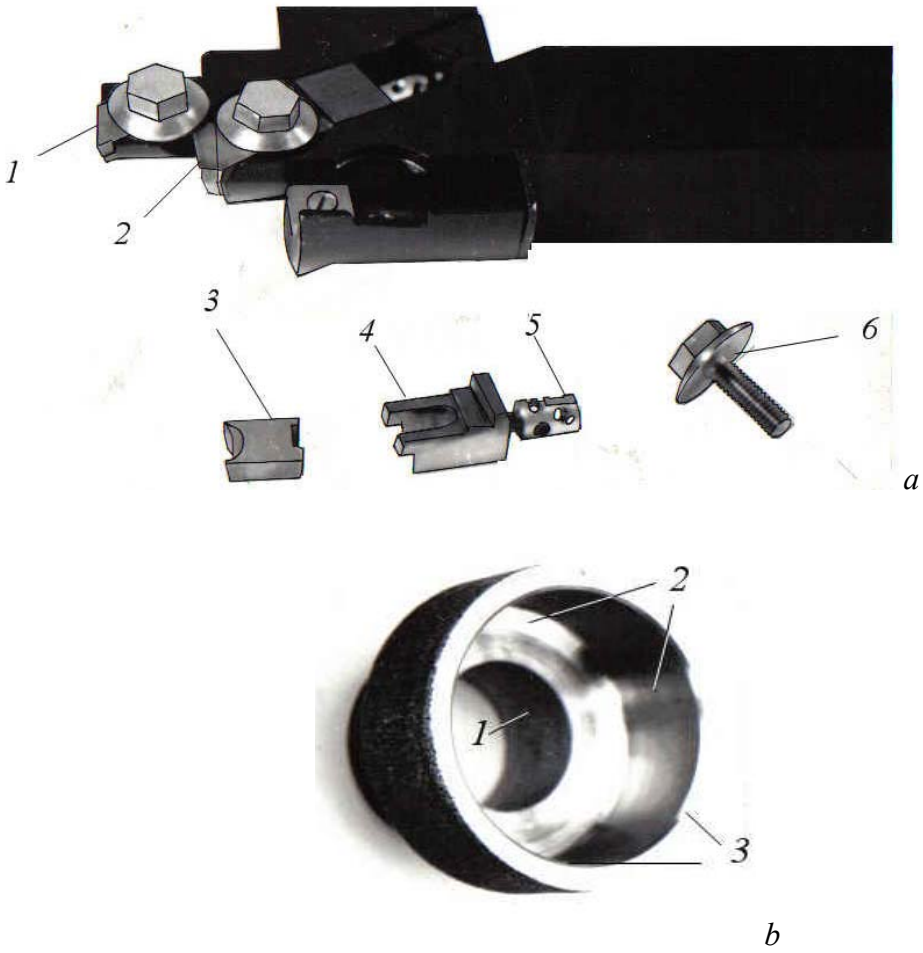
Priebeh T-v_c závislosti výrazne závisí aj na druhu rezného materiálu. Na obr. 6.44 je experimentálna závislosť $T = f(v_c)$ pri sústružení rozličnými druhmi spekaných karbidov.



Obr. 6.44 Experimentálne závislosti $T = f(v_c)$, získané pri obrábaní rozličnými druhmi spekaných karbidov.

6.3 Trvanlivosť nástrojov pri združenom a prerušovanom obrábaní

Vidno odlišnú polohu maxima trvanlivosti, rozdielny sklon lineárnej časti grafov, odlišné hodnoty minimálnej trvanlivosti. Táto závislosť sa dá využiť pri aplikácii združených rezných nástrojov. Na obr. 6.45 je sústružnícky združený nástroj na súčasné obrábanie piatich vnútorných plôch obrobku (dvojvýkovok na krúžky valivého ložiska).



Obr. 6.45 Združený sústružnícky nástroj(a) a odpovedajúci obrobok (b), 1 – 3 rezné platničky, 4 – nastavovací prvok, 5 – nastavovacia skrutka, 6 – upínacia skrutka

Je zrejmé, že platničky *1 – 3* pracujú pri výrazne rozdielnych rezných rýchlostiach . Ak stanovíme podmienku približne rovnakej trvanlivosti všetkých platničiek, napr. 100 min, možno z diagramu na obr. 6.38 určiť druh spekaného karbidu pre jednotlivé rezné platničky. V danom prípade sú to rezné materiály:

- platnička *1* - P5
- platnička *1* - P4
- platnička *3* - P2

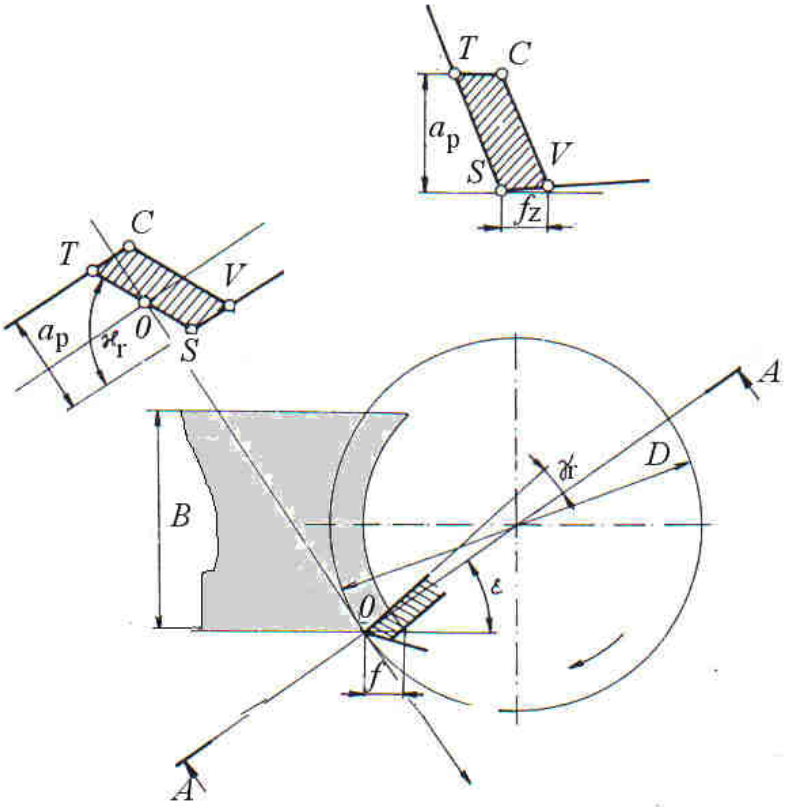
Odlišné podmienky opotrebovania nástrojov zaznamenávame pri prerušovanom reze. Na obr. 6.46 je schéma prvého záberu zuba frézovacej hlavy do obrobku.

Keď zub vchádza do záberu, jeho prvý dotyk s obrobkom môže byť v jednom z bodov *S,T,C.V*, alebo na niektorej hrane, alebo celej ploche kosodĺžnika *STCV*. Ak je prvý dotyk bodový, rozširuje sa určitou rýchlosťou na celú plochu prierezu rezu. Podmienky vrezávania zuba do obrobku sa charakterizujú činiteľom nárazu:

$$r = \frac{S}{\tau}, \text{ mm}^2.\text{s}^{-1}, \tag{6.7}$$

kde S je plocha *STCV*, mm^2,

τ – čas od prvého dotyku do dosiahnutia plnej plochy *STCV*, s^{-1}



Obr. 6.46 Schéma na identifikáciu miesta prvého dotyku čela nástroja a obrobku pri frézovaní čelnou frézou

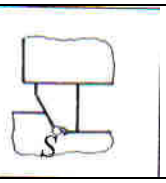
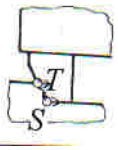
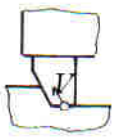
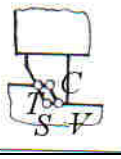
Možné varianty prvého dotyku sú v tab. 6.4 [10]. Variánt dotyku závisí na uhloch γ_r a ε_λ, ktoré sa dajú matematicky vajadriť:

$$tg\varepsilon_\lambda = \frac{tg\lambda_s}{\cos\kappa_r} \tag{6.8}$$

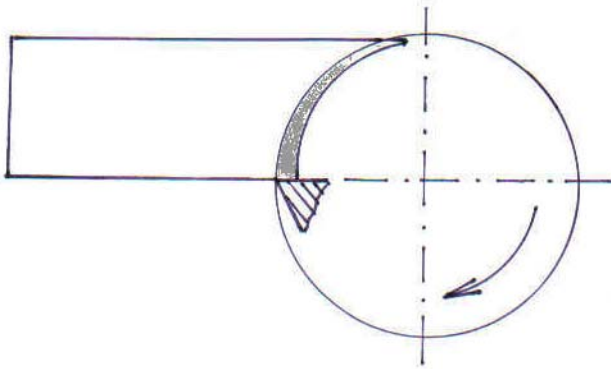
$$\text{tg} \quad \gamma_r = \text{tg}\,\gamma_o.\sin\kappa_r + \text{tg}\,\lambda_s.\cos\kappa_r,$$

kde $\gamma_o; \lambda_s; \kappa_r$ sú uhly reznej časti zuba, podľa prv uvedených definícií.

Miesta prvého dotyku nástroja a obrobku *Tab. 6.4*

Podmienky dotyku	$\varepsilon \langle \varepsilon_\lambda$	$\varepsilon \rangle \varepsilon_\lambda$	$\varepsilon = \varepsilon_\lambda$
$\varepsilon \langle \gamma_f$			
$\varepsilon \langle \gamma_f$			
$\varepsilon = \gamma_f$			

Prvý dotyk teda možno usmerniť voľbou polohy frézy vzhľadom na obrobok. Jednoduchý prípad je umiestnenie vstupnej steny obrobku do osi frézovacej hlavy, podľa obr. 6.47.



Obr. 6.47 Jedna z polôh obrobku voči frézovacej hlavy

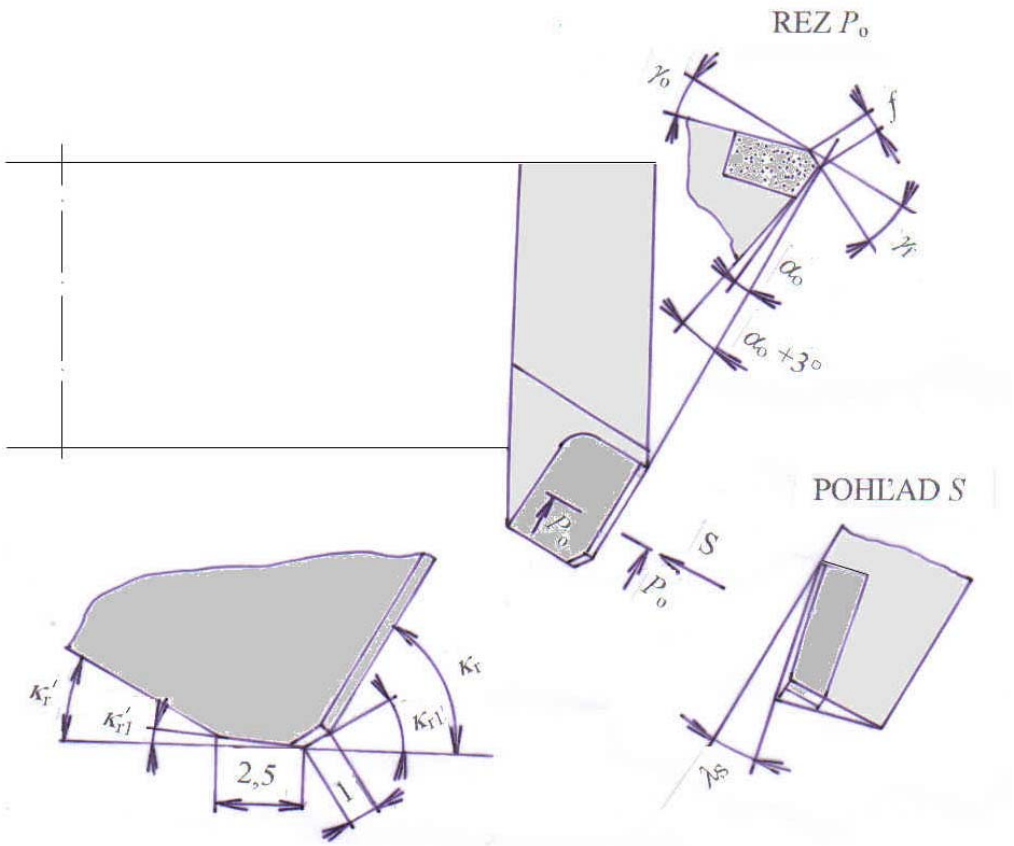
V tom prípade je určenie miesta prvého dotyku pomerne jednoduché, podľa tab. 6.5

Dosiahnutie mies prvého dotyku čela zuba a obrobku, podľa obr. 6.37 Tab. 6.5

Miesto prvého dotyku	λ_s	γ_f
T	-	+
S	+	+
C	-	-
V	+	0
TS	0	+
CV	0	-
TC	-	0
SV	+	0
STCV	0	0

Pretože najvýhodnejšie miesto prvého dotyku je bod *T*, pri frézovacích hlavách sa používajú záporné uhly sklonu reznej hrany, kladné uhly čela a hlavná rezná hrana má dva uhly nastavenia.

Typická geometria nožov frézovacej hlavy je na obr. 6.48.

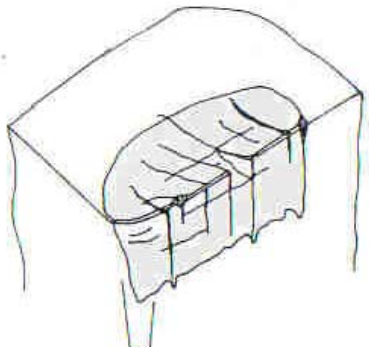


Obr. 6.48 Geometria nožov frézovacej hlavy

Pri dotyku v bode *C* vzniká intenzívna plastická deformácia materiálu a stúpa rezná sila. Rovnako nevýhodný je dotyk v najslabšom mieste rezného klina, v bode *S*. Pri prvom dotyku na celej ploche vzniká maximálna hodnota *r*, čo vedie k rozkmitaniu sústavy

obrábania. Výsledkom je krehký lom rezného klina. Dochádza k nemu bez pozorovateľnej plastickej deformácie a prejavuje sa vylomením určitého objemu z reznej časti nástroja. Krehký lom zahrňuje vznik a šírenie trhlín, ktorý začína mikrotrhlinami, prerastá do makrotrhlín, až do kritického stavu, keď normálne napätia dosiahnu medzu pevnosti.

Je známe, že teplota tenkých povrchových vrstiev aktívnej časti nástroja môže v zábere nástroja dosiahnuť hodnoty 1 000 – 1 200°C. Teplota smerom od povrchu k hlbším vrstvám klesá. Toto nerovnomerné rozloženie teploty vyvoláva v nástroji napätie, spôsobené teplotnou rozťažnosťou. Pri prerušovanom reze, keď je nástroj mimo záberu sa jeho plochy intenzívne chladia a ich teplota klesne, preto na povrchu vzniká ťahové napätie, ktoré prekračuje medzu pevnosti nástrojového materiálu. Ak predpokladáme, že teploty povrchu nástroja pri prerušovanom reze kolíše v rozsahu 550-700^{0}C, modul pružnosti spekaného karbidu je E = 54 000 MPa a koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti α = 6,2.10^{-6} mm.^{0}C^{-1}, bude ťahové napätie pri zmene teploty o 1°C: σ = 54 000.6,2.10^{-6} = 0,335 MPa. Pri kolísaní teploty o 550 – 700°C to odpovedá napätiu v ťahu 200 – 250 MPa. Tieto hodnoty sa blížia pevnosti v ťahu spekaného karbidu. Pri cyklickom opakovaní ťahového a tlakového napätia teda dochádza v nástroji k iniciácii únavových trhlín, ktoré sú situované kolmo k reznej hrane (obr. 6.49).



Obr. 6. 49 Vznik teplotných trhliniek na reznej časti krehkých reznych nástrojov pri obrábaní za podmienok prerušovaného rezu

Je zrejmé, že pri súčasnom pôsobení mechanických rázov vnikajú aj trhlinky od napätia, vyvolaného reznou silou, ktoré sú rovnobežné s reznou hranou. Nástroj stráca svoje rezné vlastnosti v dôsledku makro a mikrovyštrbenín. Únavové trhliny možno rozdeliť na tri skupiny: hrebienkové, alebo termické, priečne a hlboké. Hrebienkové únavové trhliny sa tvoria na čele aj chrbte nástroja. Sú kolmé na reznú hranu a často vznikajú pri čelnom frézovaní ocelí nástrojmi zo spekaného karbidu. Vznikajú spravidla pri malých hĺbkach rezu, keď sa mení znamienko napätia. Špecifický charakter má sieť trhlín na nástrojoch s povlakom TiN. Dá sa to vysvetliť nízkou tepelnou vodivosťou TiN v porovnaní so základným spekaným karbidom ako vidno z tabuľky. V tab. 6.6 sú mechanické a fyzikálne charakteristiky vybraných karbidov. Trhliny mali náhodnú orientáciu s rozmerom okolo 20 μm, čo je asi 20x menej ako u hrebienkových trhlín. Hĺbka trhlín bola daná hĺbkou povlaku, pretože pri odpadnutí povlaku už sa na základnom spekanom materiáli neobjavili.

Fyzikálne a mechanické vlastnosti vybraných spekaných karbidov. Tab. 6.6

Materiál	Hustota ρ, mg.mm^{-3}	Koef. vedenia tepla λ pri 1 273 K, J.mm^{-1}s^{-1}K^{-1}	Koeficient vedenia tepla α, 10^{-6}K^{-1}	Modul pružnosti E, MPa	Pevnosť v tlaku, σ_D, MPa	Pevnosť v ohybe, σ_{bB} pri 1 273 K, MPa	Odolnosť proti tepelným rázom, K
WC	15,7	0,1216	6,3	72 200	300	56	-
TiC	4,9	0,021	7,2	32 200	300	35	-
TiN	5,21	0,0292	9,3	25 600	-	-	-
Al_2O_3	4,7	0,03	7,0	36 500	300	45	-
Co	8,9	0,07	12,2	21 000	-	-	-
P10	10,4	0,0292	6,5	53 000	510	140	12
K10	14,8	0,095	5,0	63 000	570	150	45

Priečne trhliny sú rovnobežné s reznou hranou a vznikajú v dôsledku mechanických napätí. Vznikajú vo všetkých prípadoch a u spekaných karbidov s povlakmi sú základnou príčinou ich opotrebenia. Objavujú sa v blízkosti reznej hrany, kde je maximum mechanických napätí.

Tretí typ trhlín, ktoré siahajú do väčšej hĺbky vedie k vyštrbovaniu nástrojov. v kontaktnej zóne. Vznikajú u všetkých nástrojov s povlakom, najmä TiN a Al_2O_3. Vedú ku odtrhávaniu častí povlaku.

Na prerušovaný rez pri čelnom frézovaní kalených ocelí sa lepšie ako klasické K hodia jemnozrnné spekané karbidy WC-TiC-CO s povlakmi TiC, TiN, TiC/TiN a Al_2O_3. Špeciálne spracované druhy spekaných karbidov s modifikovaným zložením a štruktúrou sú tiež vhodné na obrábanie ocelí s menšou tvrdosťou. Povlak TiC/TiN ukázal lepšie výsledky v porovnaní s ostatnými povlakmi. Trvanlivosť nástroja bola 1,5 – 2x vyššia ako K10, čo kompenzuje vyššiu cenu týchto nástrojov.

Teplotné napätia vždy závisia od teplotného gradientu, ktorý je daný tepelnými pomermi práce rezného nástroja. Možno ho vyjadriť vzťahom:

$$\sigma = E.\alpha.\frac{d\theta}{dn}, \tag{6.9}$$

kde E je modul pružnosti materiálu, MPa,

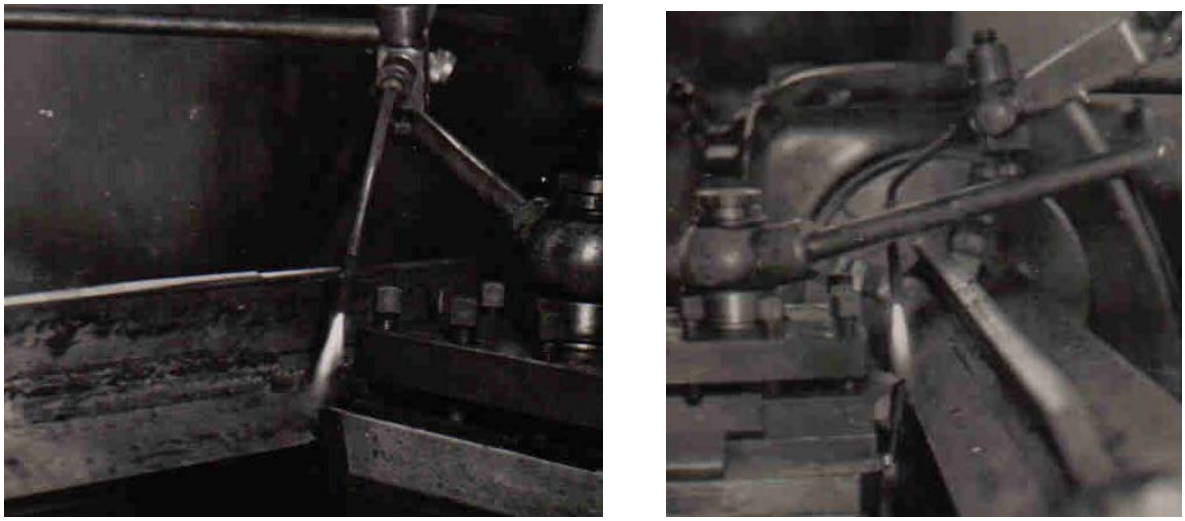
α - koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti, mm.K^{-1}

$\frac{d\theta}{dn}$ - gradient teplôt v smere tepelného toku.

Vidno, že teplotné napätie je funkciou krehkosti rezného materiálu, koeficienta lineárnej teplotnej rozťažnosti a gradientu teploty. Nebezpečné sú napätia vyvolané tzv. veľkými šokmi, kde dochádza k prudkej zmene teploty.

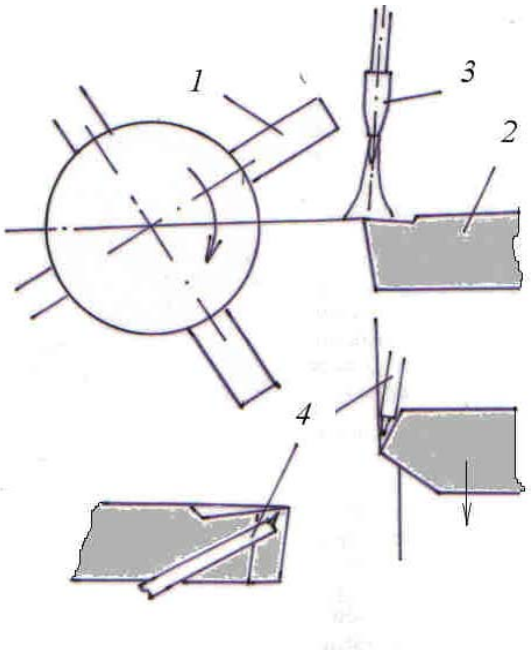
Úvahy o významnom vplyve teplotných zmien na trvanlivosť nástrojov pri prerušovanom reze viedli k myšlienke regulovať tepelný proces počas obrábania.

Po optimalizácii geometrie boli navrhnuté tieto parametre: $\gamma_o = +5^0$; $\lambda_s = -12^0$; $\kappa_r = 60^0$; $\kappa_r' = 30^0$; obrobok: 12 050.3 (C45), nástroj: P20, $f = 0{,}16$ mm; $a_p = 1$ mm. Fázka na čele noža: šírky 0,2 mm, pod uhlom $\gamma_{of} = -5^0$ Geometria nástroja zaručuje prvý dotyk čela nástroja a obrobku v bode T (tab.6.4). Experimentálne skúšky boli vykonané pri sústružení obrobku s rebrami, bez ohrevu nástroja a s ohrevom plameňom podľa obr. 6.50.



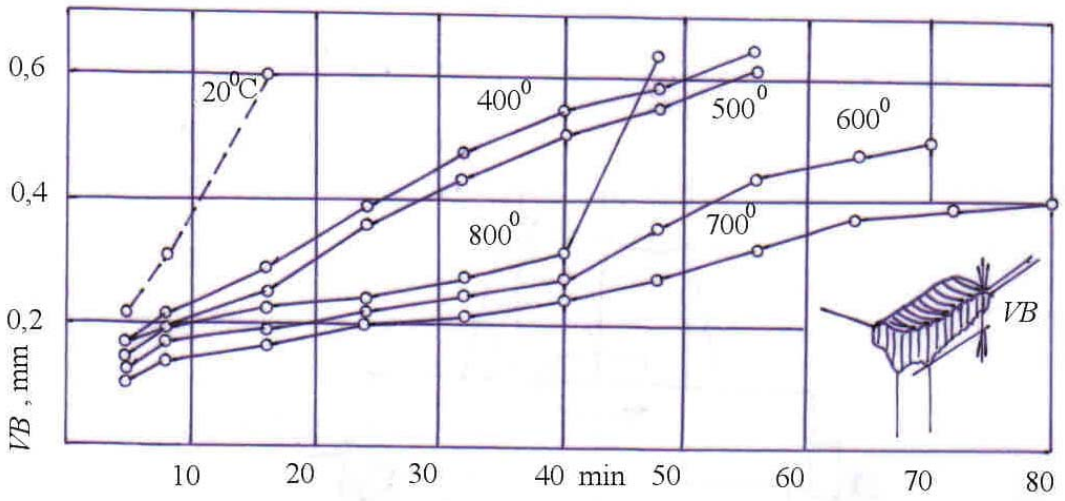
Obr. 6.50 Pohľady na sústruženie prerušovaného obrobku pri ohreve noža plameňom

Na obr. 6.51 je spôsob merania teploty ohrevu nástoja. V blízkosti reznej hrany je umiestnený termočlánok.



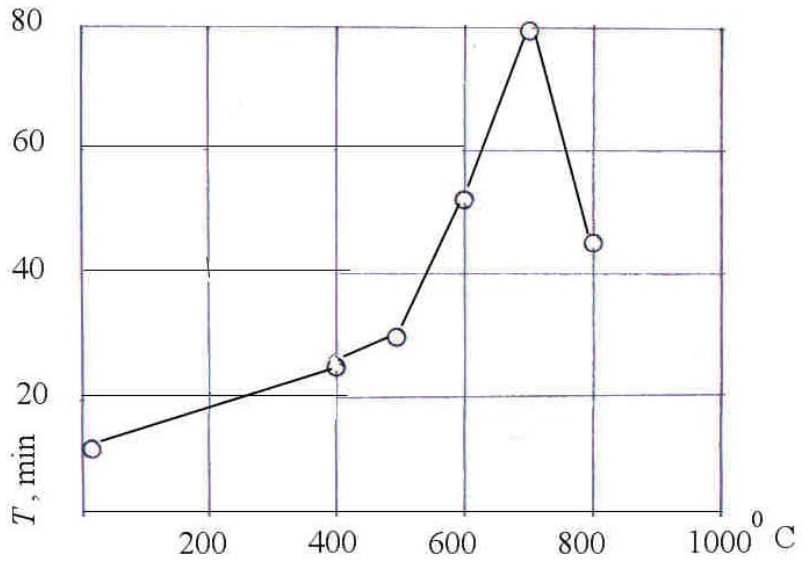
Obr. 6.51 Schéma kontrola teploty v blízkosti reznej hrany.
1-obrobok,
2-nôž,
3-horák,
4-termočlánok Cr-CrNi

Diagram priebehu opotrebenia nástroja s časom obrábania pri práci bez ohrevu a s ohrevom na rozličné teploty (merané pri reznej hrane nástroja)je na obr. 6.52.



Obr. 6.52 Priebeh opotrebenia na chrbte VB v závislosti na čase sústruženia τ_s

Pri kritériu otupenia $VB_k = 0{,}4$ mm možno identifikovať závislosť trvanlivosti nástroja na teplote ohrevu, podľa obr. 6.53.



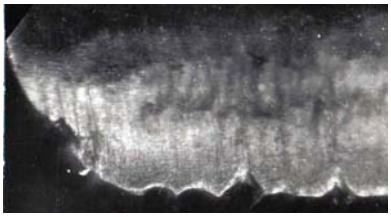
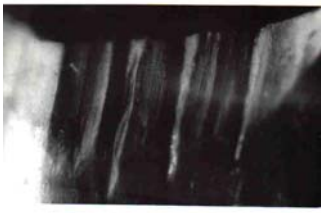
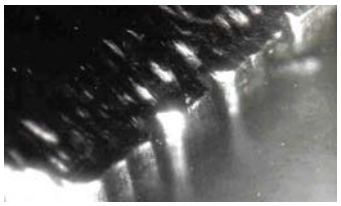
Obr. 6.53 Experimentálna závislosť trvanlivosti nástrojov pri prerušovanom reze na teplote ohrevu nástroja

Z diagramu vyplýva optimálna teplota ohrevu okolo 700° C. Ďalšie zvyšovanie teploty zrejme vedie k znižovaniu pevnosti rezného materiálu a dochádza k degradácii rezného materiálu. Vidno, že nárast trvanlivosti pri ohreve na 700°C je v porovnaní s obrábaním pri izbovej teplote výrazný a predstavuje 8 – násobné predĺženie času obrábania. To dokazuje, že

rozhodujúci vplyv na poškodzovanie nástrojov pri prerušovanom reze majú nie mechanické, ale tepelné rázy.

V tab. 6.7 sú niektoré pohľady na opotrebenie čela a chrbta nástrojov.

Tvar opotrebenia pri skúška obrábania s ohrevom *Tab. 6.7*

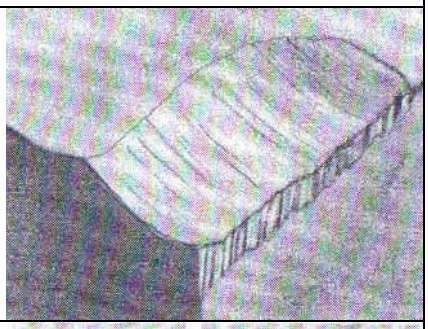
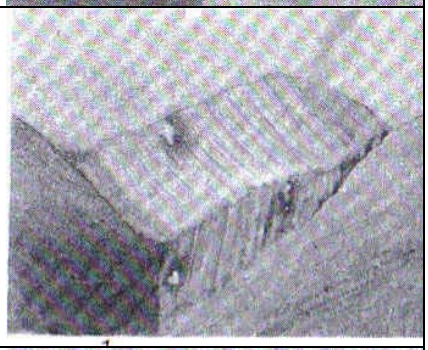
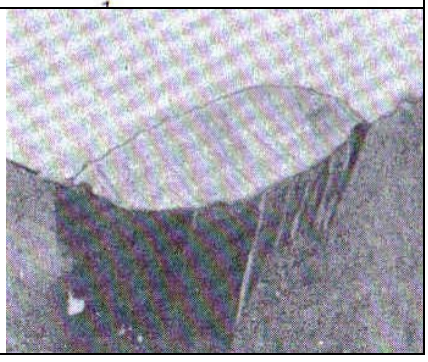
Teplota ohrevu, °C	Čelo	Chrbát	Rezná hrana
20			
700		25 min 40 min  72 min	
800			

Vidno, že pri izbovej teplote dochádza vplyvom prudkej zmeny teploty a mechanických rázov vzniku trhlín na čele noža, ktoré vedú k jeho kvantovému opotrebeniu. Naopak, pri teplote ohrevu 700°C je pozorované typické opotrebenie postupným oterom chrbta nástroja, bez akýchkoľvek trhliniek. Nástroj zachováva rezné schopnosti do vysokých hodnôt opotrebenia na chrbte Rezná hrana je iba čiastočne prerušovaná vplyvom drážok

opotrebenia, vznikajúcich na chrbtovej ploche. Možno reálne predpokladať, že v týchto podmienkach nedochádza ku kolísaniu teploty v čase záberu nástroja a mimo. Nástroj sa správa z hľadiska trvanlivosti ako pri plynulom reze. Rozdiel v tvare opotrebenia je však výrazný. Veľkosť šírky opotrebenia stúpa smerom ku hrotu nástroja. V mieste styku reznej hrany s obrábanou plochou nevzniká typická drážka ako u plynulého obrábania. Pri ohreve na 800°C už dochádza k porušovaniu rezného materiálu a nástroj stráca rezné schopnosti. Experiment potvrdzuje, že rozhodujúci vplyv na trvanlivosť nástroja majú teplotné, nie mechanické rázy.

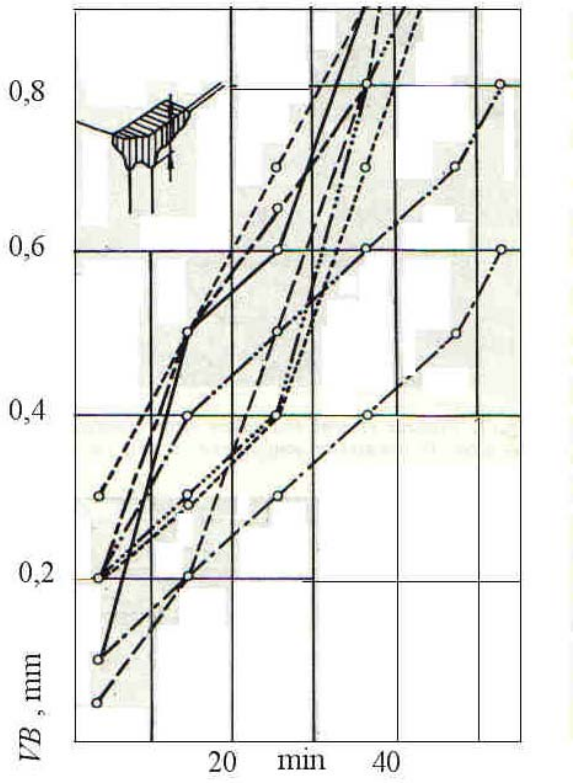
Podobný charakter opotrebenia ako nástroje zo spekaného karbudu majú aj rýchlorezné nástroje. Široká plôška opotrebenia je typická pre proces oxydácie rezného materiálu, ktorý vzniká kontektom chemicky čistého povrchu nástroja s okolitým vzduchom. Niektoré typické prejavy opotrebenia sú v tab. 6.8

Vonkajší prejav opotrebenia rýchlorezných nástrojov pri prerušovanom reze Tab.6.8

Rezné podmienky $v_c/f/a_p/r_\varepsilon$	Čas obrábania, min	Chrbát	Rezná hrana
24/0,2/1/0,4	20		
24/0,2/1/0	20		
24/0,2/1/0,8	20		

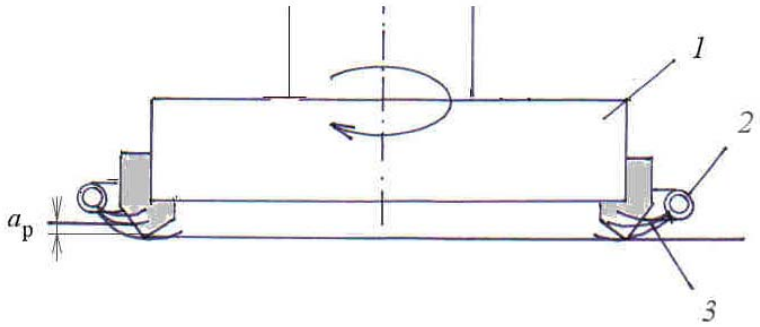
Typickým prípadom prerušovaného rezu je frézovanie. Vplyv tepelných rázov bol preto sledovaný na vopred analyzovanom prípade čelného frézovania.

V určitých intervaloch obrábania bolo merané opotrebenie na chrbte všetkých 8 zubov zo spekaného karbidu P 20 čelnej frézy v závislosti na čase frézovania τ_s. Odpovedajúci diagram je na obr. 6.54. Ak uvažujeme s kritériou otupenia VB_k = 0,8 mm a reálnym rozptylom trvanlivostí jednotlivých zubov je stredná trvanlivosť T_{str} = 42 min

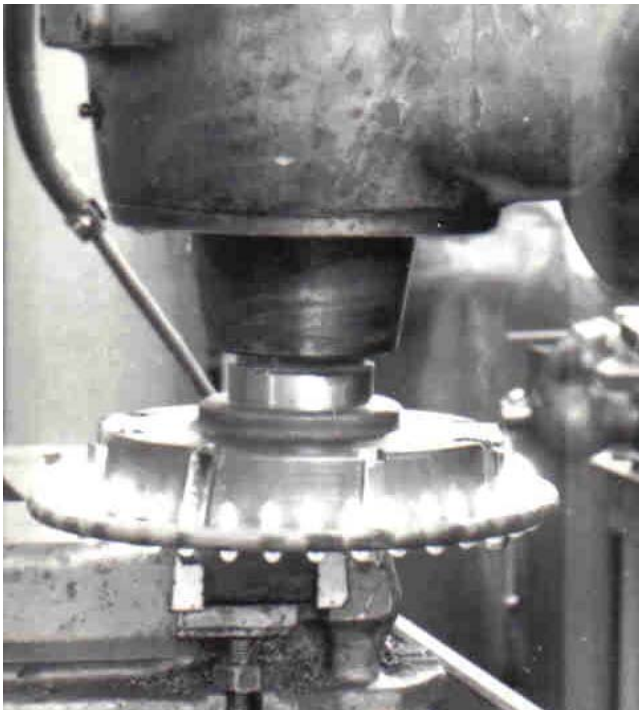


Obr. 6.54 Experimentálna závislosť opotrebenia nožov frézovacej hlavy na čase frézovania pri izbovej teplote, v_c=72 m.min^{-1}; a_p=1 mm; f_z =0,08 mm, obrobok: oceľ (S235JRG1), nástroj: P20

Na obr. 6.55 a 6.56 je princíp ohrevu frézovacej hlavy acetylénovým plameňom.



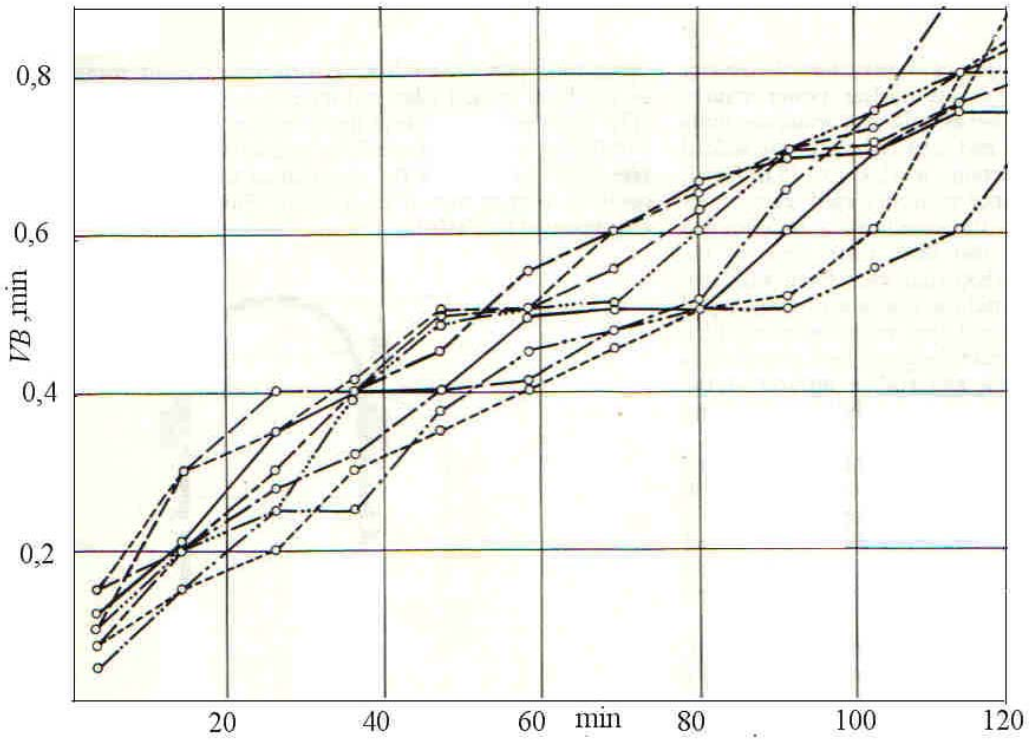
Obr. 6.55 Schéma frézovania čelnou frézovacou hlavou pri ohreve rezných klinov plameňom, 1- frézovacia hlava, 2 - rúrka na prívod plynu, 3 – plameň,



Obr. 6.56 Pohľad na proces frézovania pri ohreve nástroja

Na obr. 6.56 je pohľad na frézovanie s ohrevom. Ohrievací plyn sa privádza cez otvory v prívodovej rúrke *2* do miesta obrábania. Po roztočení frézy dochádza k splynutiu jednotlivých plamienkov z prívodovej rúrky do súvislého prstenca, ktorý rovnomerne ohrieva nástroj. Teplota plameňa bol kontrolovaná podobne ako pri sústružení a bola nastavená na 700°C.

Následne boli vykonané skúšky frézovania pri ohreve plameňom na 700°C. Odpovedajúci diagram je na obr. 6.57.



Obr. 6.57 Experimentálna závislosť opotrebenia zubov frézovacej hlavy na čase obrábania pri ohreve nástroja. Označenie jednotlivých zubov (typ čiary) je totožné s obr. 6.31

Z diagramu vyplýva stredná trvanlivosť frézy (pri VB_k = 0,8 mm) 120 min, čo je cca trojnásobné zvýšenie trvanlivosti. To znova dokazuje rozhodujú vplyv na trvanlivosť frézovacích nástrojom so spekaným karbidom majú tepelné rázy, ktoré vyvolávajú v reznom nástroji vyššie napätia, ako mechanické rázy. Je zrejmé, že pri chladení nástroja by sa tepelné rázy zintenzívnili, preto chladenie frézovacích hláv s nástrojmi zo spekaného karbidu sa neodporúča.

Odolnosť proti tepelným rázom možno charakterizovať empirickým vzťahom, ktorý odvodil Bobrovský a Lidman vo tvare:

$$K = \frac{\lambda . R_m}{\alpha . E}, \qquad (6.10)$$

kde λ je tepelná vodivosť nástrojového materiálu, J.mm^{-1}.s^{-1}

R_m –pevnosť v ťahu, MPa

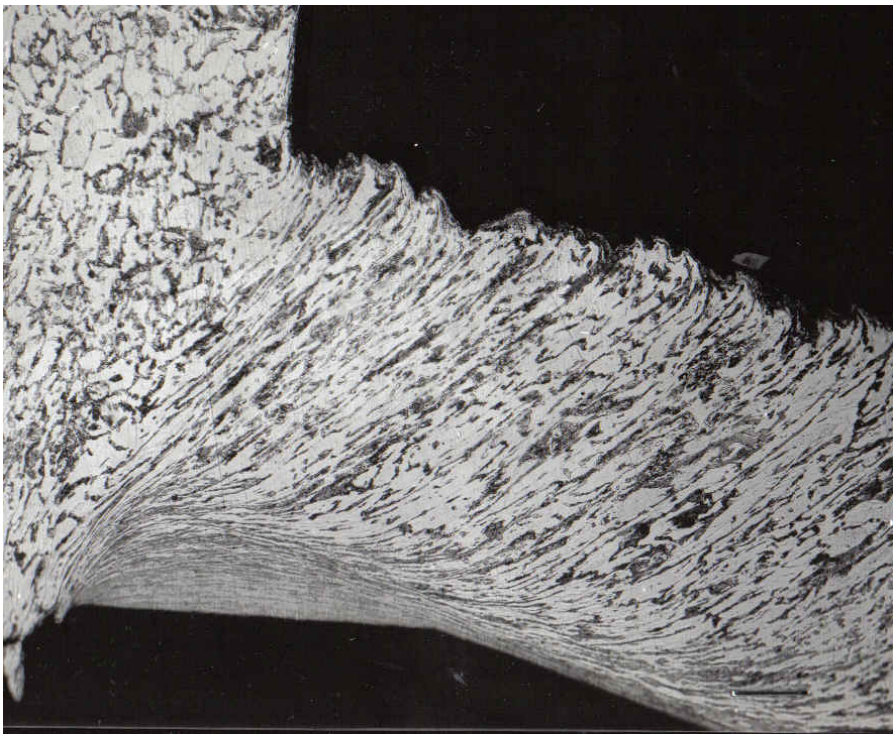
α – koeficient tepelnej rozťažnosti, mm.K^{-1}

E – . modul pružnosti, MPa

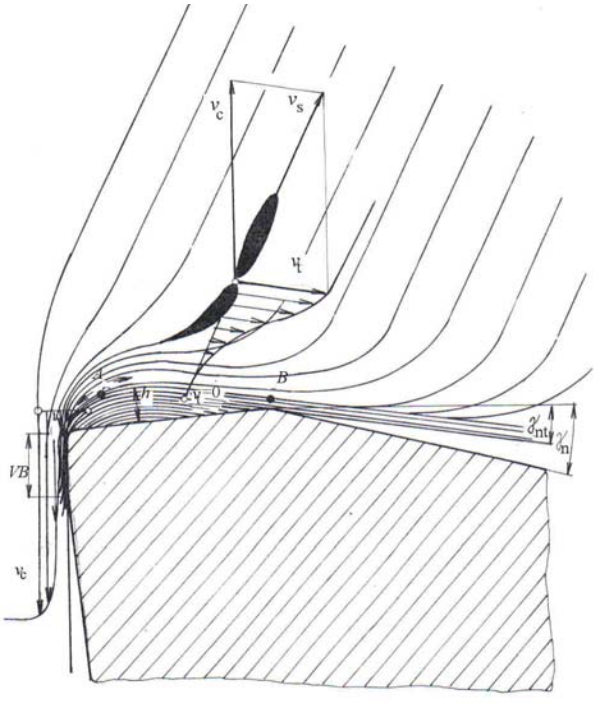
6.4 Možnosti zvyšovania trvanlivosti nástrojov

Pri štúdiu nárastkových javov a mechanizmu plastickej deformácie pri tvorení triesky sa ukázalo, že plastické pole môže slúžiť ako ochrana rezného nástroja pred opotrebením.

V dôsledku silnej adhézie zabrzdenej vrstvy triesky k čelu nástroja dochádza k tečeniu materiálu po tejto vrstve. Túto skutočnosť možno prakticky využiť na zvýšenie trvanlivosti nástroja. Pri vhodnej úprave rezného klina možno dosiahnuť udržovanie zabrzdenej vrstvy v požadovanom tvare a veľkosti. Odpovedajúci model tvorenia triesky je na obr. 6.58.



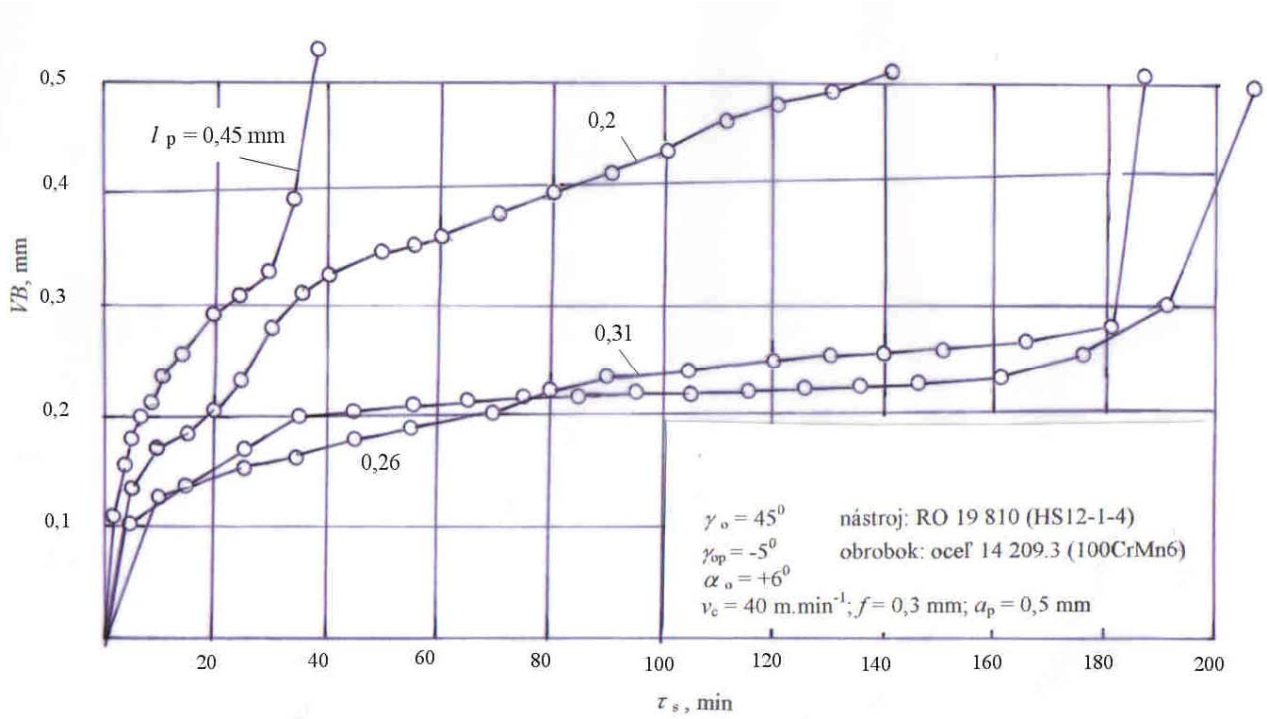
a



b

Obr. 6.58 Metalografický výbrus zóny tvorenia triesky (a) a schéma tvorenia triesky s regulovaným poľom deformácie(b)

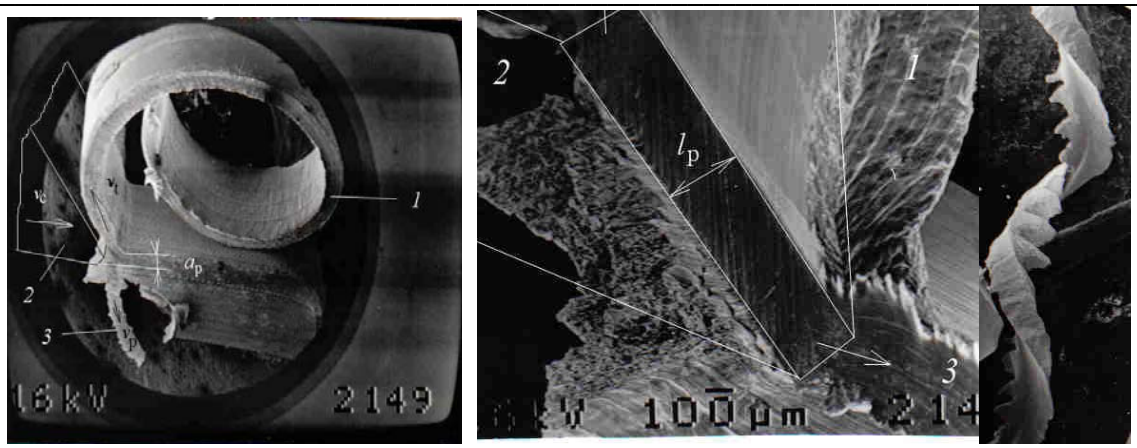
Podstata spočíva vo vytvorení skrátenej plôšky na čele, podobne, ako tomu dochádza pri normálnom opotrebení (obr. 6.5), pod záporným uhlom čela γ_{nlp}. Naopak, normálny uhol čela γ_n musí byť väčší, ako je prirodzený uhol odchodu triesky γ_{nt} [66]. Možno predpokladať, že pri dostatočne veľkom uhle čela bude trieska kĺzať po „plastickom nose“ a jej kontakt s čelom nástroja prestane. Nastane stav, keď $\gamma_n \rangle \gamma_{nt.}$ Ďalej možno usudzovať, že šírka skrátenej plôšky čela, teda aj plastického poľa v trieske l_p by mala byť približne rovná hrúbke odrezávanej vrstvy h. na dokázanie týchto skutočností bol realizovaný rad experimentov s takto upravenými nástrojmi. Na diagrame obr. 6.59 je experimentálna závislosť VB na τ_s, získaná pri sústružení nástrojmi s rozličnou šírkou l_p .



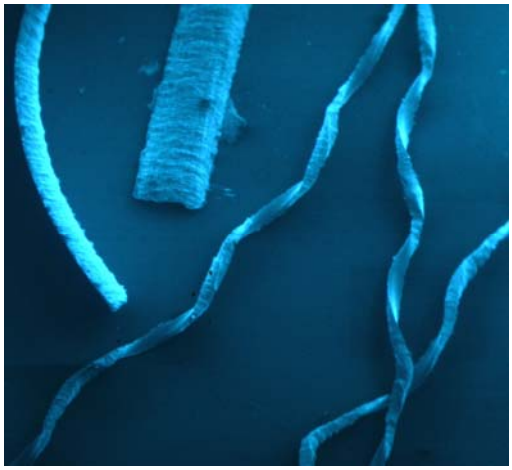
Obr. 6.59 Experimentálna závislosť $\tau_s = f(l_p)$

Vidno, že šírka skrátenej plôšky čela má výrazný vplyv na trvanlivosť, resp. na skrátenej plôške čela sa vytvára plastická vrstva rozličnej veľkosti, ktorá chráni rezný klin pred opotrebením. V prípade l_p = 0,48 už nástroj pracuje ako nôž so záporným uhlom čela, preto má malú trvanlivosť (pri VB_k = 0,3 mm je T = 20 min). Optimálna hodnota l_p je okolo 0,3 mm, teda je blízka použitému posuvu. Pri tejto hodnote je trvanlivosť najväčšia (T = 180 min).

Pretože plastická zóna sa neustále doplňuje novým materiálom a nezväčšuje svoju veľkosť je otázka, kam materiál z tejto zóny odchádza. Pozorovanie procesu obrábania a zastavených vzoriek pod elektrónovým riadkovacím mikroskopom ukazuje, že pozdĺž reznej hrany vychádza stuha deformovaného kovu vo forme sekundárnej triesky. Na obr. 6.60 sú pohľady na tento proces.



a *b* *c*

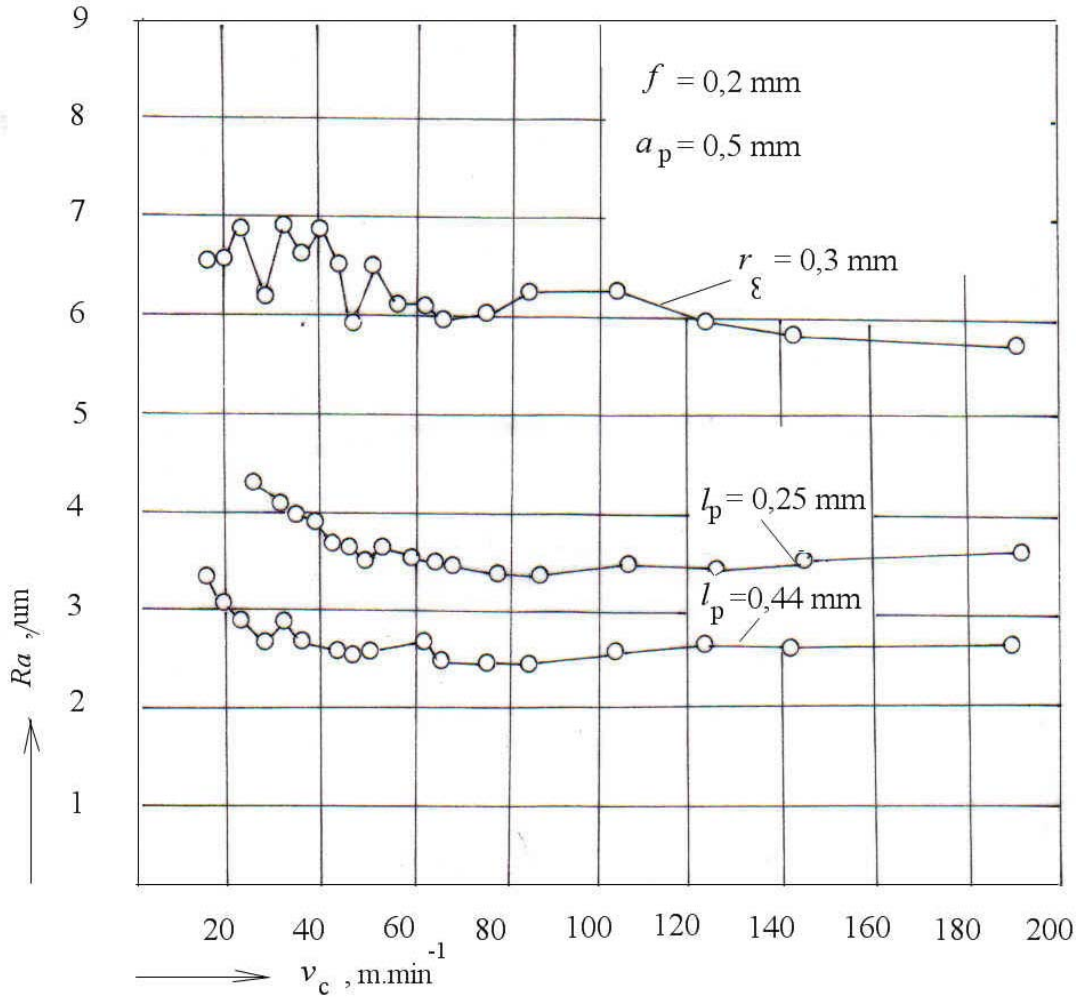


d

Obr. 6.60 Pohľad na vznik sekundárnej triesky pri obrábaní nožom so skráteným čelom. a – celkový pohľad, b – pohľad zo strany rezného klina, 1 – trieska, 2 –imitácia rezného klina, 3 – stuha deformovaného kovu, l_p =šírka skráteného čela, c – stuha sekundárnej triesky, d – primárna a sekundárna trieska

Metalografické pozorovania tejto stuhy ukazujú, že nemá kryštalickú štruktúru, v celom priereze je vláknitá a jej vlastnosti sa blížia amorfu [63]. Jej vlastnosti a prípadné využitie si zaslúži pozornosť. Na obr. *b* sú na odtlačku skrátenej plôšky nástroja viditeľné stopy po ostrení nástroja. To svedčí o skutočnosti, že trieska neprichádza do styku s touto plôškou a na plôške nie sú viditeľné stopy po opotrebení. K opotrebeniu nástroja dochádza len na chrbtovej ploche a to menej intenzívnejšie ako u klasických nástrojov, pretože „nos“ plastického kovu podľa obr. 6.58 presahuje reznú hranu, teda čiastočne zabraňuje kontaktu chrbta nástroja s obrobenou plochou.

Možno predpokladať, že tento mechanizmus deformácie bude mať vplyv na kvalitu obrobeného povrchu. Na obr. 6.61 je experimentálna závislosť *Ra* na reznej rýchlosti pre klasický a upravený nôž,

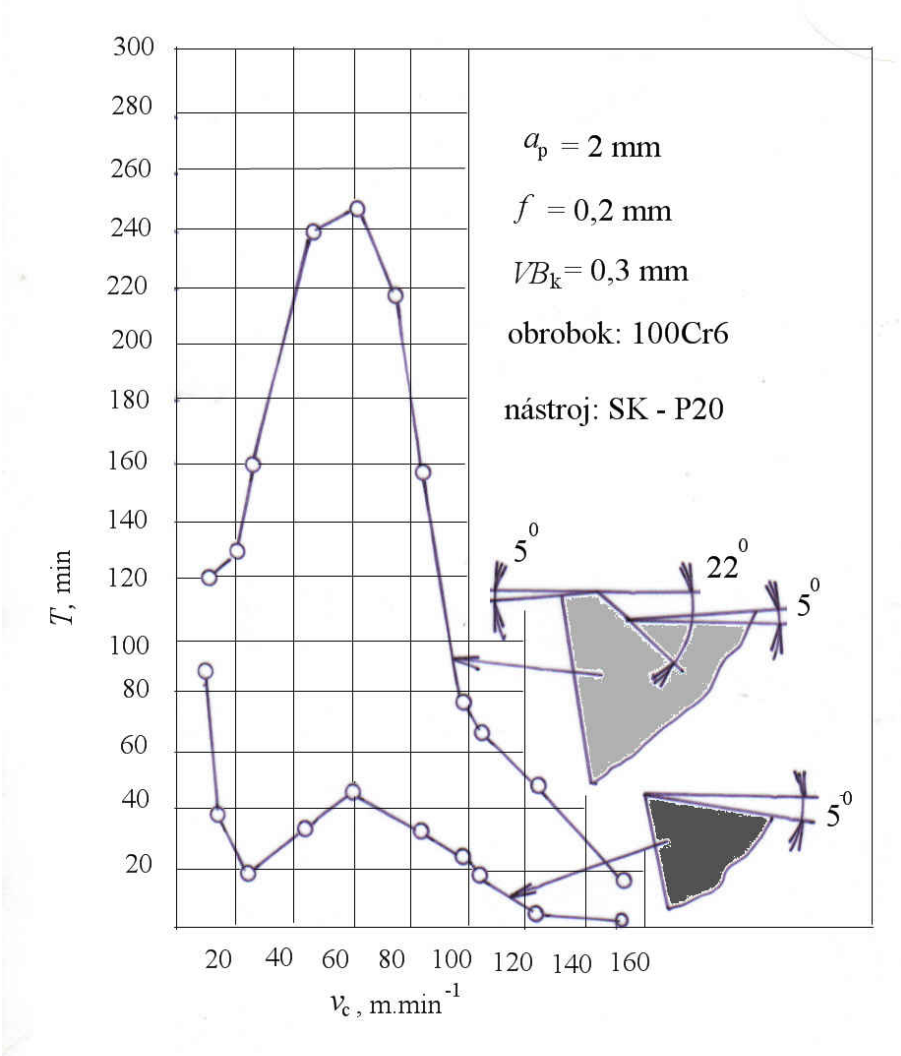


Obr. 6.61 Závislosť strednej aritmetickej výšky nerovností profilu na reznej rýchlosti pre klasický a upravený nôž. $\gamma_{lp} = -5^0$

Zlepšenie kvality obrobeného povrchu je významné. Zrejme mechanizmus plastickej deformácie pred skrátenou plôškou čela spôsobuje vyhladzovanie obrobeného povrchu. Absolútne hodnoty *Ra* sú polovičné, ako u klasického nástroja.

Na overenie týchto predpokladov boli vykonané skúšky obrábania so skráteným čelom, pri rozličných rezných rýchlostiach.

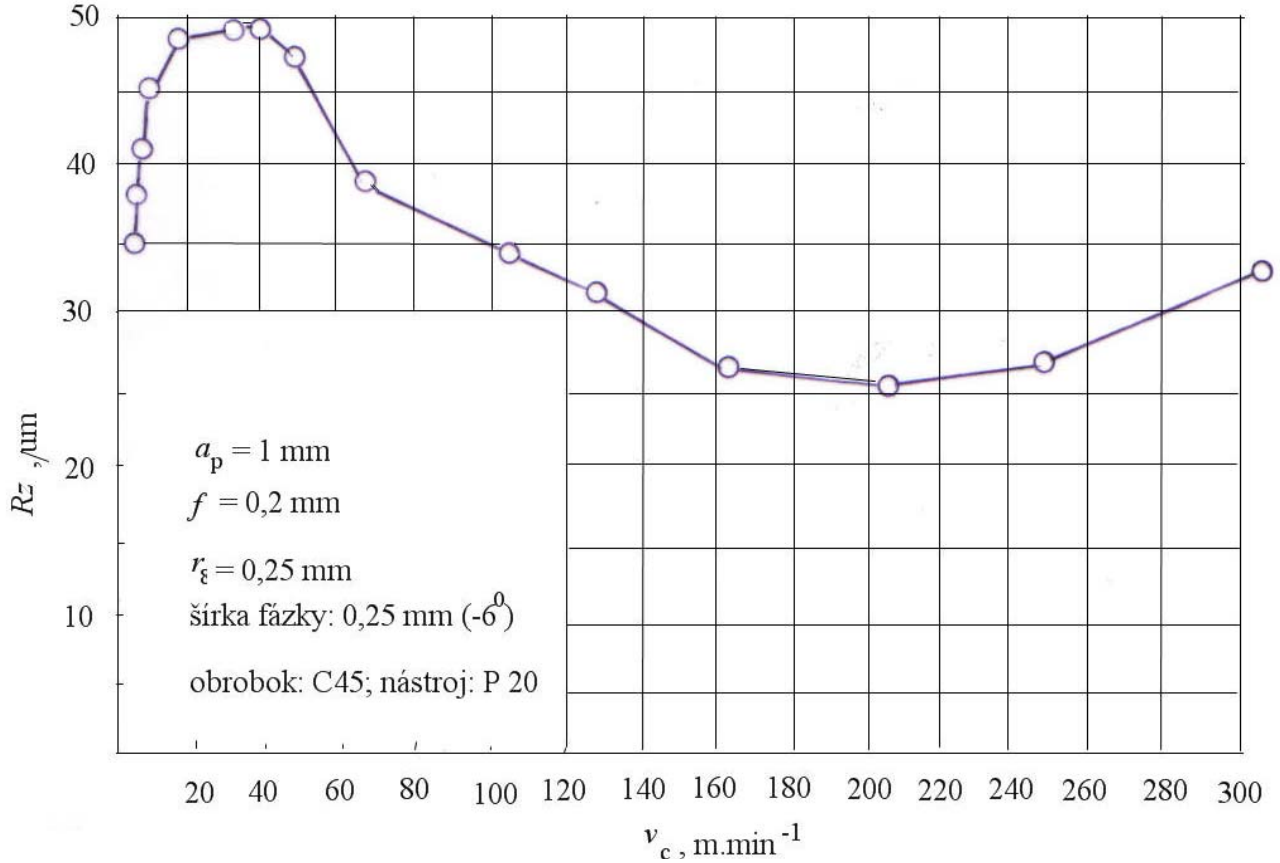
Na základe súboru meraní bola zostrojená závislosť $T = f(v_c)$, (obr. 6.62).



Obr. 6.62 Experimentálne závislosti $T = f(v_c)$ pre klasickú a upravenú geometriu nástroja

Z diagramu vyplýva, že došlo k výraznému zvýšeniu trvanlivosti nástroja v celom rozsahu rezných rýchlostí. Z toho vyplýva, že plastická zóna počas obrábania preberá funkciu rezného klina. Zvýšenie trvanlivosti je výraznejšie pri rezných rýchlostiach v rozsahu 40 – 80 $m.min^{-1}$. Relatívne menší efekt pri rezných rýchlostiach do 30 $m.min^{-1}$ zrejme vyplýva z toho, že sa na upravenom reznom kline netvorí stabilná plastická zóna.

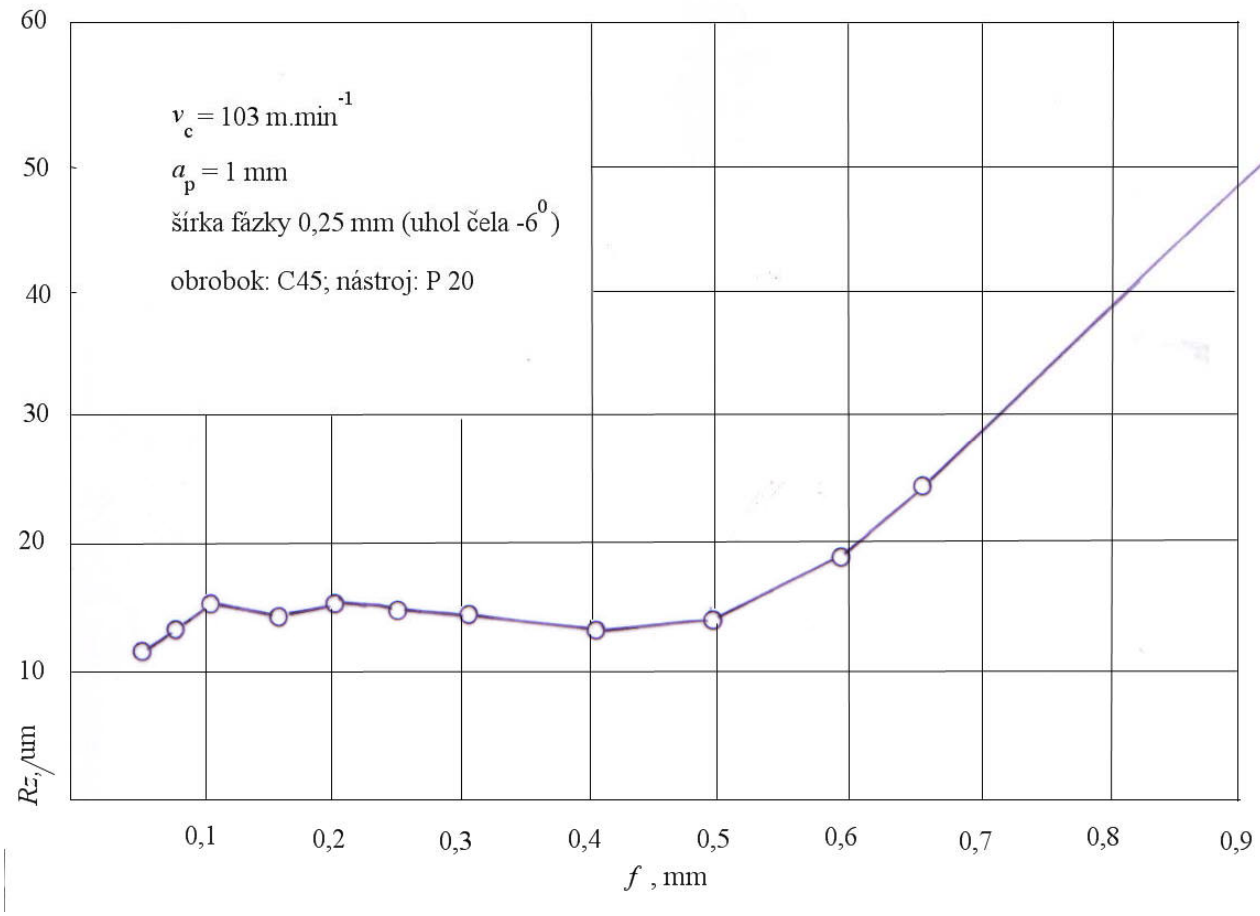
Boli vykonané skúšky sústružením na detailnejšie sledovanie vplyvu reznej rýchlosti a posuvu na kvalitu obrobeného povrchu. Na obr. 6.63 je experimentálny diagram závislosti $Rz = f(v_c)$, pri šírke skráteného čela 0,25 mm.



Obr. 6.63 Experimentálna závislosť Rz na v_c pre nástroj so skráteným čelom

V oblasti rezných rýchlostí 100 – 250 m.min^{-1} bol pozorovaný vznik sekundárnej triesky. Preto v tejto oblasti dochádzalo k obmedzeniu priameho dotyku triesky a čela nástroja. Vidno, že došlo k významnému poklesu nerovností povrchu. Dochádzalo k „vyhladzovaniu povrchu“ v podmienkach intenzívnej plastickej deformácie. Pri reznej rýchlosti 300 m.min^{-1} bola plastická zóna úzka, málo pevná na to, aby udržala triesku od dotyku s nástrojom. Kvality obrobeného povrchu sa zhoršuje. Naopak, pri malých rezných rýchloatiach (20 – 60 m.min^{-1}) sa tvorí nárastok, ktorý výrazne zhoršuje kvalitu povrchu. Pri minimálnych rezných rýchlostiach (do 20 m.min^{-1}) nie je obrábaný materiál plastický. Kontakt triesky s čelom nástroja je priamy, na obrobok sa kopíruje tvar hrotu ako u klasického nástroja.

Zaujímavý je priebeh závislosti *Rz* na posuve podľa obr. 6.64.

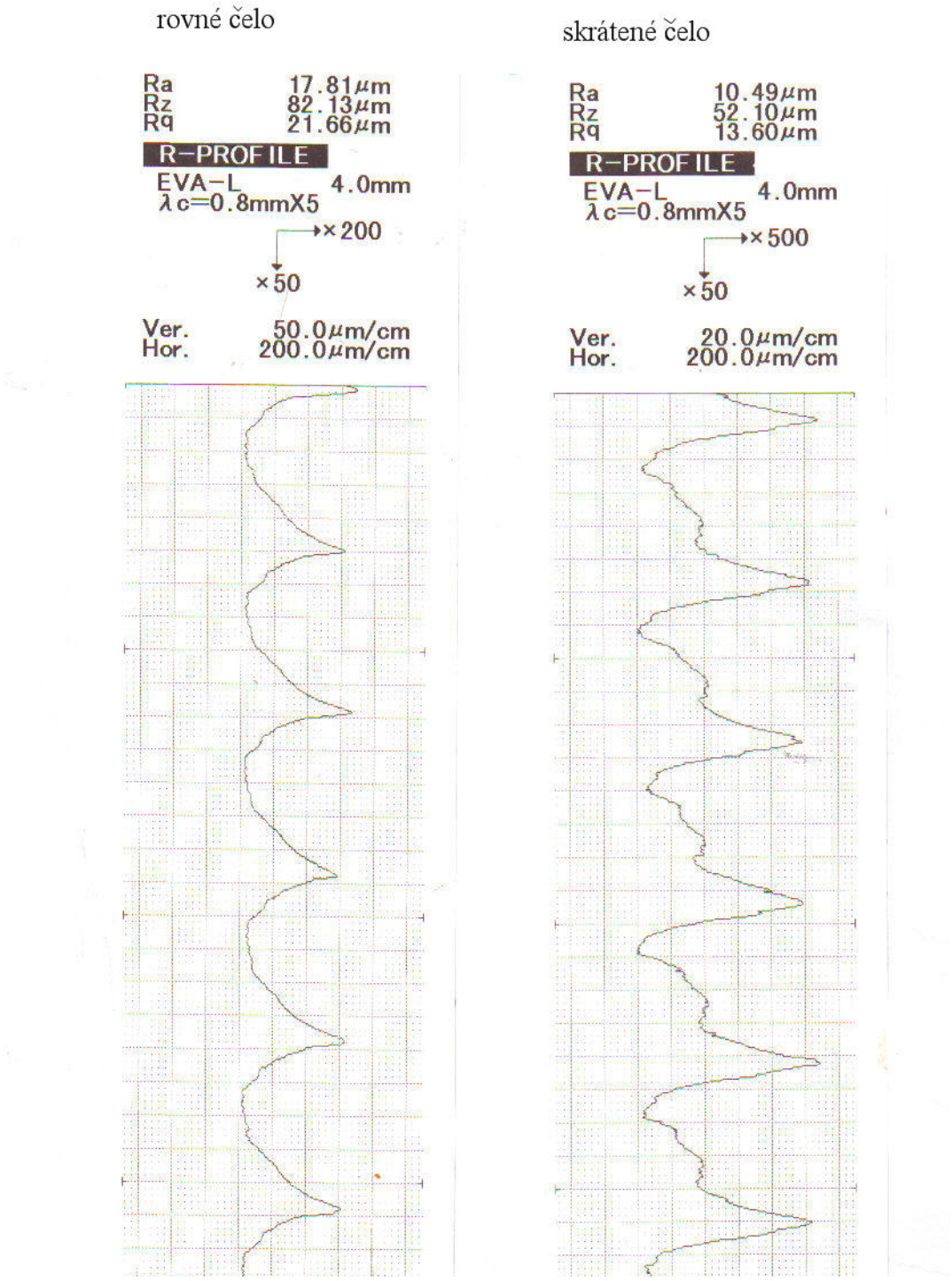


Obr. 6.64 Experimentálna závislosť najväčšej výšky nerovností na posuve pri obrábaní nástrojom so skrátenou plôškou kontaktu šírky 0,25 mm. $\gamma_f = -6^0$; $\gamma_n = 45^0$

Pretože šírka plôšky skráteného čele je v tomto prípade 0,25 mm, pri malých posuvoch (do 0,1 mm) nástroj pracuje ako nástroj so záporným uhlom čela -6^0. *Rz* stúpa v súlade s teoretickou zákonitosťou. Pri posuvoch 0,1 – 0,5 mm sa prejavuje vplyv plastickej zóny. Kvalita povrchu prakticky nezávisí na posuve. Dochádza k plastickému „vyhladovaniu“ povrchu. Po prekročení posuvu 0,5 nástroj pracuje ako nástroj s kladným uhlom čela a fázkou (šírka plôšky skráteného čela je podstatne menšia ako posuv. *Rz* stúpa podľa zákonu paraboly.

Možno konštatovať, že na dosiahnutie najlepších výsledkov obrábania, šírka plôšky skráteného čela má byť približne rovná posuvu.

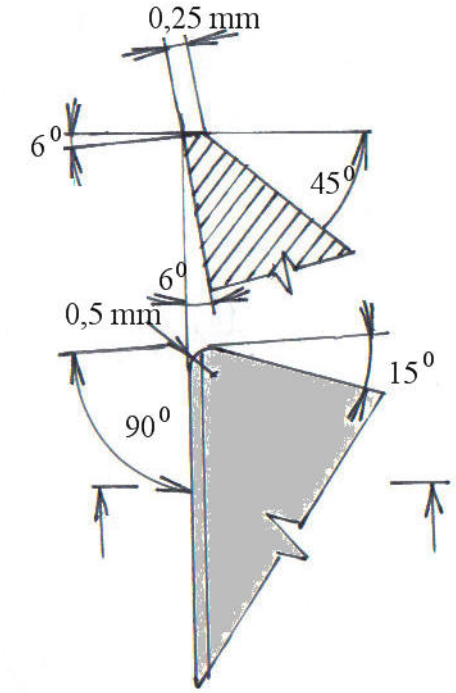
Na porovnanie je na obr. 6.65 profilogram povrchu, obrobeného nástrojom s rovným a skráteným čelom.Vidno, že „plastický nos“ deformuje profil hrotu nástroja, eda ovlyvňuje tvar obrobenej plochy.



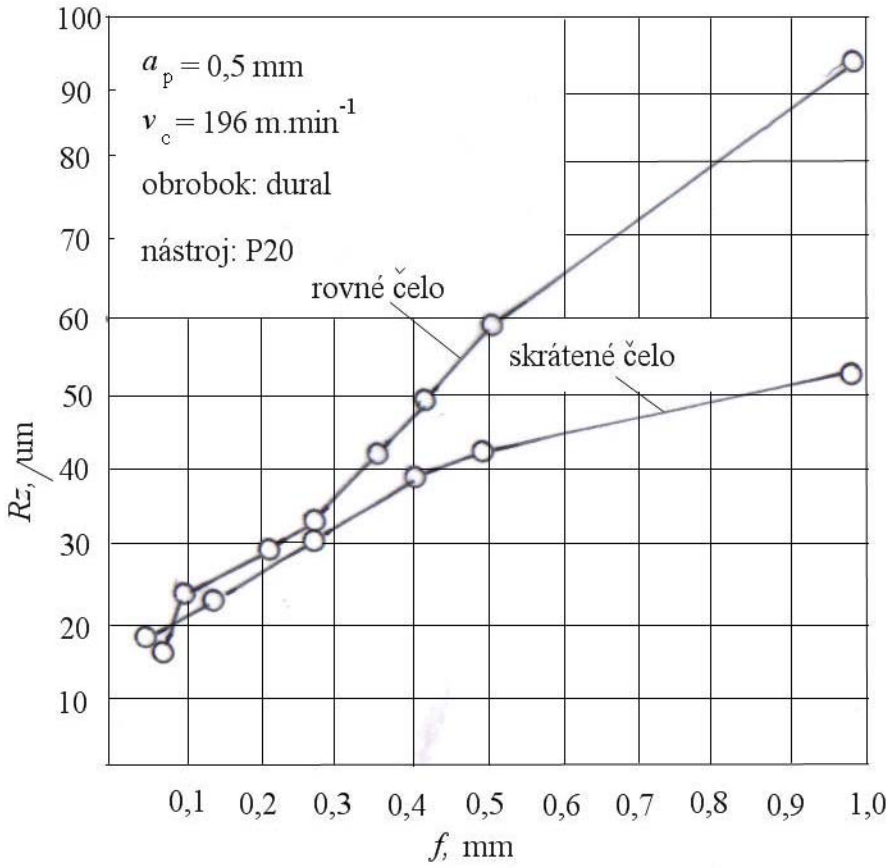
Obr. 6.65 Profil povrchu, obrobeného nástrojom s rovným a skráteným čelom. f = 0,48 mm, obrobok: C45; nástroj: P20

Vidno, že v prvom prípade ochádza ku kopírovaniu tvaru rezného klina na obrobený povrch. Pri skrátenom čele je povrch modifikovaný plastickou zónou, ktoré presahuje cez rezný klin a plasticky „zaobľuje“ povrch obrobku.

Účinok skráteného čela sa prejavuje čpecificky pri obrábaní rozličných materiálov. Boli vykonané skúšky obrábania materiálov rozličných mechanických vlastností. Geometria noža so skráteným čelom je pre všetky prípady na obr. 6.66. Výsledky sú na obr. 6.67-6.70..



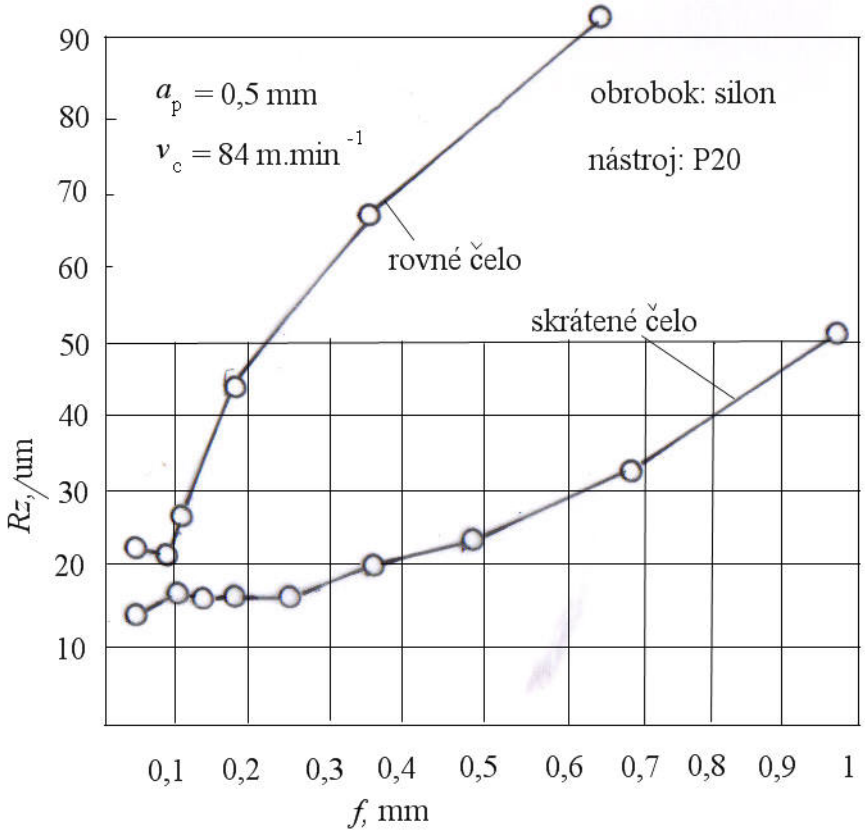
Obr. 6.66 Geometria nástroja so skráteným čelom



Obr. 6.67 Experimentálna závislosť Rz na f pri sústružení zliatiny hliníka (dural)

Hliník je charakteristický vytváraním extrémnych nárastkov (nálepov) na čele nástroja. Do posuvu 0,3 mm nie je pozorovaný rozdiel v kvalite obrobeného povrchu, pretože nástroj so skráteným čelom pracuje ako so záporným uhlom čela. Po prekročení posuvu, ktorý je väčší ako je plôška skráteného čela sa prejavuje obmedovanie dĺžky nárastku skrátenou plôčkou, čím nadobňuda rovnakú veľkosť. Kvalita obrobenéo povrchu sa teda k vyšším posuvom várazne zlepšuje.

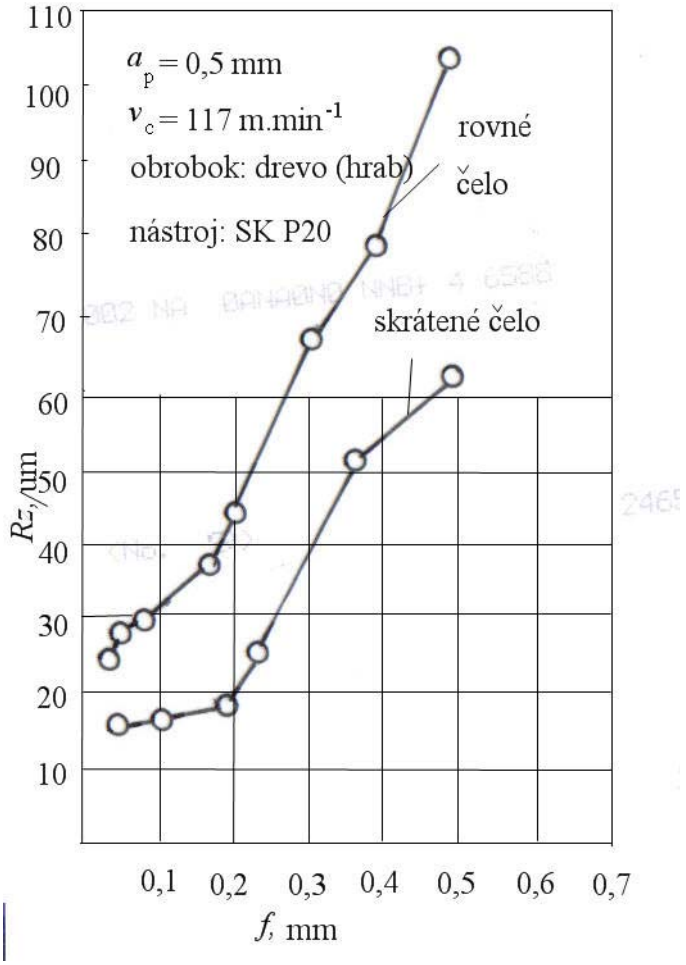
Na obr. 6.68 je podobný diagram, záskaný pri sústružení plastu.



Obr. 6.68 Experimentálna závislosť Rz na f pri sústružení silonu

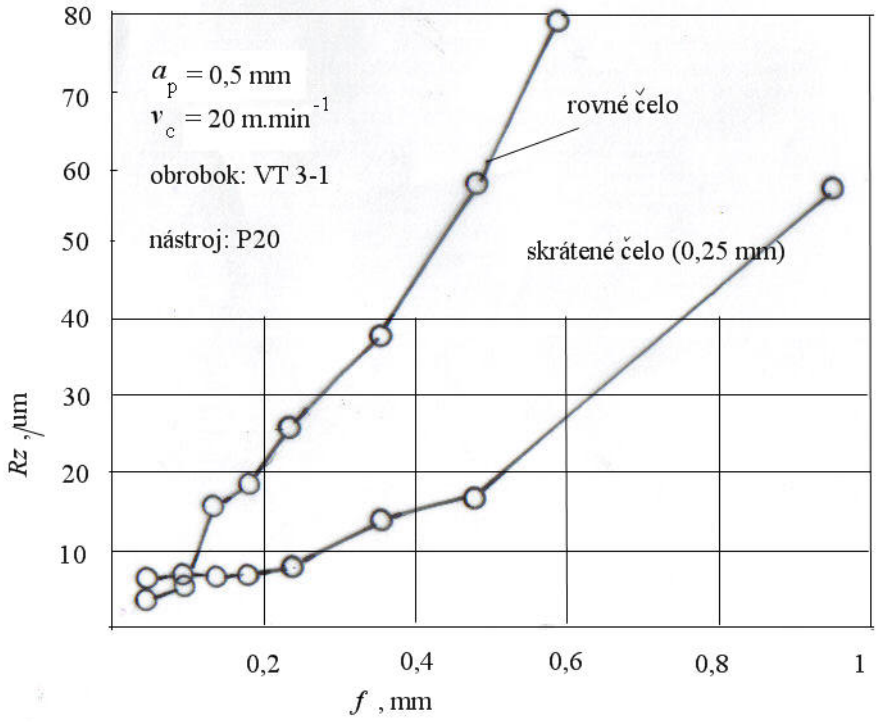
Nastáv podobný efekt, pričom účinok skrátenia čela sa prejavuje v celom rozsahu posuvov.

Na obr. 6.69 je podobný diagram, získaný pri sústružení dreveného obrobku.



Obr. 6.69 Experimentálna závislosť Rz na f, získaná pri sústružení dreva

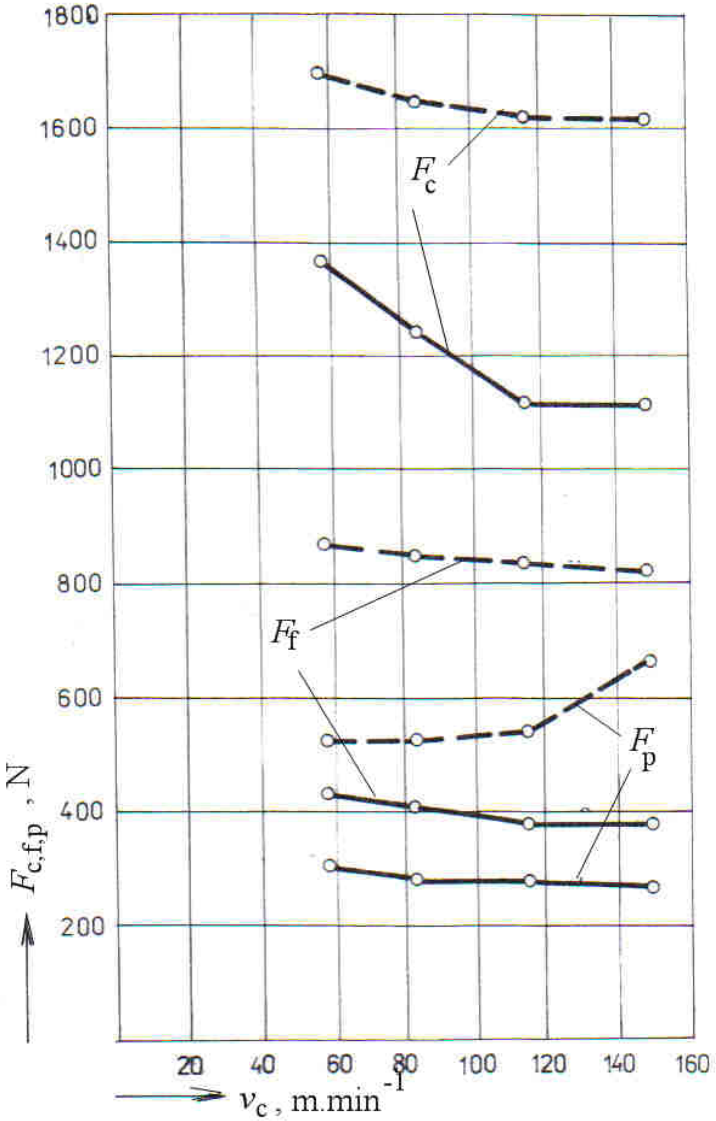
Účinok skráteného čla sa prejavuje rovnako.
Zaujímavý je priebeh závislosti pri obrábaní titánovej zliatiny (obr. 6.70).



Obr. 6.70 Experimentána závislosť Rz na f pri sústružení titánovej zliatiny

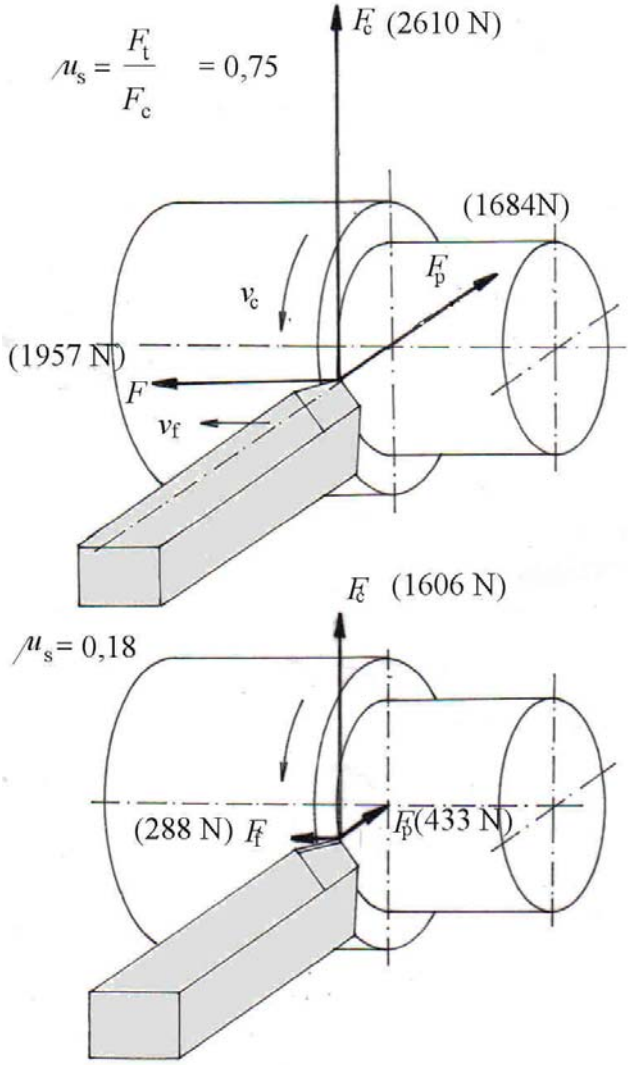
Je známe, že plochy styku triesky s čelom nástroja je pri obrábaní titánu malá. Preto do posuvu 0,1 mm sú výsledky zhodné. Obmedzovanie dotyku triesky s čelom nastáva už po prekročení tejto hodnoty. Efekt zmenčovania *Rz* stúpa k vyččím hodnotám posuvov podobne výrazne, ako u plastu.

Pre úplnosť treba uviesť, že výsledkom uvedenej úpravy je aj zmena jednotlivých zložiek rezných síl. Boli preto vykonané skúšky pri rovnakých rezných podmienkach, ako vyššie. Výsledok merania je na obr. 6.71.



Obr. 6.71 Priebeh jednotlivých zložiek rezných síl pri obrábaní nožom s normálnou a upravenou geometriou rezného klina

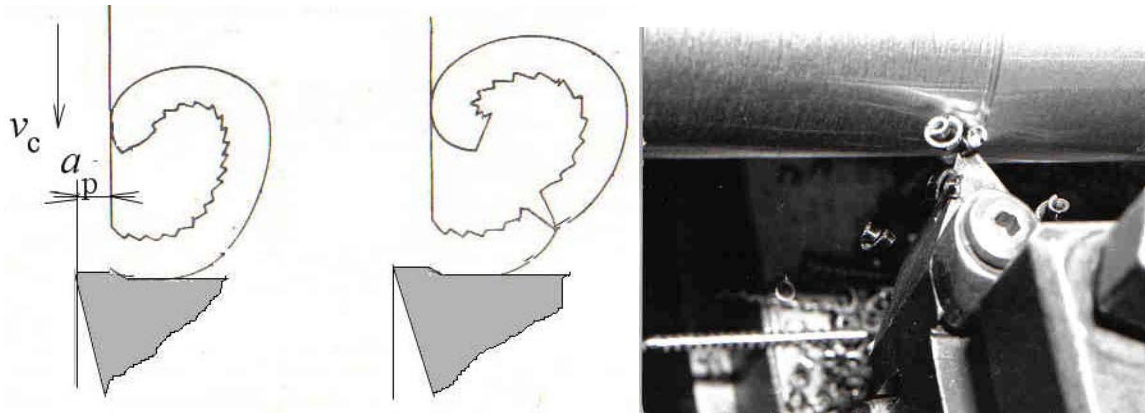
Z diagramu vyplýva pokles všetkých troch zložiek rezných síl s reznou rýchlosťou. Najviac výrazný je pokles sily F_c. Na obr. 6.72 je názorne zobrazená pomerná veľkosť jednotlivých zložiek rezných síl pri sústružení klasickým nožom a nožom so skráteným čelom.



Obr. 6.72 Porovnanie veľkosti rezných síl pri sústružení oboma nástrojmi pri rovnakých rezných podmienkach

Úpravou geometrie nástroja došlo k výraznému poklesu všetkých troch zložiek. Ak definujeme stredný koeficient trenia, ako pomer trecej (posuvovej) a hlavnej reznej sily, vidno, že jeho hodnota je v prípade skráteného čela podstatne menšia. Dá sa to vysvetliť skrátením plochy kontaktu triesky s čelom a jej trením po nose zabrzdenej zóny, teda prechodom od vonkajšieho k vnútornému treniu v trieske.

Uvedená geometria nástroja (obr. 6.66) umožňuje voľný odchod triesky. Stlačenie triesky je len málo väčšie ako 1. preto vzniká plynulá súvislá trieska. Pri obrábaní ocelí je preto potrebné vytvára aj predpoklady pre vhodné tvarovanie triesky. Je to možné úpravou ďalšej časti čela tak, že po krátkom úseku s veľkým uhlom čela sa ďalšia plocha čela upraví pod rovnakým uhlom ako skrátená plôška (v danom prípade -6^0), podľa obr. 6.73. Vzniká tým „plochý tvarovač triesky“. Schéma pohybu triesky po čele nástroja je na obr. Mechanizmus tvarovania a lámania triesky je nasledovný: Trieska odchádza po šikmej ploche čela a následne sa ohýba o rovné čelo a stáča sa na prechodovú plochu. V dôsledku tohto dotyku sa láme v naznačenom mieste. Fotografia ukazuje, že tento mechanizmus nedovolí vytvoriť viac ako 2- 3 závity triesky. Tvar triesky je skrutkovitá špirála. Odchod triesky je voľný, bez prekážky, ako u stupienkových tvarovačov, preto rezná sila nestúpa.



a *b*

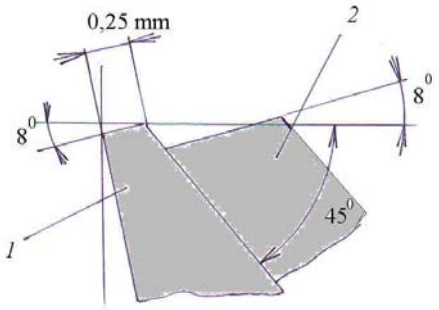
Obr. 6.73 Tvarovanie triesky vplyvom „plochého tvarovača“. a - schéma, b - fotografia zóny obrábania

Na obr. 6.74 sú nástroje na aplikáciu skráteného čela s uhlom čela $+45^0$ a $+55^0$. Pretože ako vyplýva z úvah vyššie, trieska je pri tak veľkých uhloch čela málo tvarovaná, plynulá, s malým stlačením. Preto je pri rovnom čele potrebný príložný tvarovač triesky.

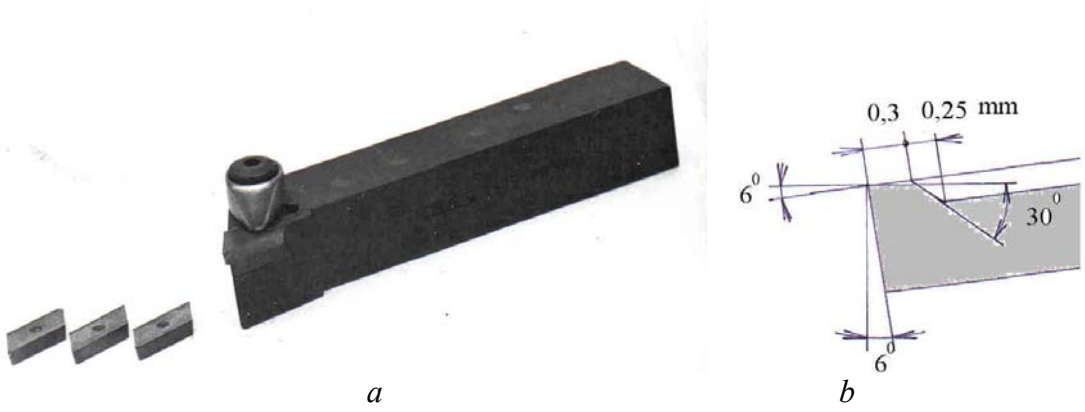
a

Obr. 6.74 Konštrukcia nástrojov s vymeniteľnými platničkami s príložným tvarovačom triesky (a) a odpovedajúca geometria nástroja (b). 1 –rezná platnička, 2 – príložný tvarovač triesky

b

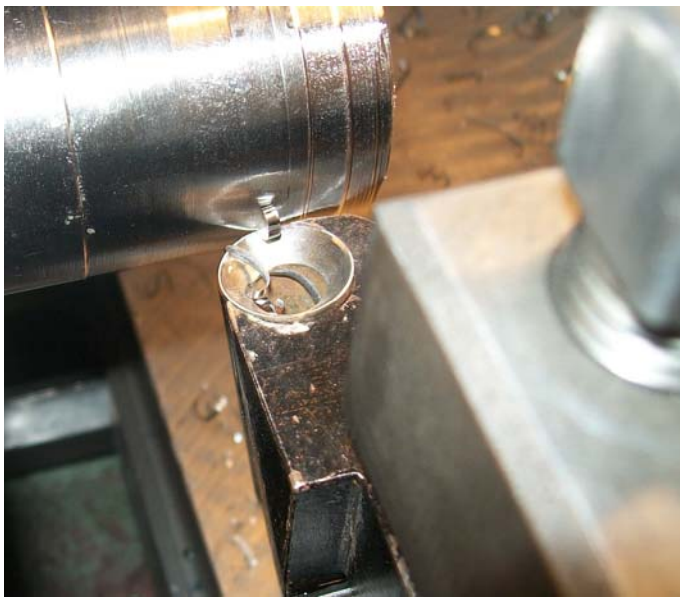


Iným variantom je upravená vymeniteľná platnička, ktorá má výstupok s odpovedajúcou geometriou podľa obr. 6.75.



Obr. 6.75 Variant nástroja so skráteným čelom s tvarovou reznou platničkou. a – fotografia nástroja s platničkami, b – schéma geometrie

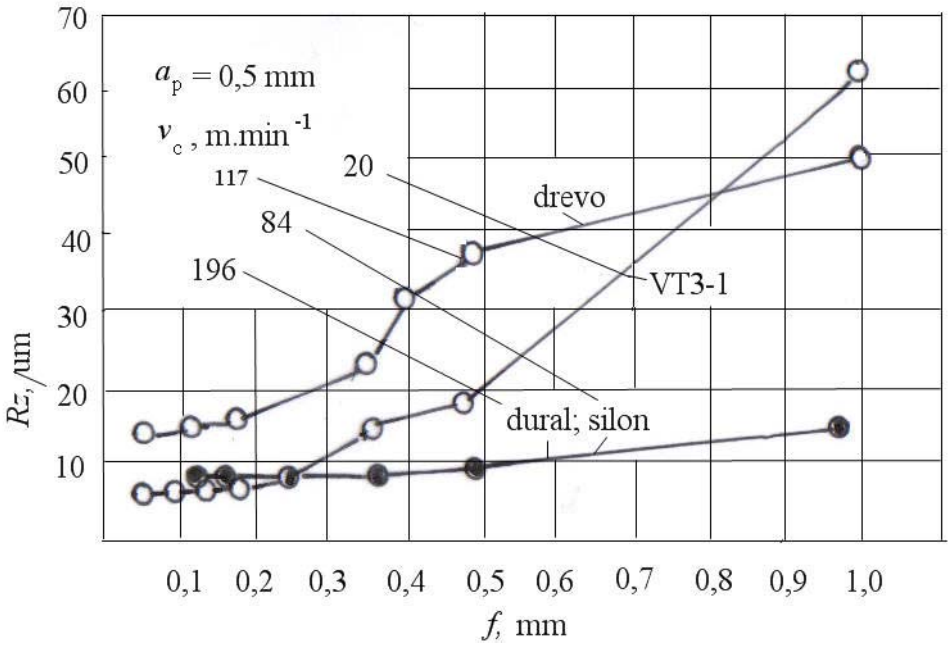
Pri obrábaní plastických materiálov, kde vzniká stuhovitá trieska možno použiť variánt nástroja, podľa obr. 6.76, ktorý by bolo možné nazvať „rúrkový nôž“. Konštrukcia vychádza z predpokladu, že ponecháme maximálny uhol čela a vzninutá trieska sa odvedie otvorom v nástroji ,prípadne pokračujúcou rúrkou mimo priestoru obrábania.



Obr. 6.76 Rúrkový sústružnícky nástrojpri obrábaní

Nástroj má tvar rúrky, ktorá má na čele fázku a kužeľový otvor s odpovedajúcim uhlom čela. Otvor pokračuje valcovou časťou, ktorou odchádza trieska. Funkcia nástroja je identické ako vyššie.

Nástrojom z rýchloreznej ocele boli vykonaná pokračujúce experimentálne skúšky. Ich výsledok je na sumárnom diagrame (obr. 6.77*)*.

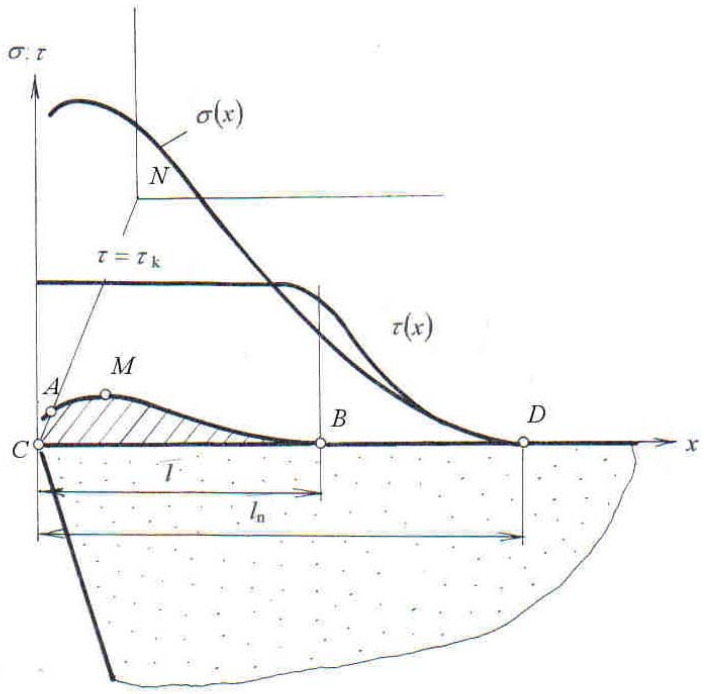


Obr. 6.77 Experimentálny závislosť Rz na f, získaná pri sústružení čtyroch rozličných materiálov nástrojom kruhového profilu, priemeru 30 mm.

Pri porovnaní s priamym nožom so skrátenou plôškou kontaktu je u všetkých materiálov zlepšená kvalita povrchu. Je to dané aj zväčšeným polomerom nástroja. Najlepšie výsledky sú u duralu a silónu, kde sú závislosti totožné.

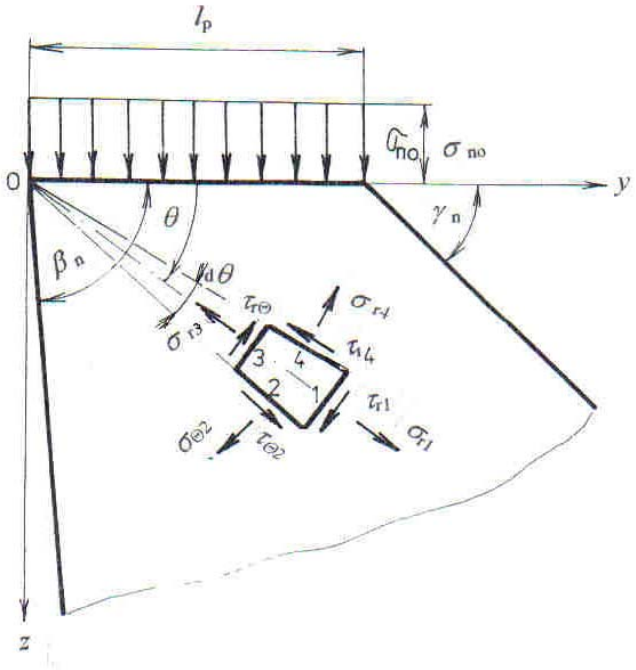
Napriek výraznému poklesu všetkách zložiek rezných síl, je potrebné kontrolovať pevnosť rezného klina, pretože pri veľkých uhloch čela je značne oslabený. Jedným zo základných problémov pevnostného výpočtu rezného klina je určenie charakteru zaťaženia reznej časti nástroja pri obrábaní. Pri aplikácii spekaných karbidov dochádza ku krehkému porušovaniu rezného klina, spôsobenému dynamickým charakterom zaťažujúcej sily. K objasneniu mechanizmu porušovania nástroja je potrebné poznať rozloženie napätí na čele noža. Napätia v reznom kline sa dajú vypočítať s použitím zákonov pružnosti. Pri bežných výpočtoch môžeme uvažovať s rovinnou napätosťou. Je však potrebné použiť niektoré zjednodušenia:

- V súvislosti s vyššie uvedenými úvahami, venovanými analýze teploty styku medzi nástrojom a trieskou možno konštatovať, že v mieste skráteného čela nie je oblasť maximálnych teplôt. Teplota v tomto mieste klesá smerom k reznej hrane nástroja. Pre potreby výpočtu budeme uvažovať strednú hodnotu teploty a jej konštantný priebeh.
- Výsledky novších výskumov priebehu napätí pred rezným klinom ukazujú, že bezprostredne na hrote nástroja normálne napätie na rozdiel od zjednodušenej schémy uvedenej vyššie klesá, podľa obr. 6.78. Pre výpočet budeme uvažovať konštantný priebeh napätí na skrátenej plôške čela.



Obr. 6.78 Schéma priebehu kontaktných normálnych a tangenciálnych napätí na čele noža

Na obr. 6.79 je znázornený model rezného klina s uvažovaním uvedených zjednodušení.



Obr. 6.79 Výpočtový model rezného klina so skrátenou plôškou čela

Pre sumárnu funkciu napätia ϕ v reznom kline možno napísať vzťah [39]:

$$\phi = a_0.\log r + b_0.r^2 + c_0.r^2.\log r + d_0.r^2.\theta + a_0'.\theta; \frac{a_1}{2}.r.\theta.\sin\theta + \left(b_1.r^3 + a_1'.r^{-1} + b_1'.r.\log r\right).\cos\theta -$$
$$-\frac{c_1}{2}.r.\theta.\cos\theta + \left(d_1.r^3 + c_1'.r^{-1} + d_1'.r.\log r\right).\sin\theta + \sum_{n=1}^{\infty}\left(a_n + r^n + b_n.r^{n+2} + a_n'.r'^{-n} + b_n'.r^{-(n+2)}\right).\cos n.\theta +$$
$$+\sum_{n+2}^{\infty}\left(c_n.r^n + d_n.r^{n+2} + c_n'.r^{-n} + d_n''.r^{-(n+2)}\right).\sin n.\theta \tag{6.11}$$

Zložky napätia sa dajú opísať rovnicami:

$$\sigma_r = \frac{1}{r}.\frac{\partial\phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2}.\frac{\partial^2\phi}{\partial\theta^2}$$
$$\sigma_\theta = \frac{\partial^2\phi}{\partial r^2} \tag{6.12}$$
$$\tau_{r,\theta} = \frac{1}{r^2}.\frac{\partial\phi}{\partial\theta} = \frac{1}{r}.\frac{\partial^2\phi}{\partial r.\partial\theta}$$

Ak neberieme iba členy, ktoré obsahujú r^n $(n \geq \theta)$, dostaneme:

$$\sigma_r = 2.b_0 + 2.d_0.\theta - 2.a_2.\cos 2\theta - 2.c_2.\sin 2\theta + r\left(2.b_1.\cos\theta + 2.d_1.\sin\theta - 6.a_3.\cos 3\theta - 6.c_3.\sin 3\theta\right) - 12.r^2.$$
$$\left(s_4.\cos 4\theta + c_4.\sin 4\theta\right) + ...$$

$$\sigma_\theta = 2.b_0 + 2.d_0.\theta + 2.a_2.\cos 2\theta + 2.\sin 2\theta + 6r\left(b_1.\cos\theta + d_1.\sin\theta + a.\cos 3\theta + c_3.\sin 3\theta\right) +$$
$$+12.r^2\left(b_2.\cos 2\theta + d_2.\sin 2\theta + a_4.\cos 4\theta + c_4.\sin 4\theta\right) + ...$$
$$\tau_{r,\theta} = -d_0 + 2.a_2.\sin 2\theta - 2.s_2.\cos 2\theta + r\left(2.b_1.\sin\theta - 2.d_1.\cos\theta + 6.a_3.\sin 3\theta - 6.c_3.\cos 3\theta\right) +$$
$$+r^2\left(6.b_2.\sin 2\theta - 6.d_2.\cos 2\theta + 12.a_4.\sin 4\theta - 12.c_4.\cos 4\theta\right) + ... \tag{6.13}$$

Zaveďme si bezrozmerné veličiny:

- bezrozmerný normálny tlak na jednotku plochy čela možno napísať ako $\sigma_{n\theta} = -1$
- napätie trenia: $r_o = -\mu$,

kde μ je koeficient trenia.

Ak predpokladáme rovnomerné rozdelenie napätí, všetky konštanty, ktoré obsahujú r, čiže b_1; d_1; a_3; c_3; b_2; d_2; a_4 a c_4 možno položiť rovné nule.

Ak reznú hranu považujeme za počiatok súradnicového systému, je možné hraničné podmienky napísať v nasledovnom tvare.

$$\sigma_{0(\theta=0)} = -1$$
$$\tau_{r,0(\theta=0)} = -\mu$$

$$\sigma_{0(\theta=\beta)_n} = 0$$
$$\tau_{r,0(\theta=\beta_n)} = 0$$

kde β_n je uhol rezného klina v normálovej rovine.

Dosadením týchto hraničných podmienok do predchádzajúcich rovníc dostaneme:

$$\begin{aligned} &2.b_0 + 2.a_2 = -1 \\ &2.b_0 + 2.d_0.\beta_n + 2.a_2.\cos 2\beta_n + 2.c_2.\sin 2\beta_n = 0 \\ &-2.c_2 - d_0 = -\mu \\ &-d_0 + 2.a_2.\sin 2\beta_n - 2.c_2.\cos 2\beta_n = 0 \end{aligned} \qquad (6.14)$$

Riešením týchto rovníc dostaneme nasledovné hodnoty konštánt:

$$\begin{aligned} a_2 &= \frac{\mu.\cos\beta_n - \sin\beta_n + 2.\mu.\beta_n.\sin\beta_n - \frac{\mu_{.0}}{\sin\beta_n}}{4(\sin\beta_n - \beta_n.\cos\beta_n)} \\ d_0 &= \frac{2.\mu.\sin\beta_n - \cos\beta_n}{4.(\sin\beta_n - \beta_n.\cos\beta_n} \\ c_2 &= \frac{\cos\beta_n - 2.\mu.\beta_n.\cos\beta_n + \mu + \sin\beta_n}{4.(\sin\beta_n - \beta_n.\cos\beta_n)} \\ b_0 &= \frac{-\sin\beta_n + 2.\beta_n.\cos\beta_n - \mu.\cos\beta_n - 2.\mu.\beta_n + \frac{\mu.\beta_n}{\sin\beta_n}}{4.(\sin\beta_n - \beta_n.\cos\beta_n)} \end{aligned} \qquad (6.15)$$

Ak označíme bezrozmerné napätia znakom *, je možné napísať pre hlavné dve napätia nasledovné výrazy.

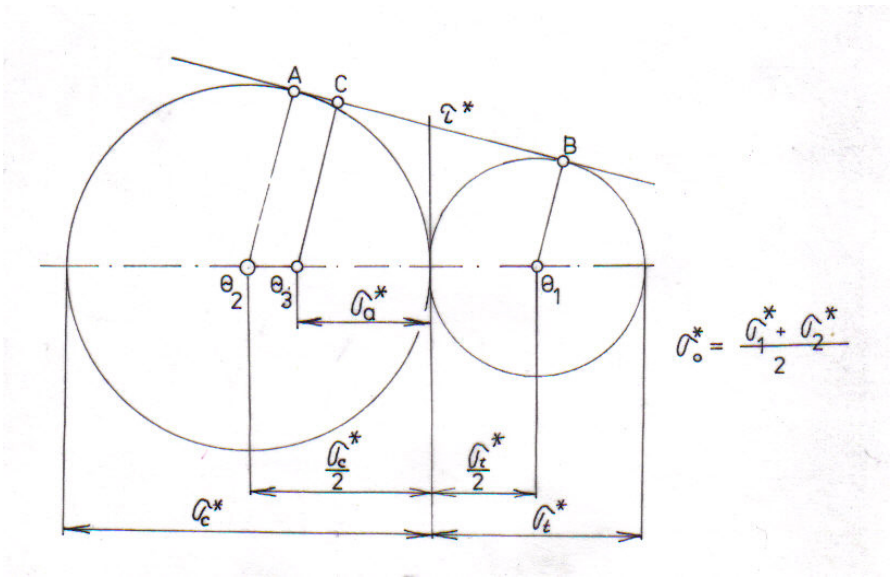
$$\begin{aligned} \sigma_1^* &= \frac{\sigma_r^* + \sigma_\theta^*}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_r^* - \sigma_0^*}{2}\right)^2 + \tau_{r0}^{*\,2}} \\ \sigma_2^* &= \frac{\sigma_r^* + \sigma_\theta^*}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_r^* - \sigma_\theta^*}{2}\right) + \tau_{r0}^{*\,2}} \end{aligned} \qquad (6.16)$$

Je možné s určitým priblížením povedať, že uvedené rovnice platia po dosadení uhla rezného klina β_n aj β_n^*. V prípade β_n^* je potrebné abstrahovať rezný klin vo tvare so zanedbateľnou veľkosťou plôšky l_p a rovnomerným zaťažením čela (konštantný priebeh normálneho napätia).

Pokúsme sa stanoviť podmienku, pri ktorej dochádza k porušeniu reznej hrany. Ak použijeme teóriu maximálnych šmykových napätí, platí pre kritérium pevnosti rezného klina:

$$\frac{\sigma_1^* - \sigma_2^*}{2} = \mathrm{f}\left(\sigma^*\right). \qquad (6.17)$$

Pri výpočte použijeme nasledovné zjednodušenia:
Pri stanovení pomernej hodnoty, pri ktorej dochádza k porušeniu noža si znázorníme kružnice, ktoré odpovedajú Mohrovým kružniciam maximálnych napätí, podľa obr. 6.80.



Obr. 6.80 Mohrové kružnice napätí

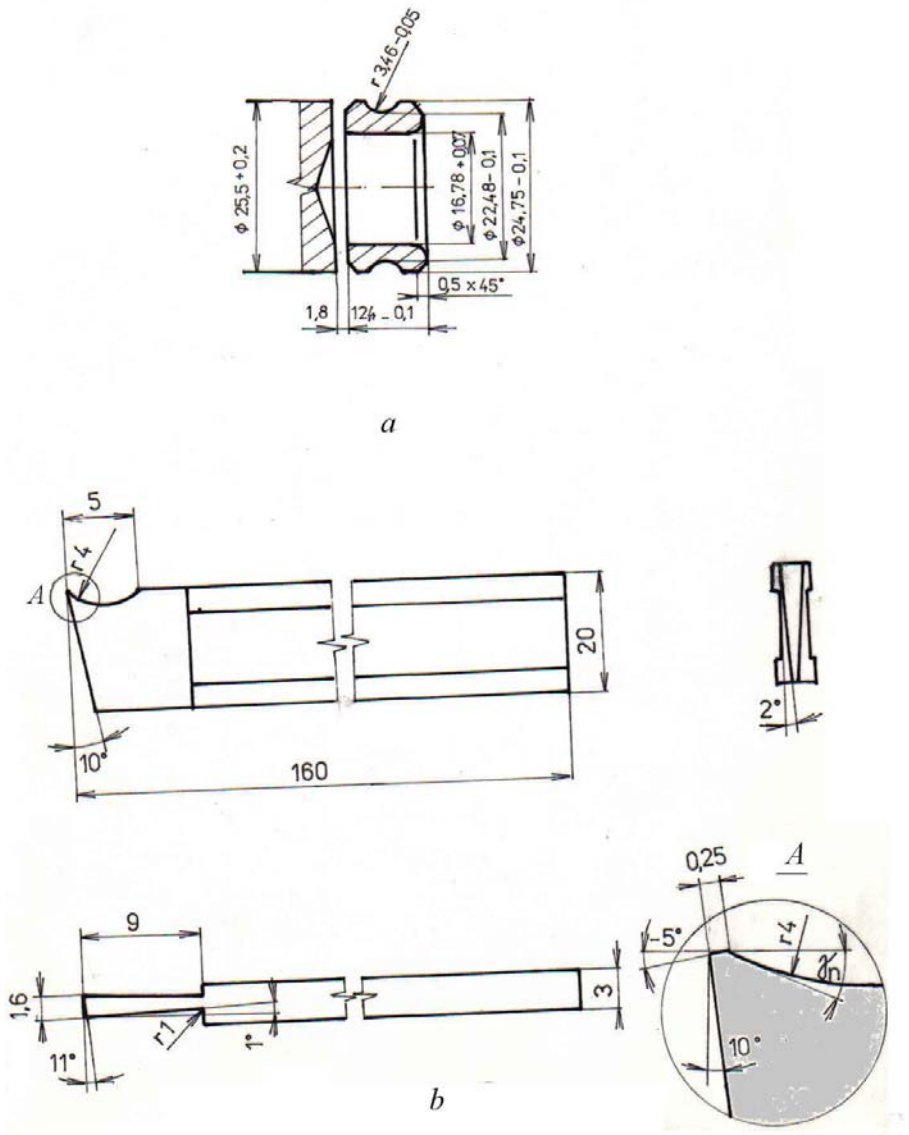
Za kritickú priamku budeme považovať dotyčnicu k obom kružniciam. Takto ak hodnoty normálneho napätia v danom bode reznej hrany vyhovujú rovnici:

$$\frac{\sigma_1^* + \sigma_2^*}{2} = \sigma_a^*, \qquad (6.18)$$

potom po nájdení vzdialenosti O_3C_1, ktorá predstavuje úsečku kolmú na dotyčnicu AB z bodu σ_a^* na súradnici σ porovnávame ju s výpočtovou hodnotou: $\frac{\sigma_1^* + \sigma_2^*}{2}$.

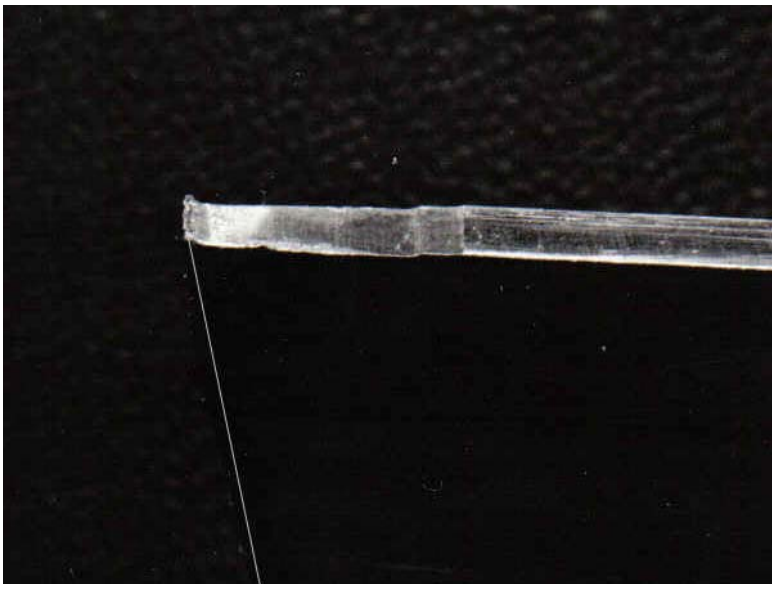
Ak je $\sigma_1^* - \sigma_2^*$ väčšie ako $2.O_3C$, dochádza k mechanickému poškodeniu rezného klina.

Vzhľadom na menšie namáhanie reznými silami, možno použiť túto geometriu aj na málo tuhé upichovacie nástroje. Na obr. 6.81 je príklad aplikácie pri upichovaní vnútorného krúžku guľkového ložiska [66].



Obr. 6.81 Upravený upichovací nôž na upichovanie obrobku od tyčového polovýrobku

Pohľad na čelo upichovacieho nástroja (obr. 6.82) ukazuje, že na plôške skráteného čela sa vytvára plastický klin s veľkým uhlom čela, ktorý sa udržuje aj po ukončení záberu. Trieska kĺže po tomto útvare a stáča sa po zakrivenom čele noža do tvaru špirály. Tvar odchádzajúcej triesky je na obr. 6.83.

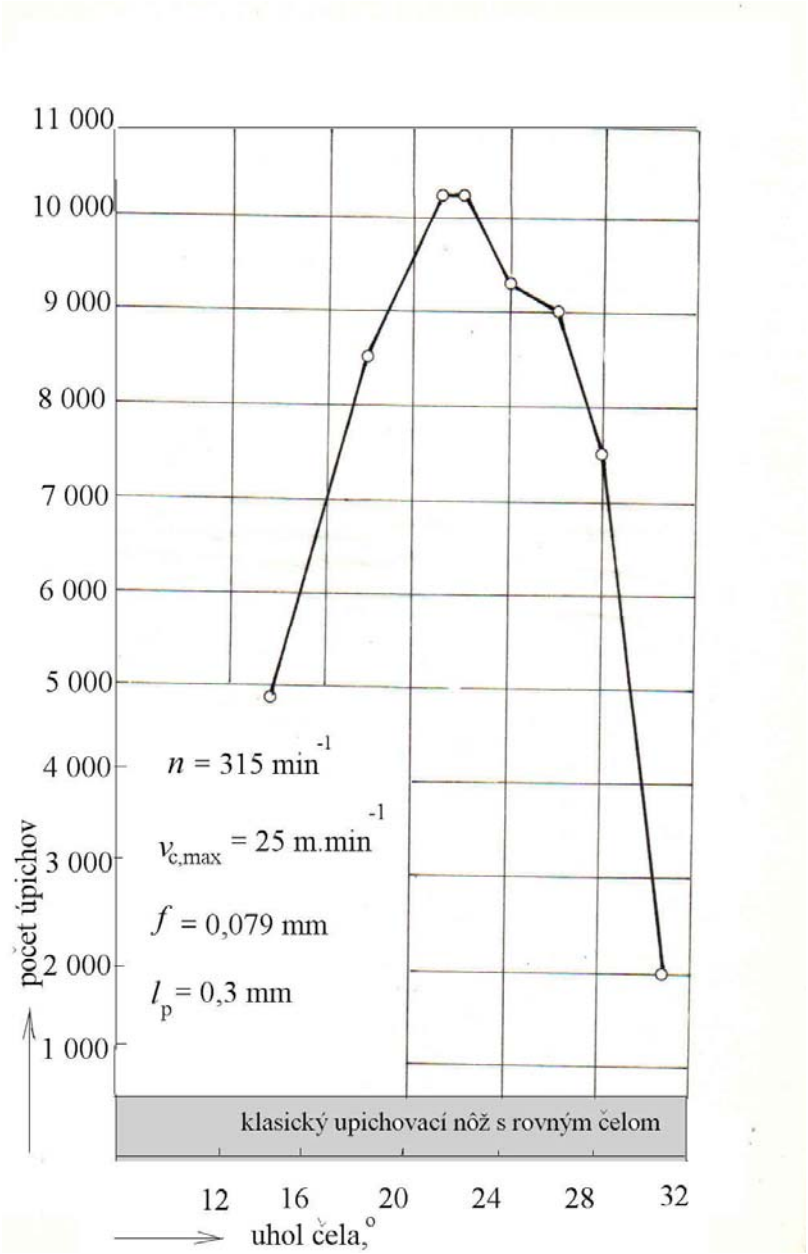


Obr. 6.82 Pohľad na čelo upichovacieho noža po upichnutí obrobku

Obr. 6.83Pohľad na triesky z upichovania nožom z obr. 6.68

Vidno, že špirálová triesky dosiahne určitú veľkosť a trením o prechodovú plochu sa ulomí.

Na trvanlivosť upraveného upichovacieho noža má vplyv aj uhol čela γ_n. Pri zväčšovaní uhla čela sa dosiahne stav, keď tlak triesky na čelo sa minimalizuje. Pri vysokých uhloch čela však už dochádza k zoslabovaniu rezného klina nástroja a trvanlivosť klesá. Táto skutočnosť je zrejmá z obr. 6.84

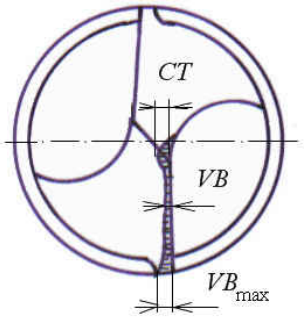


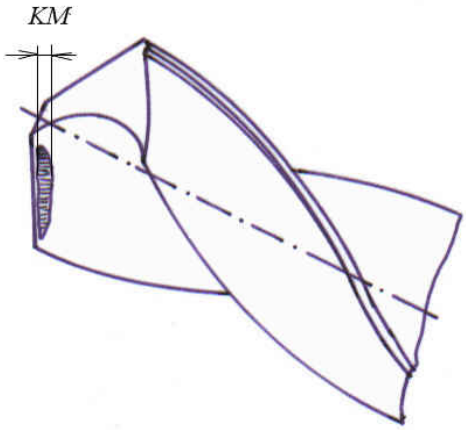
Obr. 6.84 Závislosť trvanlivosti upraveného upichovacieho nástroja (vyjadreného počtom úpichov) na uhle čela

V daných podmienkach je optimálny uhol čela 22°. Rozdiel v počte záberov oproti klasickému nožu s rovným (nelomeným) čelom je výrazný v celom rozsahu použitých uhlov čela.

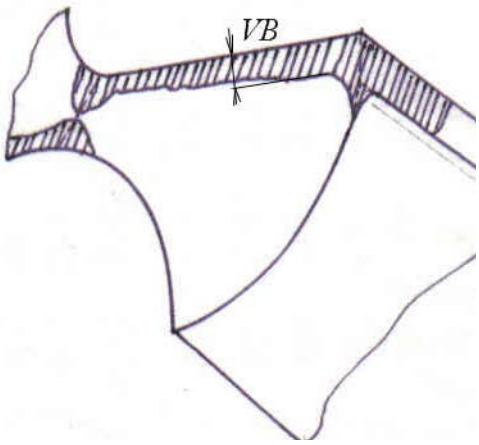
Vonkajší tvar opotrebenia nástrojov závisí na veľkosti teploty v sledovanom mieste nástroja, teda na reznej rýchlosti. Napr. pri vŕtaní skrutkovitým vrtákom sa pozdĺž reznej

hrany rezná rýchlosť výrazne odlišná. Preto najväčšie opotrebenie bude na hrote vrtáka a postupne bude klesať k jadru, podľa obr. 6.75





Obr. 6.85 Vonkaší prejav opotrebenia skrutkovitého vrtáka



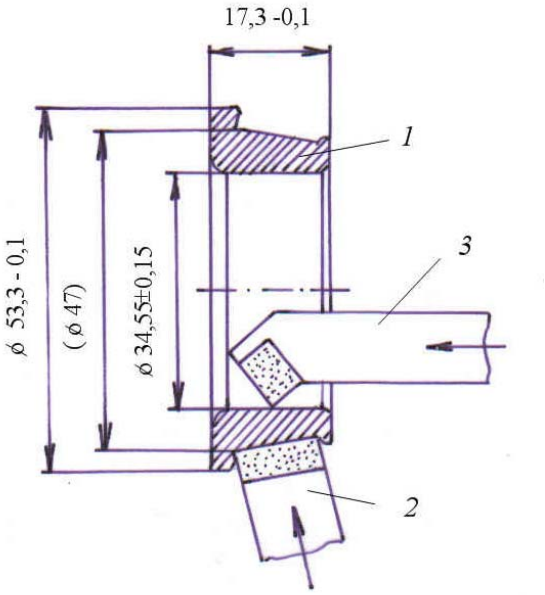
Na čele nástroja vzniká žliabok, šírky *KM*. Pretože v mieste prechodovej reznej hrany je uhol čela záporný, dochádza tu k intenzívnej plastickej deformácii, čo vedie k zvýšenému opotrebeniu, označenému *CT*.

6.5 Prejavy opotrebenia nástroja v sériovej výrobe

V sériovej výrobe súčiastok je dôležité sledovať najmä rozmerové opotrebenie nástroja, ktoré priamo vplýva na rozmer obrobenej plochy, podľa vzťahu (pri sústružení vonkajšej valcovej plochy):

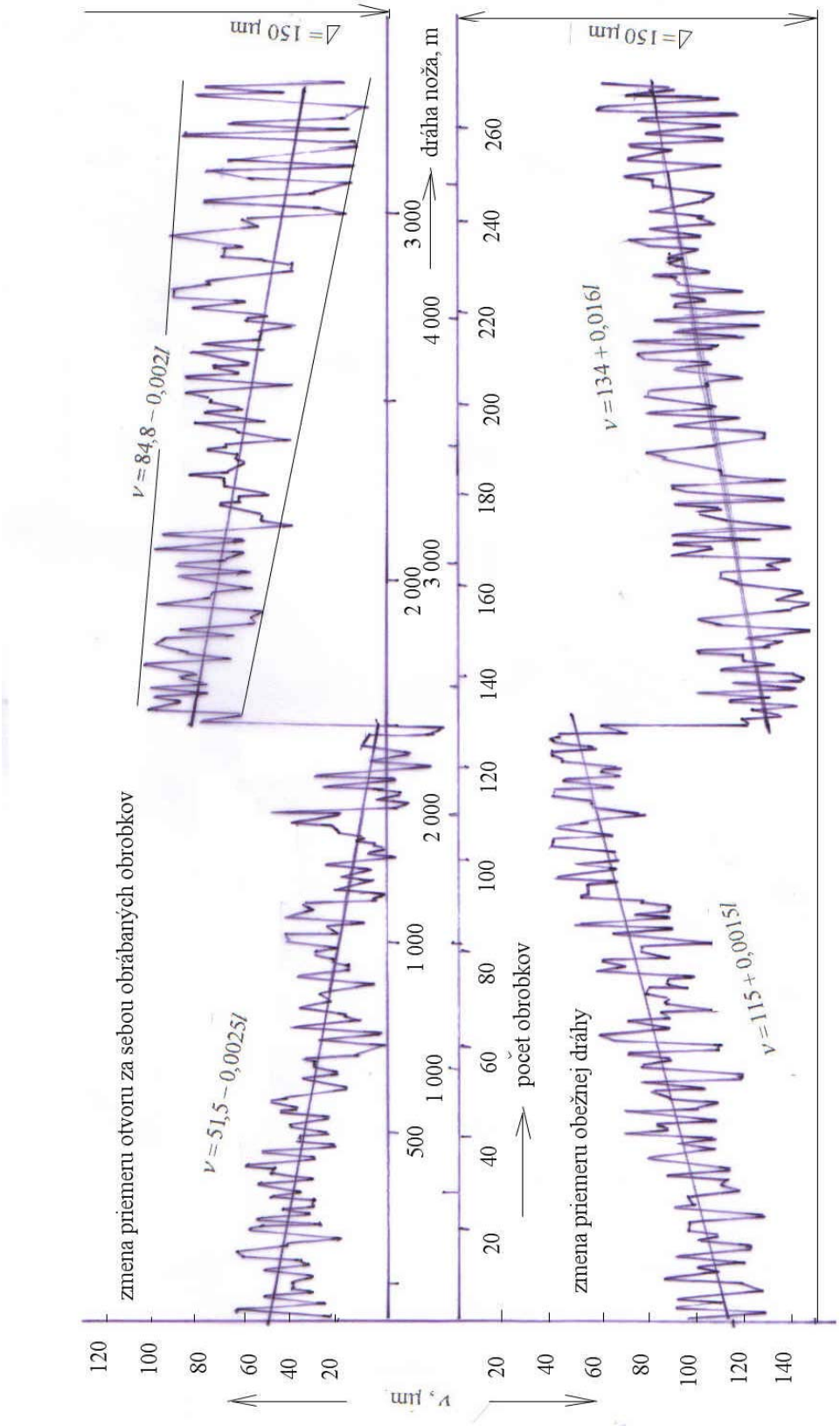
$$\Delta d = 2.KV_S \quad . \tag{6.19}$$

Ako príklad reálnej zmeny rozmerov série za sebou obrábaných súčiastok možno uviesť prípad súčasného sústruženia dvoch plôch ložiskového krúžku na multivretenovom sústružníckom poloautomate ANK 6/160. Na obr. 6.86 je znázornená technologický úsek obrábania na jednom z vretien.



Obr. 6.86 Schéma obrábania na sledovanom vretene stroja. 1 – obrobok, 2 – zapichovací nástroj na obrábanie obežnej dráhy, 3 – nástroj na obrábanie vnútornej valcovej plochy

Po obrobení každej súčiastky boli kontrolované rozmery obrobených plôch. Odpovedajúci diagram je na obr. 6.87.



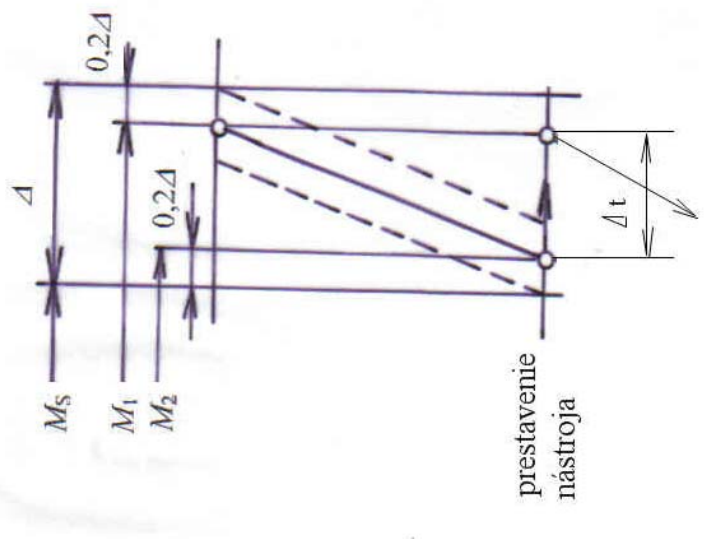
Obr. 6.87 Priebeh zmeny rozmerov série za sebou obrábaných súčiastok

Z prvej časti diagramu vyplýva, že vplyvom rozmerového opotrebenia nástroja na obrábanie otvoru došlo po obrobení cca 125 obrobkov k prekročeniu predpísanej tolerancie a nástroj bolo potrebné prestaviť na rozmer. Súčasne vidno, že nástroj bol pri prvom nastavení nastavený chybne – asi do stredu tolerančného poľa. Vplyvom rozmerového opotrebenia preto došlo k výrobe nepodarkov. Druhá časť diagramu ukazuje, že nástroj č.3 obrobil do opotrebenia ďalších cca 140 obrobkov v rámci predpísanej tolerancie otvoru. Vplyvom zvýšeného opotrebenia došlo v poslednej fáze k zvýšenému rozptylu rozmerov (rozptyl rozmerov je určovaný poddajnosťou technologickej sústavy konkrétneho obrábacieho stroja). Druhé nastavenie nástroja bolo vhodnejšie, pod hornú medzu tolerancie.

Ako vidno z diagramu, prestavením noža č. 3 došlo aj k pružnému posunutiu vretena s obrokom k nožu č.2, čo viedlo k zmene rozmeru obrábanej plochy aj u obežnej dráhy. Tento nástroj nebol prestavovaný!

Z diagramu ďalej vyplýva, že rozptyl priemeru obežnej dráhy sa nezvýšil, čiže nástroj č. 2 nebol ani po obrobení 270 obrobkov otupený.

Takéto merania umožňujú stanoviť zásady pre nastavovanie nástrojov podľa obr. 6.88.



Obr. 6.88 Definícia odporúčaného miesta správneho nastavenia nástrojov tolerančnom poli obrobku

Pri nastavení hrotu nástroja do miesta 20% pod hornou hranicou tolerancie bude dochádzať k zmene rozmeru obrobku postupne v celom tolerančnom poli Δ_t , ktoré by sme mohli definovať ako „technologická tolerancia“, rovná: $\Delta_t = 0.8\Delta$. Tento postup zabezpečuje dodržanie "konštrukčnej tolerancie" obrobku, napriek rozptylu jednotlivých rozmerov.

Problematikou presnosti obrobkov a kvality obrobeného povrchu sa zaoberá ďalšia kapitola.

7 PRESNOSŤ OBRÁBANIA A KVALITA OBROBENÉHO POVRCHU

Presnosťou obrábania rozumieme stupeň zhodnosti obrobenej súčiastky s výkresom súčiastky a technickými požiadavkami. Konštruktér, vychádzajúc v podmienok práce stroja alebo prístroja, určí stupeň presnosti súčiastok a ich vzájomnú polohu v montovanom celku. Presnosť súčiastok definujú tolerancie rozmerov a odchýlky tvaru a vzájomnej polohy.

Technické možnosti súčasnej výroby sú značné. Pri realizácii technologického procesu napriek tomu vznikajú odchýlky od zadaných rozmerov, ktoré majú systematický a náhodný charakter.

Nepresnosti tvaru, rozmerov a polohy súčiastok možno charakterizovať takto:

- odchýlky skutočných rozmerov od nominálnych, ktoré sú definované toleranciou
- odchýlky od správneho geometrického tvaru (ovalita, kužeľovitosť a pod.)
- odchýlky vzájomnej polohy súčiastok a montážnych jednotiek (odchýlky rovnobežnosti, kolmosti...).

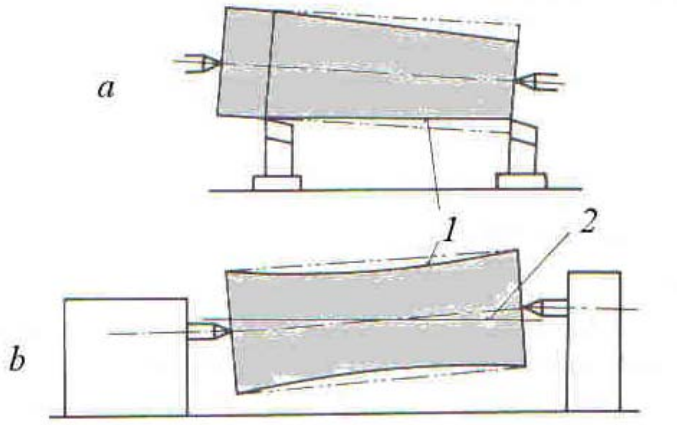
V reálnych výrobných podmienkach závisia odchýlky od mnohých činiteľov, a preto nemožno vyrobiť úplne rovnaké súčiastky ani v rozsahu niekoľkých kusov, vyrábaných za sebou.

7.1 Druhy odchýlok a príčiny ich vzniku

Odchýlky, ktoré vznikajú pri obrábaní možno rozdeliť do niekoľkých skupín:

1. Teoretické odchýlky sú odchýlky geometrického tvaru súčiastok od teoretického tvaru. Napr. pri sústružení súčiastok tvarovými kotúčovými nožmi, ktoré nemajú realizovanú korekciu profilu, vznikajú modifikácie profilu a rozmerov. Pri frézovaní ozubenia modulovou kotúčovou frézou sa modifikuje evolventný profil zubov, pretože teoretický profil platí len pre určitý modul zuba.
2. Odchýlky, zapríčinené nepresnosťou výrobného stroja závisia od presnosti práce stroja. Možno ich sledovať bez zaťaženia a pri zaťažení reznou silou. Nepresnosti, ktoré má stroj bez zaťaženia, vyplývajú zo súčtu nepresností jeho súčiastok a možno ich zmerať. Napr. častou chybou pri montáži je odchýlka súosovosti hrotov sústruhu a jeho lôžka. Pri vzniku tejto chyby vzniká kužeľová súčiastka (obr. 7.1*a*). Tvoriaca priamka (dráha hrotu noža) je šikmá k osi obrobku. Ak je táto odchýlka v rovine kolmej na lôžko stroja, bude mať súčiastka profil rotačného hyperboloidu (obr. 7.1*b*). Tvoriaca priamka je mimobežná k osi obrobku.

Príčinou vzniku oválnosti súčiastky je hádzanie vretena stroja. Zlé vyváženie súčiastok stroja, prípravku alebo polovýrobku zapríčiňuje vibrácie sústavy obrábania a vznik hranatosti obrobku.



Obr. 7.1 Typické prípady nepresnosti stroja a ich vplyv na tvar obrobku. a – nesúosovosť hrotov v základnej rovine, b – nesúosovosť hrotov v rovine kolmej na lôžko stroja. 1 – profil obrobku, 2 – dráha noža

3. Odchýlky, zapríčinené zaťažením stroja vznikajú preto, že technologická sústava sa pružne deformuje pôsobením rezných síl, upínacích síl a ďalších faktorov. Tieto deformácie vznikajú vplyvom vôlí v stykových spojeniach stroja pružnou deformáciou jeho častí, prípravkov, nástrojov a súčiastok. Pružné deformácie sústavy spôsobujú rozptyl rozmerov súčiastok v dávke a sú základnou príčinou vzniku vlnitosti.

Charakteristickým príkladom pôsobenia pružných deformácií ja obrábanie na brúskach. Preto sa brúsenie na nových strojoch musí uskutočňovať vyiskrením, čiže niekoľkonásobným prechodom brúsneho kotúča po obrobenej ploche bez prísuvu. Veľkosť deformácie závisí od schopnosti súčiastok a uzlov odolávať pôsobiacim silám a vyjadruje ju tuhosť. Tuhosť pružnej technologickej sústavy c, N.mm^{-1} je pomer reznej sily, ktorá pôsobí v smere kolmo na obrobenú plochu k posunutiu hrotu nástroja:

$$c = \frac{F_{\mathrm{p}}}{y}, \tag{7.1}$$

kde F_{p} je radiálna sila, N,

y – posunutie nástroja v smere osi y , mm

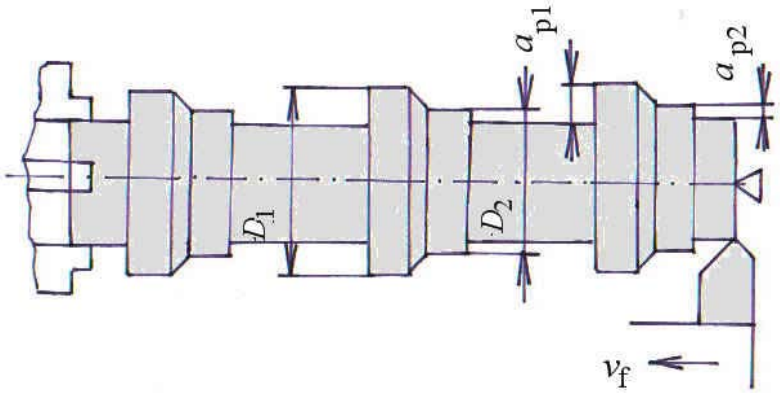
Obrátená hodnota tuhosti vyjadruje poddajnosť pružnej sústavy w, mm.N^{-1}.

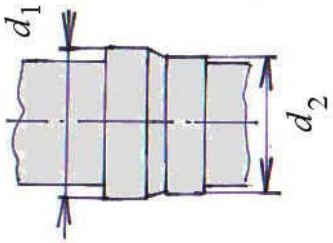
$$w = \frac{1}{c} = \frac{y}{F_{\mathrm{p}}}. \tag{7.2}$$

Pri známej tuhosti potom veľkosť deformácie možno určiť zo vzťahu:

$$y = \frac{F_{\mathrm{p}}}{c} = F_{\mathrm{p}}.w. \tag{7.3}$$

Experimenálne sa dá stanoviť veľkosť deformácie technologickej sústavy v prevádzke podľa obr. 7.2. Ak použijeme dostatočne tuhý obrobok, ktorého priehyb možno oproti deformácii stroja zanedbať, možno pri sústružení identifikovať posunutie obrobku pri koníku a vreteníku.





Obr. 7.2 Skúšobný obrobok na stanovenie tuhosti sústruhu

Sústružia sa krátke úseky obrobku s dvoma hĺbkami rezu a_{p1} a a_{p2}, pri ostatných konštantných rezných podmienkach (f; v_c = konst). Po obrobení sa zmeria výška vzniknutého schodíka (d_1–d_2), ktorý vznikol odtlačením suportu.

Označme nepresnosť polovýrobku

$$\Delta_p = D_1 - D_2 \tag{7.4}$$

a nepresnosť obrobenej plochy

$$\Delta_s = d_1 - d_2 \tag{7.5}$$

Pri daných hodnotách a_{p1} a a_{p2} bude hodnota D_s tým menšia, čím menšie je odtlačenie obrobku, čiže čím väčšia je tuhosť stroja.

Pomer

$$\varepsilon = \frac{\Delta_p}{\Delta_s} \tag{7.6}$$

ukazuje, koľkokrát sa pri obrábaní zmenšila nepresnosť obrobku, nazývame ho spresnenie. Pri rovnakých rezných podmienkach a geometrii nástroja môže byť tento parameter mierou tuhosti stroja podľa vzťahu:

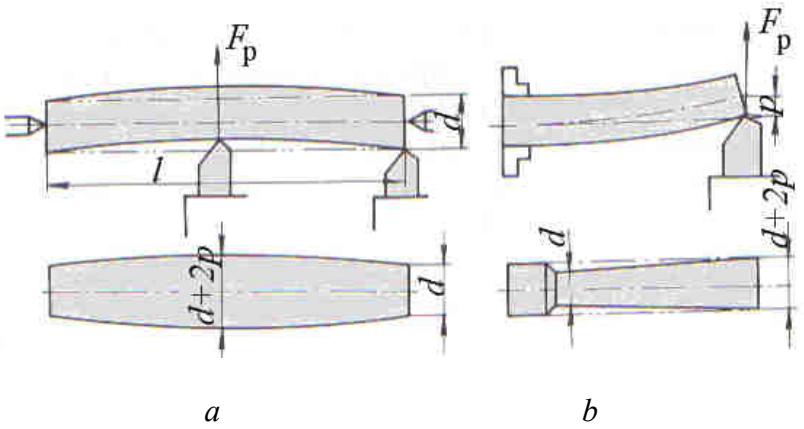
$$k = \frac{F_p}{p} = \frac{\lambda_F . C_{Fc} . a_p . f^{0,75}}{p} = \frac{\lambda_F . C_{Fc} (D_1 - D_2) . f^{0,75}}{d_1 - d_2}, \tag{7.7}$$

odtiaľ:

$$k = \lambda_F . C_{Fc} . f^{0,75} . \varepsilon \,, \tag{7.8}$$

kde λ_F je pomer medzi F_p a F_z,
C_{Fz} - konštanta.

Príkladom vzniku odchýlok geometrického tvaru je nedostatočná tuhosť obrobku (obr. 7.3). Pri upnutí v hrotoch nástroj vplyvom priehybu obrobku odoberá viac materiálu pri hrotoch ako v strede. Obrobok bude mať súdkovitý tvar, pričom v prostriedku bude jeho priemer zväčšený o dvojnásobok posunutia osi hriadeľa (priehyb) p.



a *b*

Obr. 7.3 Nepresnosti zapríčinené poddajnosťou obrobku. a – obrobok upnutý medzi hrotmi, b – obrobok upnutý v skľučovadle

Veľkosť deformácie možno približne určiť ako priehyb nosníka p, mm, uloženého na dvoch podporách a zaťaženého silou F_p.

$$p = \frac{F_p . l^3}{48 . E . I} \,, \tag{7.9}$$

kde l je dĺžka hriadeľa, mm,
E – modul pružnosti, MPa,
I – moment zotrvačnosti, mm^4; pre hriadele kruhového prierezu: $I = \frac{\pi . D^4}{4}$.

Dovolená odchýlka od geometrického tvaru nemá prevýšiť 1/5 tolerančného poľa:

$$2.p \langle \delta, \text{ resp. } p \langle \frac{\delta}{2} \,,$$

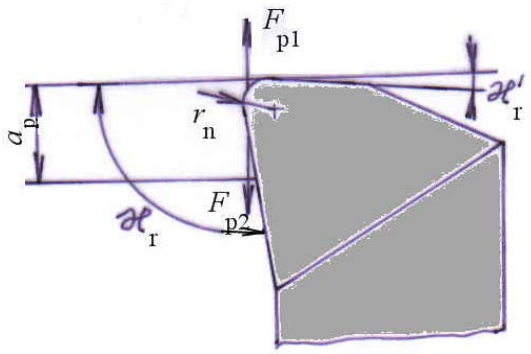
kde δ je tolerancia, mm.

Pri obrábaní hriadeľov upnutých v skľučovadle alebo v puzdre pôsobením sily F_p môže vzniknúť odchýlka podľa obr. 7.2*b*. Tuhosť polovýrobku sa v tomto prípade zväčšuje približovaním ku skľučovadlu. Veľkosť priehybu možno určiť tak, že obrobok považujeme za votknutý nosník:

$$p = \frac{F_p . l^3}{3.E.I} . \qquad (7.10)$$

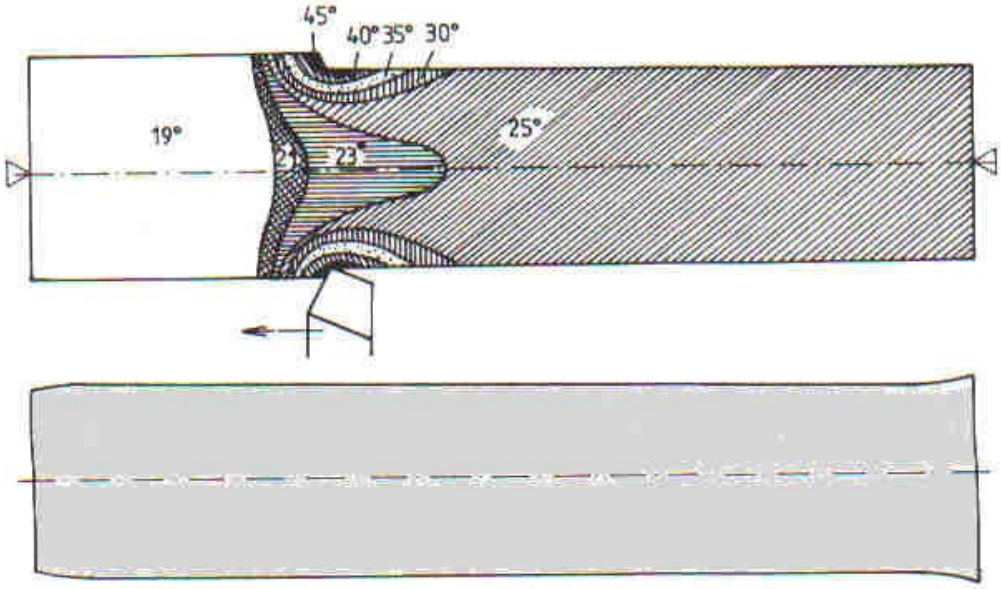
Vplyv sily F_p na priehyb možno zmenšiť:

- rozdelením operácie na hrubovaciu a dokončovaciu, ktorú treba realizovať na presnejšom stroji,
- správnou voľbou geometrie noža, napr. uhol nastavenia hlavnej reznej hrany zväčšiť na 90^0, a tým sa výrazne zmenší sila F_p (pritom úmerne vzrastie sila F_f, ktorá nevplýva na deformáciu technologickej sústavy). Pri zväčšení nástrojového uhla nastavenia nad 90^0 podľa obr. 7.4 dostaneme nástroj „so zápornou tuhosťou“ . Podstata spočíva v tom, že na zaoblenom hrote nástroja pôsobí malá pasívna sila Fp1. Naproti nej vzniká sila Fp2 opačného znamienka. Pri správnej voľbe nástrojového uhla nystanenia hlavnej reznej hrany sa obe tieto zložky môžu vyrovnať. Teoreticky teda nebude pôsobiť žiadna sila F_p. Nebude teda dochádzať k odtláčaniu obrobku.



Obr. 7.4 Geometria nástroja na minimalizáciu sily F_p

4. Odchýlky spôsobené zmenami teploty. Ich príčinou sú meteorologické podmienky (teplota vzduchu v prevádzke) a ohrev obrobku teplom, ktoré vzniká pri obrábaní (obr. 7.5).



Obr. 7.5 Teplotové pole v obrobku pri sústružení a výsledný tvar obrobku po vychladnutí

Pri práci bez chladenia sa valcový obrobok zohrieva axiálne pohyblivým zdrojom tepla. Rýchlosť pohybu zdroja je rovná minútovému posuvu noža.

Pri vchádzaní do záberu je obrobok a nástroj studený. Málo sa tepelne deformujú.

V druhej fáze sa pred nožom pohybuje stabilné teplotné pole. V tejto fáze nastáva konštantná deformácia obrobku a nástroja teplotnou rozťažnosťou. Veľkosť deformácie závisí od rozmerov zohrievaných objektov a od strednej teploty obrobku, resp. nástroja, podľa vzťahu:

$$\Delta l = l_{\mathrm{n}}.\alpha_{\mathrm{n}}.\left(\theta_{\mathrm{n}} - \theta_0\right) + d.a_{\mathrm{p}}.\left(\theta_{\mathrm{p}} - \theta_0\right), \tag{7.11}$$

kde l_{n} je veľkosť vyloženia noža, mm,

α_{n} – koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti materiálu nástroja, mm.°C^{-1},

θ_{n} - stredná teplota vyloženej časti noža, °C,

d – priemer obrobku, mm

α_{p} – koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti materiálu polovýrobku, mm.°C^{-1},

θ_{p} - stredná teploty polovýrobku v priereze proti hrotu noža, °C.

θ_0 - teplota okolia, °C

V tretej fáze sa teplo koncentruje na konci polovýrobku, a tým zvyšuje teplotnú deformáciu nástroja aj obrobku. Po vychladnutí sa v tomto mieste priemer obrobku zmenší..

Strednú teplotu polovýrobku možno vyjadriť vzťahom:

$$\theta_{\mathrm{p}} = \frac{Q}{c.\rho.V}, \tag{7.12}$$

kde Q je teplo, J,

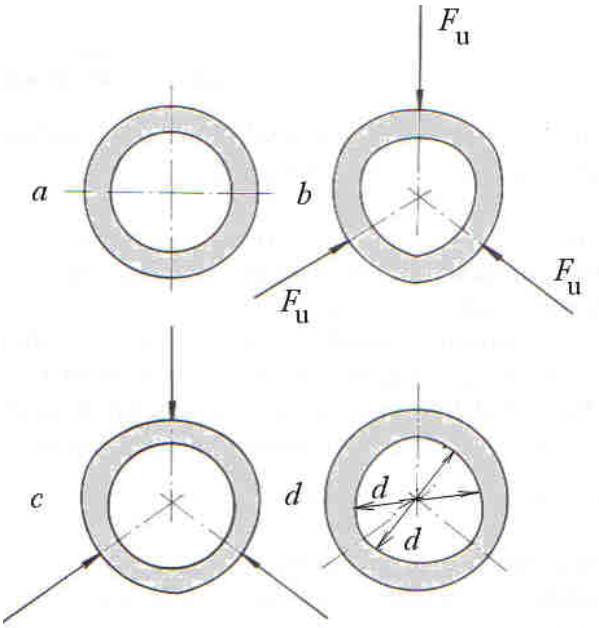
c – merné teplo materiálu polovýrobku, J.kg^{-1}.K^{-1},

ρ - hustota materiálu polovýrobku, kg.m^{-3},

V – objem polovýrobku, m^3

Z prevádzkového hľadiska treba poznamenať, že rozmery obrobkov sa majú merať až po vychladnutí, alebo sa teplotná rozťažnosť zohľadňuje pri kompenzácii údaju meradla. Pri intenzívnom chladení zóny obrábania možno teplotné deformácie eliminovať.

5. Odchýlky, ktoré spôsobujú upínacie sily. Pri upínaní súčiastok sa deformuje nielen obrobok, ale aj povrch súčiastok v mieste kontaktu s upínacím elementom. Tieto odchýlky sa výrazne prejavujú napr. pri upínaní tenkostenných puzdier, skríň, rúrok a pod. Vplyvom deformácie tenkostenného krúžku upínacími silami je na obr. 7.6.



Obr. 7.6 Vplyv pružnej deformácie tenkostenného krúžku na geometrický tvar obrobenej plochy

Ak otvor pred upnutím má správny geometrický tvar (*a*), po upnutí sa krúžok zdeformuje (*b*). Po obrobení otvoru vznikne správny kruhový profil (*c*), ale po jeho odopnutí sa obrobok vráti do pôvodného stavu a otvor je zdeformovaný. Je zaujímavé, že táto odchýlka sa nedá odhaliť dvojbodovým meraním (v každom smere nameriame rovnaký priemer). Deformácii krúžku možno zabrániť upínaním po celom obvode (viacbodové skľučovadlo, puzdro).

Pri sústružení medzi hrotmi a pohone obrobku od unášacieho srdca (obr. 7.7), bude sa ekvivalentná sila zväčšovať v priebehu jednej otáčky o hodnotu [28]:

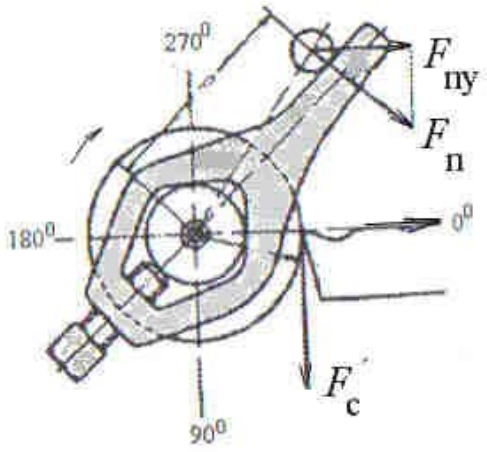
$$\Delta F_c = \frac{F_c . r}{\rho} . \cos\alpha . \frac{l}{x}, \tag{7.13}$$

kde F_c je hlavná rezná sila, N,

r – polomer obrábanej plochy, mm,

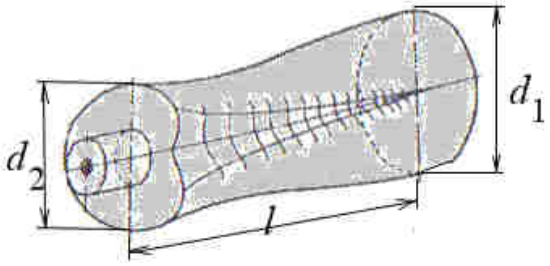
ρ - polomer, na ktorom pôsobí palec unášača, mm,

x – vzdialenosť medzi nožom a ľavým čelom obrobku, mm



Obr. 7.7 Schéma upevnenia obrobku unášačom. F_u – upínacia sila

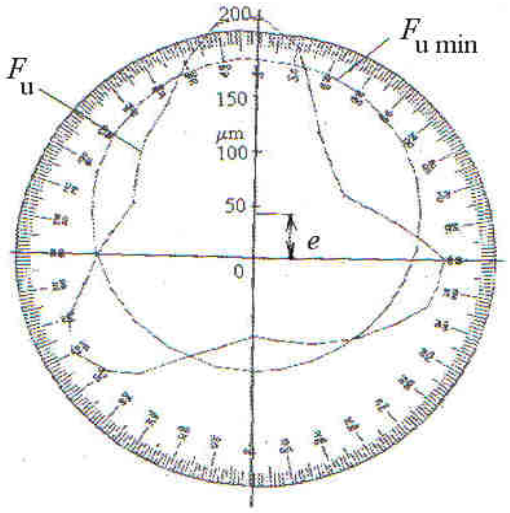
Pri premiestnení noža od koníka ku vreteníku a zmene uhla medzi silami F_{ny} a F_n sa bude ΔF_p meniť. Preto tvar hotového obrobku sa bude odlišovať od valca (obr. 7.8).



Obr. 7.8 Konečný tvar obrobku po sústružení medzi hrotmi

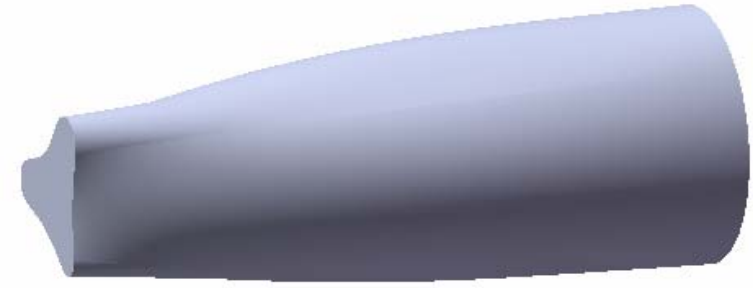
Obrobok má väčší priemer v mieste koníka (d_1), pretože posunutie koníka je väčšie ako vreteníka. V dôsledku postupného priehybu je jeho profil deformovaný na súdkovitý. Pri upínači sa vytvára srdcovka.

Pri upínaní do skľučovadla je situácia ešte zložitejšia (obr. 7.9). Tuhosť skľučovadla je vyššia ako koníka, ale jednotlivé čeľuste majú rozdielnu poddajnosť. Pri meraní kruhovitosti obrobku pri upnutí minimálnou upínacou silou F_u bolo identifikované posunutie osi obrobku, ktoré odpovedá hádzaniu vretena (skľučovadla) (e). Pri zväčšení upínacej sily bol nameraný deformovaný trojuholníkový profil, posunutý o hádzanie. Vidno rozdiely v poddajnosti jednotlivých čeľustí.



Obr. 7.9 Profil obrobku v blízkosti trojčeľusťového skľučovadla

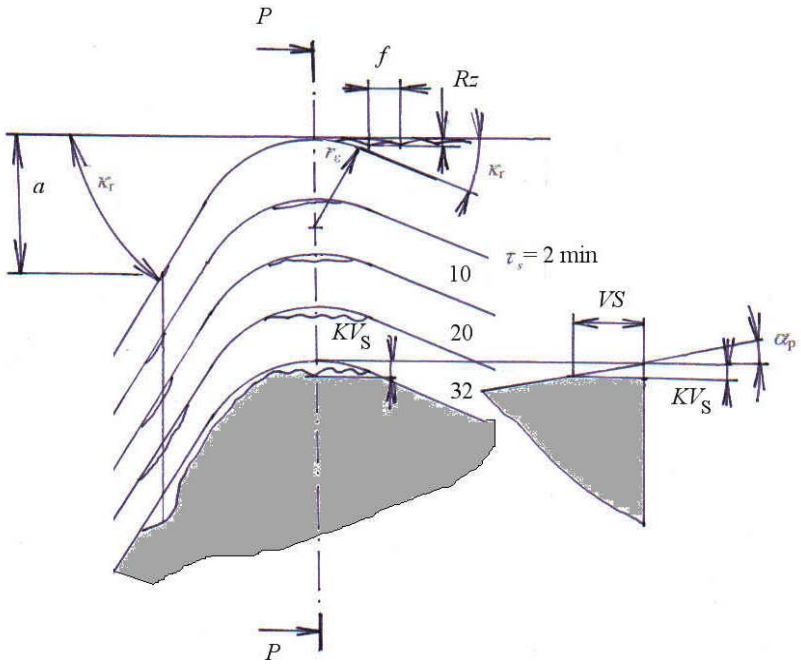
Veľkosť odchýlky závisí na veľkosti upínacej sily, preto má jej hodnota veľký význam. Skutočný tvar obrobku v tomto prípade je na obr. 7.10.



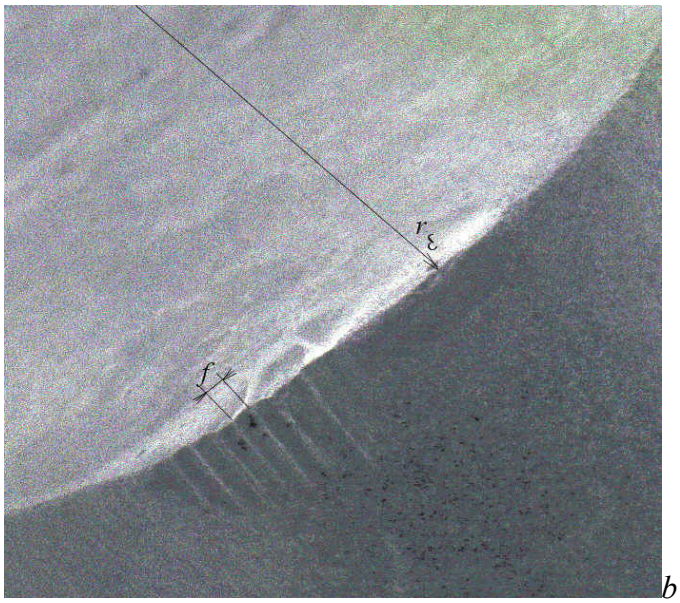
Obr. 7.10 Výsledný tvar obrobku, sústruženého pri upnutí v skľučovadle

Vidno, že tuhosť technologickej sústavy výrazne vplýva na presnosť obrobku. Možno konštatovať, že od tuhosti technologickej sústavy závisí aj produktivita obrábania. Pri nedostatočnej tuhosti sústavy je potrebné upraviť rezné podmienky a zväčšiť počet dokončovacích prechodov. Podobne možno identifikovať geometrické odchýlky u ďalších typov obrábacích strojov (frézka, brúsky...). Pri ich hodnotení je potrebné vychádzať z konkrétnej konštrukcie obrábacieho stroja.

6. Odchýlky, zapríčinené rozmerovým opotrebením nástroja. Úbytkom hrotu nástroja vplyvom rozmerového opotrebenia *KV*s sa napr. pri sústružení vonkajšej valcovej plochy priemer obrobku zväčšuje a vnútornej zmenšuje. Už v prvých fázach obrábania nastáva modifikácia hrotu nástroja vplyvom úbytku materiálu od pôvodnej reznej hrany v mieste, kde končí kontakt hlavnej reznej hrany s obrábanou plochou. Konečný profil opotrebeného nástroja má vlnitú reznú hranu, ktorá je radiálne „posunutá“. Vznikom hrebienkov na hrote nástroja sa mení aj kvalita obrobeného povrchu, pretože v istej fáze dochádza k zahladzovaniu nerovností obrobeného povrchu.. Na obr. 7.11 sú znázornené fázy rozmerového opotrebenia hrotu nástroja, v danom prípade v priebehu τ_s =32 min. obrábania.



a



b

Obr. 7.11 Postupné zväčšovanie rozmerového opotrebenia sústružníckeho noža v závislosti na čase obrábania (a) a pohľad na reálne opotrebenie hrotu nástroja(b)

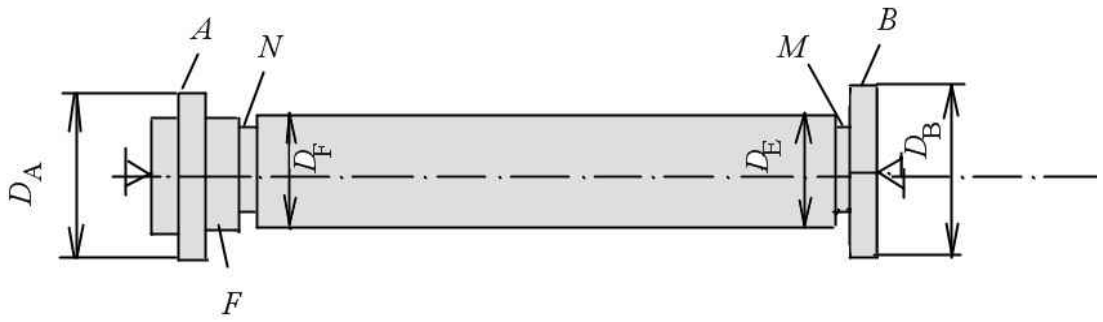
Pri uvažovaní len rozmerového opotrebenia nástroja sa rozmer obrábanej súčiastky zmení o hodnotu:

$$\Delta d = 2.KV_s = 2.\ VS.\ \text{tg}\ \alpha_{p.} \qquad (7.14)$$

Rozmerové opotrebenie sa dá určiť:

- výpočtom zo šírky opotrebenia na chrbte v mieste hrotu nástroja (*VS*)
- meraním kužeľovitosti obrobku
- meraním rozmeru nástroja v zadnej rovine

Pri určovaní rozmerového opotrebenia meraním kužeľovitosti obrobku sa použije skúšobný obrobok, upravený podľa obr. 7.12.



Obr. 7.12 Tvar obrobku na skúšky rozmerového opotrebenia

Hriadeľ sústružíme medzi hrotmi bez prestavenia nástroja na nákružkoch *A* a *B*. Potom pri určitej hĺbke rezu a_p osústružíme časť hriadeľa medzi zápichmi *M* a *N*. V zápichu *N* posuv vypneme a hriadeľ a nástroj necháme vychladnúť. Potom bez zmeny nastavenia noža osústružíme úsek *F*. za predpokladu, že teplotná deformácia častí *A, B, E* a *F* je rovnaká, dostaneme:

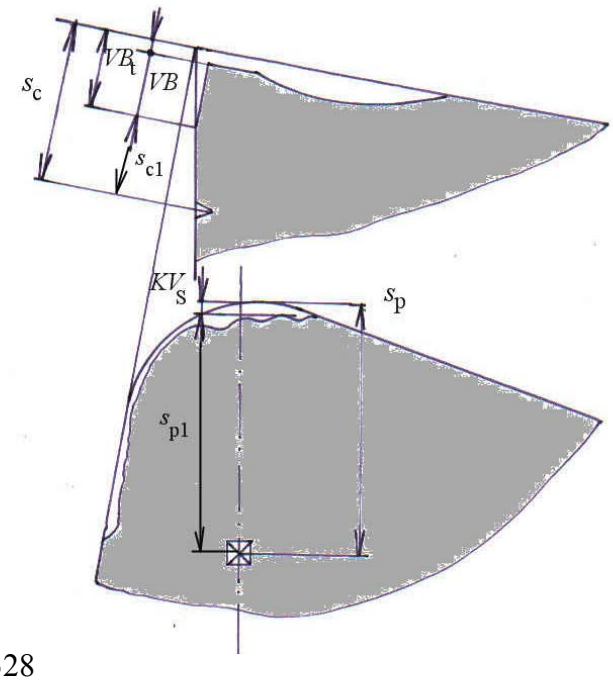
$$D_F = D_E + 2.KV_S - (D_A - D_B). \tag{7.15}$$

Odtiaľ:

$$KV_S = \frac{(D_F - D_E) - (D_B - D_A)}{2}. \tag{7.16}$$

Meraním sa vylúčil vplyv poddajnosti technologickej sústavy a zmena rozmeru, spôsobená teplotnou rozťažnosťou.

Priame meranie rozmerového opotrebenia nástroja v zadnej rovine sa realizuje podľa obr. 7.13.



Obr. 7.13 Spôsob priameho merania rozmerového opotrebenia nástroja

Na novom nástroji sa vytvorí vpich mikrotvrdomerom a zaznamená sa jeho vzdialenosť od reznej hrany s_p. Po určitom čase obrábania sa zmeria vzdialenosť s_{p1}. Rozmerové opotrebenie bude:

$$KV_S = s_p - s_{p1.} \tag{7.17}$$

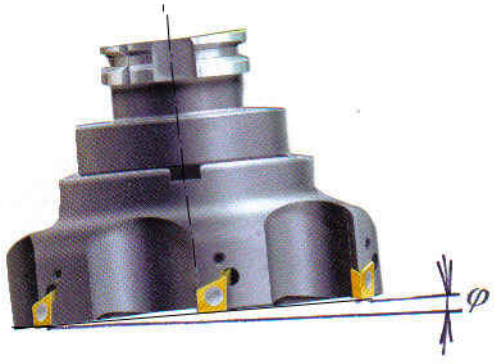
Závislosť rozmerového opotrebenia na čase obrábania sa riadi podobnou krivkou ako *VB*.

V súvislosti s týmto meraním je potrebné uviesť, že pri vyhodnocovaní *VB* sa v praxi vždy berie hodnota, uvedená na obr. 7.15, čiže skutočný rozmer šírky opotrebenej plôšky. Táto hodnota je funkčná, pretože udáva šírku trecej plôšky nástroja o prechodovú plochu. Alternatívne by sa mohla merať širka VB_t, ktorá sa meria od pôvodnej polohy reznej hrany. Dá sa určiť podobne ako KV_S. Na chrbte nástroja sa vytvorí vpich a teoretická hodnota šírky opotrebenia sa vyhodnotí ako:

$$VB_t = s_c - s_{c1} \tag{7.18}$$

Ďalšie odchýlky môžu nastať nesprávnou voľbou nastavovacej základne obrobku a dodatočným uvoľňovaním zvyškových napätí, ktoré vznikajú pri výrobe polovýrobkov a obrábaní súčiastok.

Pri každom spôsobe obrábania vznikajú makrogeometrické odchýlky, spôsobené nedostatočnou tuhosťou technologickej sústavy, alebo chybami nastavenia nástroja oproti obrobku. Typickým prípadom vzniku geometrickej odchýlky je vyosenie čelnej frézy, alebo brúsneho kotúča podľa obr. 7.14.



Obr. 7.14 Sklon osi vretena s brúsnym kotúčom oproti brúsenej ploche o uhol φ

Nech os čelnej frézy, alebo brúsneho kotúča je sklonená oproti normálovej rovine k obrobenej ploche o uhol φ. Možno učiť funkčný vzťah medzi polomerom krivosti obrobenej plochy R a polomerom nástroja r. Z obr. 7.15 možno určiť tento polomer v normálovej rovine *xy*.

Z rovnice valca:

$$x^2 + y^2 = a^2 \tag{7.19}$$

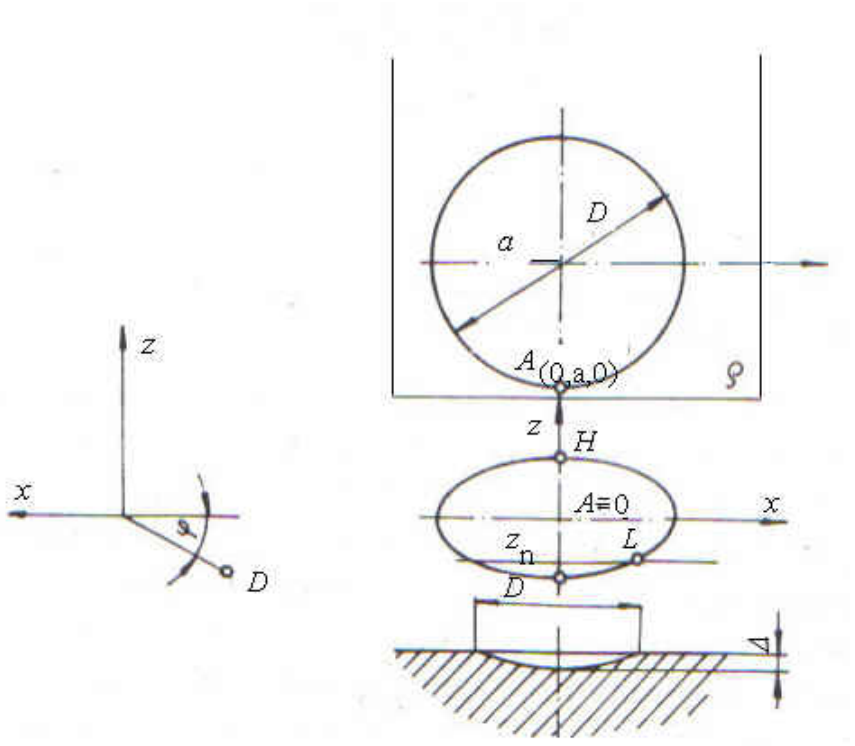
a z rovnice prechádzajúcej bodom *D*

$$By + Cz = 0$$

Vyplýva

$$y = -\frac{C}{B}.z,$$

kde $\frac{C}{B} = \text{tg}\,\varphi$.



Obr. 7.15 Schéma na výpočet prehĺbeniny Δ na obrobenej ploche

Po dosadení

$$x^2 + \frac{C^2}{B^2}.z^2 = a^2. \qquad (7.20)$$

Je to elipsa, ako rez valca rovinou ρ. Použijeme substitúciu:

$$\text{tg}\,\varphi = \frac{1}{2}\sqrt{a^2 + x^2}\ .$$

Z obrázku vyplýva, že maximálna hodnota z bude pri podmienke *x* = 0, potom

$$z_{\mathrm{n}} = \frac{1}{\mathrm{tg}\,\varphi}\sqrt{a^2}\ , \text{ alebo } z_{\mathrm{n}} = \frac{a}{\mathrm{tg}\,\varphi}\,.$$

Po dosadení za $x = x_1$ dostaneme výraz na určenie veľkosti z_1.

$$z_1 = \frac{1}{\mathrm{tg}\,\varphi}\sqrt{a^2 - x_1^2}\ .$$

Z obr. 7.14 vyplýva, že

$$z_n = z_1 + \Delta, \text{ čiže } \Delta = \mathrm{z_n} - \mathrm{z_1}.$$

Po dosadení

$$\Delta = \frac{a}{\mathrm{tg}\,\varphi} - \frac{\sqrt{a^2 - x_1^2}}{\mathrm{tg}\,\varphi} = \frac{a - \sqrt{a^2 - x_1^2}}{\mathrm{tg}\,\varphi}$$

a odtiaľ

$$\mathrm{tg}\,\varphi = \frac{a - \sqrt{a^2 - x_1^2}}{\Delta}\,.$$

Po dosadení za

$$a = \frac{D}{2}; x_1 = \frac{l}{2}$$

Dostávame

$$\varphi = \mathrm{arctg}\,\frac{D - \sqrt{D^2 - l^2}}{2\Delta}\,. \tag{7.21}$$

Dostali sme výsledný vzťah pre uhol pootočenia osi nástroja pri vytváraní žliabku na obrobenej ploche. Pre polomer krivosti obrobenej plochy $R = \mathrm{f}(\Delta,l)$ platí:

$$R = \left(\frac{\Delta^2 - \frac{l}{2}}{2.\Delta}\right)^2 + \left(\frac{l}{2}\right)^2 \tag{7.22}$$

Pri frézovaní sa vyklonenie osi frézy využíva často, aby nedochádzalo k sekundárnemu záberu zadných zubov nástroja. Tým automaticky vzniká opisovaná geometrická odchýlka.

Pozitívne sa vyklonenie frézy, alebo brúsneho kotúča využíva na brúsenie kopírovacích šablón v veľkým polomerom krivosti. Využívajú sa napr. na kopírovacie brúsenie

modifikovaných tvarov krúžkov valivých ložísk s čiarovým stykom (kuželíkových alebo valčekových ložísk) a inde, kde sú potrebné mierne konvexné, alebo konkávne plochy.

7. 2 Mikrogeometria obrobeného povrchu

Kvalita obrobeného povrchu ako integrovaná charakteristika strojových súčiastok, je definovaná:

- geometriou obrobeného povrchu
- fyzikálno-mechanickými vlastnosťami povrchovej vrstvy, najmä odchýlkami od ideálneho tvaru
- fyzikálno-chemickým stavom povrchu.

Stav a kvality povrchovej vrstvy obrobeného kovu vplývajú na únavovú pevnosť, odolnosť proti opotrebeniu, protikoróznu stabilitu, kvalitu montáže a pod. je známe, že dynamicky namáhané súčiastky sa spravidla začnú porušovať na povrchu.

Obrobená plocha sa tvorí ako obalová plocha trajektórií pracovného pohybu bodov reznej hrany nástroja a od základných geometrických plôch zadaných výkresom, čiže od roviny, valcovej plochy a pod. sa zásadne líši. Napr. pozdĺžne sústružená plocha je skrutkovitá, čelne sústružená špirálová, hobľovaná žliabkovitá... Avšak aj takéto poňatie obrobenej plochy je idealizáciou jej skutočného stavu. Geometrický sled postupných polôh bodov reznej hrany je pretvorený v závislosti od rozličných fyzikálnych procesov, ktoré zákonite sprevádzajú obrábanie.

Teoretický sled polôh reznej časti nástroja, daný kinematickou schémou sa mení v dôsledku nasledovných faktorov:

- pružnou a plastickou deformáciou v čase tvorenia triesky
- dynamickými javmi, čiže kmitaním technologickej sústavy
- presnosťou výrobného zariadenia

Vplyv plastickej deformácie na reálny obrobený povrch sa zakladá najmä na adhéznych silách medzi obrobkom a nástrojom a na tvorení nárastku. Nárastok sa oddeľuje od plôch rezného nástroja, prilepuje sa na obrobený povrch a vytvára na ňom vyvýšeniny. Tie sa môžu v procese rezania odtrhávať a na povrchu sa objavia vytrhané plôšky.

Pri obrábaní liatiny a kovov v krehkom stave nevzniká čisté rezanie. V dôsledku napätosti sa niektoré zrná odtrhávajú od základného materiálu, čím vznikajú odchýlky od teoretického povrchu v tvare nepravidelných prehĺbenín

Vplyv kmitania sa prejavuje tým, že narúša teoretický sled pohybu reznej hrany, jednak vplýva na oddeľovanie nárastku od plôch nástroja.

Vplyv trenia chrbta noža o obrobok sa prejavuje aj tým, že nerovnosti reznej hrany sa kopírujú na obrábaný povrch.

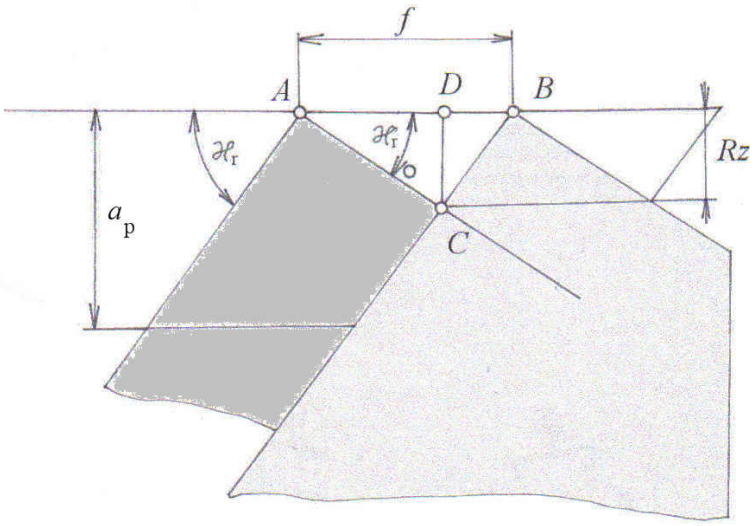
Drsnosť povrchu, definovanú na výkrese, možno považovať za limitnú hodnotu, ktorá sa má v technologickom procese dosiahnuť.

Jednoduchý geometrický prístup k identifikácii mikrogeometrie obrobeného povrchu vychádza z prostého kopírovania tvaru rezného klina na obrobený povrch

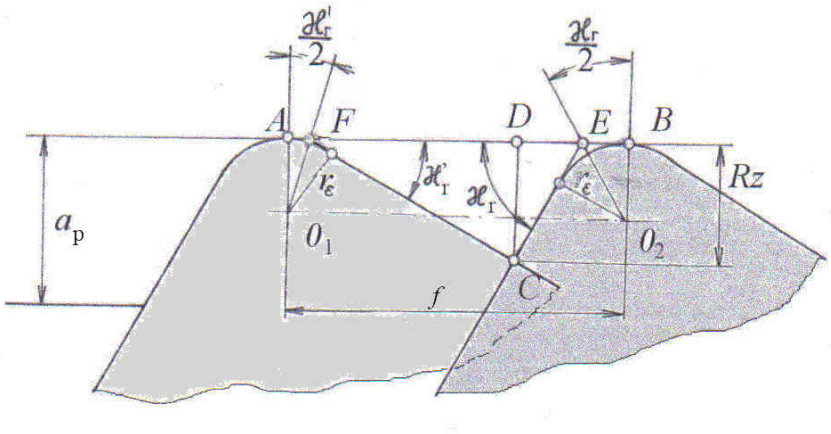
Môžu nastať tri prípady:

- Hrot nástroja nie je zaoblený, teda $r_\varepsilon = 0$ (obr. 7.14). Tento limitný prípad znamená, že posuv možno zanedbať, pretože je omnoho menší ako polomer zaoblenia nástroja a odpovedá hrubovaniu veľkými posuvmi. Nerovnosť povrchu je vytváraná hlavnou a vedľajšou reznou hranou.

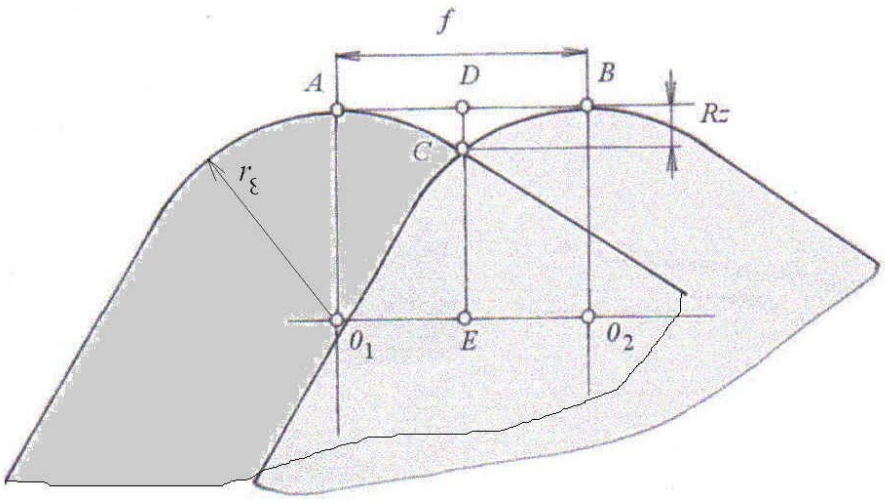
- Hrot noža je zaoblený a polomer hrotu je menší ako posuv: $r_\varepsilon \leq f$ (obr. 7.15). Nerovnosť povrchu je vytváraná zaobleným hrotom aj úsekmi hlavnej a vedľajšej reznej hrany. Možno to považovať za polohrubovanie.
- Hrot noža je zaoblený, pričom polomer $r_\varepsilon \geq f$. Profil povrchu je vytváraný len zaobleným hrotom nástroja. Tento prípad odpovedá dokončovaniu povrchov (obr. 7.16), preto nás z hľadiska kvality povrchu zaujíma najviac.



Obr. 7.16 Schéma pre výpočet teoretickej nerovnosti obrobeného povrchu pri obrábaní nástrojom s minimálnym polomerom hrotu



Obr. 7.17 Schéma „polohrubovania“ povrchu



Obr. 7.18 Schéma dokončovania povrchu

Sledujme prvý prípad. Z obr. 7.16. Platí [10],[13][16]:

$$f = AD + BD = \frac{Rz}{tg\kappa_r'} + \frac{Rz}{tg\kappa} = Rz.\frac{tg\kappa_r + tg\kappa_r'}{tg\kappa.tg\kappa_r'}.$$

Odtiaľ:

$$Rz = f.\frac{tg\kappa.tg\kappa_r'}{tg\kappa + tg\kappa_r'}\,'. \tag{7.23}$$

Podľa tohto vzťahu teda *Rz* rastie so zväčšovaním oboch uhlov nastavenia (v čitateli je súčin, v menovateli súčet) a lineárne na posuve.

Pre polohrubovanie podľa obr. 7.17 možno napísať:

$$Rz = CF.\sin\kappa_r' \tag{7.24}$$

Pretože platí:

$$\frac{CF}{FE} = \frac{\sin\kappa_r}{\sin(\kappa_r + \kappa_r')} \tag{7.25}$$

a pre *FE* platí:

$$FE = f - AF - BE = f - r_\varepsilon\left(tg\frac{tg\kappa_r'}{2} + tg\frac{\kappa_r}{2}\right) \tag{7.26}$$

Po dosadení do (7.24):

$$Rz = \frac{\sin\kappa_r'.\sin\kappa_r}{\sin(\kappa_r' + \kappa_r)}\left[f - r_\varepsilon\left(tg\frac{\kappa_r'}{2} + tg\frac{\kappa_r}{2} \right)\right] \qquad (7.27)$$

Ak $\kappa_r \langle \arcsin\frac{f}{2.r_\varepsilon}$:

$$Rz = r_\varepsilon(1-\cos\kappa_r') + f.\sin\kappa_r'.\cos\kappa_r' - \sin\kappa_r\sqrt{f.\sin\kappa_r(2r_\varepsilon - f.\sin\kappa_r)}\,. \qquad (7.28)$$

,

Ak $\kappa_r \rangle \arcsin\frac{f}{2.r_\varepsilon}$, možno napísať:

$$Rz = r_\varepsilon(1-\cos\kappa_r') + f.\sin\kappa_r.\cos\kappa_r - \sin\kappa_r\sqrt{f.\sin\kappa_r(2.r_\varepsilon - f.\sin\kappa_r)} \qquad (7.29)$$

V prípade nástroja s polomerom hrotu (obr. 7.16) bude:

$$Rz = ED - EC = ED - \sqrt{CO_1^2 - EO_1^2}$$

$$ED = AO_1 = r_\varepsilon.$$

Po dosadení:

$$Rz = r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \frac{f}{2}}\,. \qquad (7.30)$$

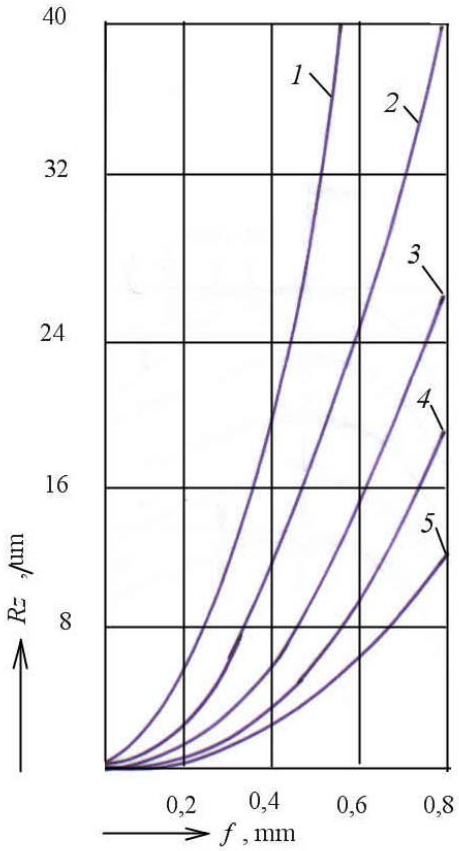
Dostali sme rovnicu na výpočet teoretickej výšky nerovností profilu. Pre praktické použitie sa používa jednoduchší tvar rovnice:
Po úprave:

$$\frac{f^2}{4} = 2.Rz.r_\varepsilon - Rz^2\,.$$

Pretože člen Rz^2 je veľmi malý v porovnaní s $2.Rz.r_\varepsilon$, možno ho zanedbať a dostávame:

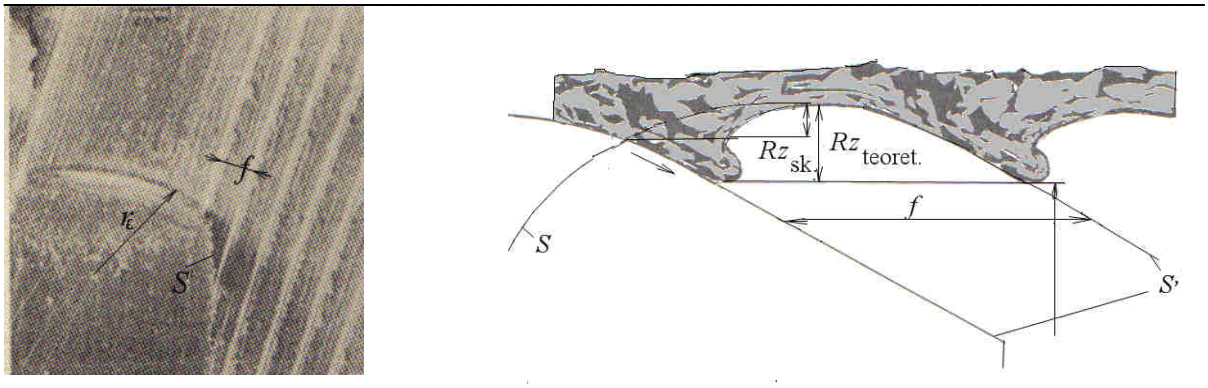
$$Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon} = 0{,}125.\frac{f^2}{r_\varepsilon} \qquad (7.31)$$

Tento často používaný vzťah udáva funkčnú závislosť medzi teoretickou nerovnosťou povrchu, posuvom a polomerom zaoblenia hrotu nástroja. Vyplýva z neho, že *Rz* s nárastom *f* stúpa parabolicky. Naopak, podľa zákona hyperboly klesá s nárastom r_ε. Na obr. 7.19 je diagram, vytvorený z z tohto vzťahu. Vidno, že *Rz* pri vyšších posuvoch prudko stúpa. Preto cesta na zmenšovanie *Rz* je používanie malých posuvov a väčších polomerov hrotu (pokiaľ je to možné z hľadiska vzniku kmitania sústavy).



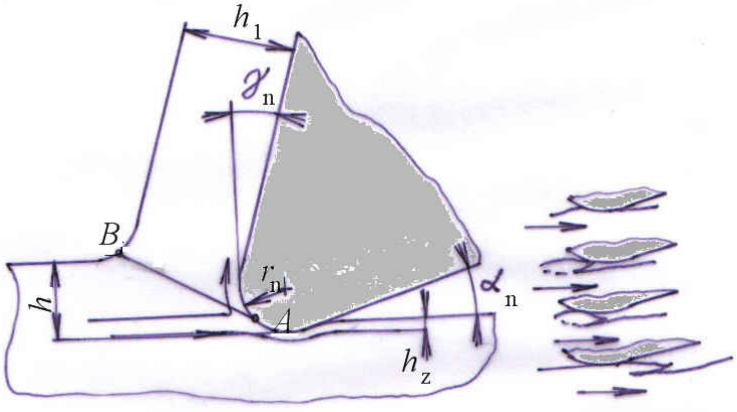
Obr. 7.19 Teoretická závislosť medzi Rz , posuvom a polomerom hrotu nástroja. 1-5, postupne r_ε = 1–5 mm

Skutočná výška nerovností profilu je vyššia ako teoretická. Proces tvorenia povrchu je totiž sprevádzaný vznikom niektorých defektov na obrobenej ploche, ktoré sú dôsledkom plastickej deformácie. V dôsledku plastického zväčšovania šírky triesky b_1 oproti šírke odrezávanej vrstvy b dochádza na povrchu obrobenej plochy ku vzniku hrebienkov, orientovaných pozdĺž vedľajšej reznej hrany (obr. 7.20).



Obr. 7.20 Pohľad na vytváranie hreboienkov nerovností za rezným klinom (a) a priečny rez obrobeným povrchom (rez rovinou P_r), (b). Rz_{sk} – skutočná výška nerovností profilu, $Rz_{teoret.}$- teoretická výška profilu

Uvedené úvahy sa týkali tzv. priečnej nerovnosti povrchu (meranej kolmo na vektor reznej rýchlosti). Okrem toho existuje pozdĺžna drsnosť, meraná vo smere vektora reznej rýchlosti. V prípade veľkých rozdielov medzi priečnou a pozdĺžnou nerovnosťou povrchu charakterizujeme takýto povrch ako orientovaný. Pozdĺžna nerovnosť vzniká v dôsledku vtláčania materiálu pod zaoblenú reznú hranu, podľa obr. 7.21. V dôsledku jeho existencie dochádza pri malých hrúbkach odrezávanej vrstvy *h* ku vtláčaniu materiálu pod rezný klin. V dôsledku pružnej a plastickej deformácie, spojenej s adhéziou s chrbtom nástroja zostávajú na obrobenom povrchu „šupinky“, tvoriace pozdĺžnu nerovnosť povrchu..



Obr. 7.21 Mechanizmus pohybu materiálu pred zaoblenou reznou hranou (a) a vznik „šupiniek“ na obrobenom povrchu

Na obr. 7.20 je pohľad na „reznú hranu“ naostreného nástroja pri zväčšení 1200x. Treba povedať, že zaoblený tvar „reznej hrany“ na obr. 7.21*a* je idealizovaný. Skutočná rezná hrana po ostrení má morfológiu podľa obr. 7.22.

Vidno, že tzv. polomer zaoblenia reznej hrany je vlastne polomer opísanej kružnice cez vrcholky nerovností na reznej hrane.

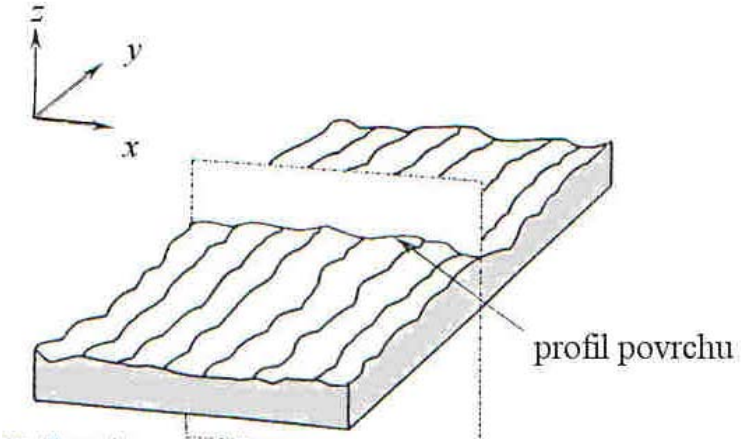
Obr. 7.22 Pohľad na reznú hranu naostreného nástroja pod elektrónovým mikroskopom

Na obr. 7.23 je pohľad na obrobený povrch pod riadkovacím mikroskopom.

Obr. 7.23 Pohľad na obrobený povrch s pozdĺžnou mikronerovnosťou.

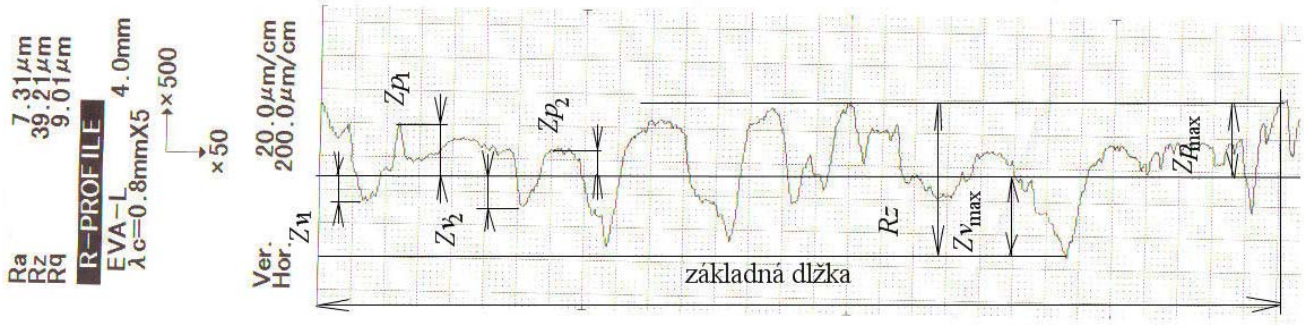
Teoretickú predstavu o mikronerovnosti obrobeného povrchu získame z profilových kriviek. Sú to priesečnice povrchu s rovinami, kolmými na povrch. Parametre nerovností

povrchu, získané z profilových kriviek charakterizuje norma STN ISO 4287. Definuje profil povrchu a súradnicovú sústavu na sledovanie povrchu podľa obr. 7.24.



Obr. 7.24 Definícia profilu povrchu

Na obr. 7.25 je definícia najväčšej výšky nerovností profilu *Rz* z reálneho priebehu profilovej krivky , ktorá sa hodnotí v rozsahu základnej dĺžky.

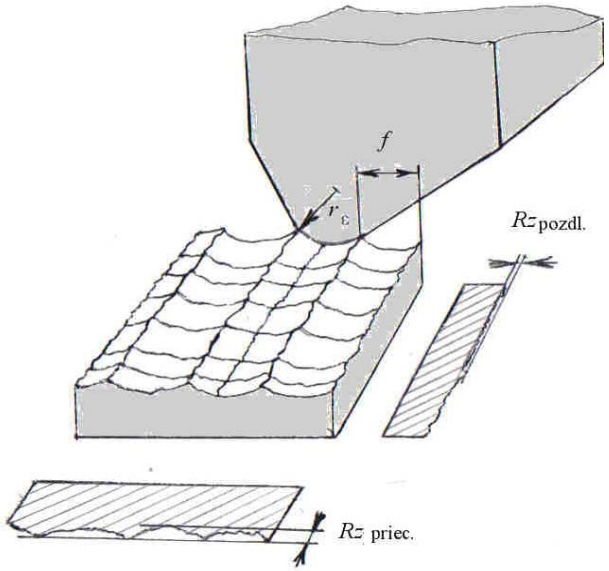


Obr. 7.25 Definícia najväčšej výšky nerovností profilu Rz z profilogramu obrobeného povrchu

Platí:

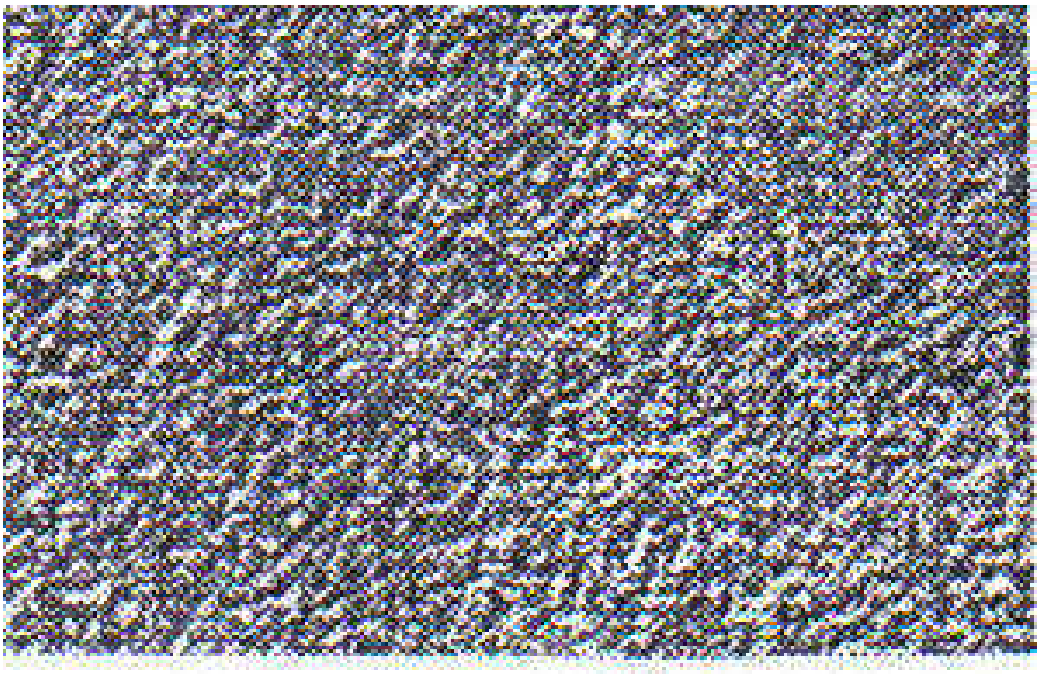
$$Rz = Zp_{\max} + Zv_{\max} . \tag{7.32}$$

Nerovnosť, definovanú na obr. 7.25 možno považovať za „priečnu“ ($Rz_{\text{prieč.}}$). Pri orientovaných povrchoch v prípade pozdĺžneho merania nerovnosti povrchu dostaneme podstatne odlišnú veľkosť ($Rz_{\text{pozdl.}}$),(obr. 7.26.



Obr. 7.26 Definícia „priečnej“ a „pozdĺžnej“ nerovnosti povrchu

Neorientované povrchy, ktoré vznikajú pri elektrických metódach obrábania, otryskávaní, leptaní, majú vo všetkých smeroch rovnakú hodnotu *Rz*. Na obr. 7.27 je príklad otryskaného povrchu súčiastky. Plocha je tvorená krátermi, ktoré majú rozličnú hĺbku a sú rozmiestnené náhodne. Podobné povrchy vznikajú pri elektrických metódach obrábania.



Obr. 7.27 Otryskaný povrch súčiastky

Ďalšími charakteristikami povrchu, ktoré sa uvádzajú na výkrese súčiastky sú:

- stredná aritmetická odchýlka profilu *Ra*
- stredná kvadratická odchýlka profilu *Rq*

Stredná aritmetická odchýlka profilu je definovaná ako stredná hodnota absolútnych odchýlok profilu *Z*(x):

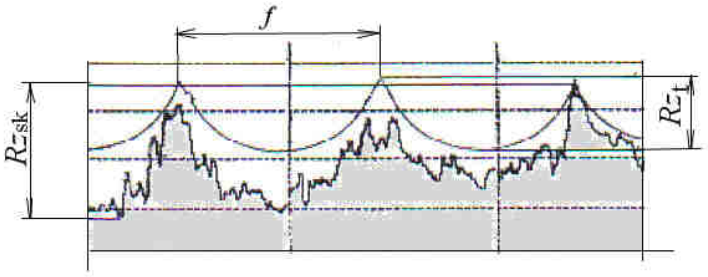
$$Ra = \frac{1}{l}.\int_1^l |Z(x)|.dx\,. \tag{7.33}$$

Stredná kvadratická odchýlka profilu je definovaná:

$$Rq = \sqrt{\frac{1}{l}.\int_1^l Z(x)^2.dx}\,. \tag{7.34}$$

V praxi sa používajú ďalšie charakteristiky povrchu, napr. únosnosť povrchu, reprezentovaná krivkou materiálového podielu profilu (zmena sumárnej dĺžky dotyku povrchu v závislosti na hĺbke profilu).

Ak je na výkrese súčiastky definovaná *Rz*, nie je problém technológovi určiť maximálny posuv *f* na jej dosiahnutie. Rozdiel medzi teoretickou a skutočnou hodnotou *Rz* je na obr. 7.28.



Obr. 7.28 Definícia teoretickej a skutočnej Rz z profilogramu povrchu

Aby bolo možné stanoviť potrebný posuv, považujeme $Rz_t \approx Rz_s$. Potom možno maximálny posuv stanoviť z teoretického vzťahu pre *Rz*:

$$f_{max} \le \sqrt{8.Rz.r_\varepsilon}\,. \tag{7.35}$$

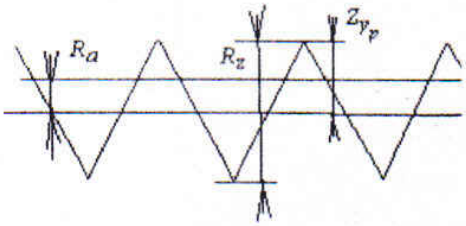
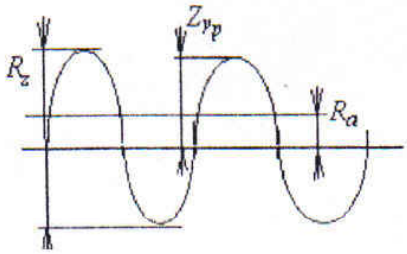
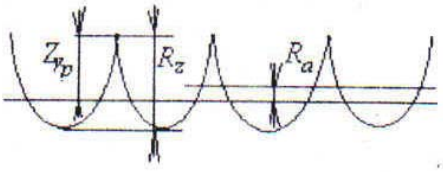
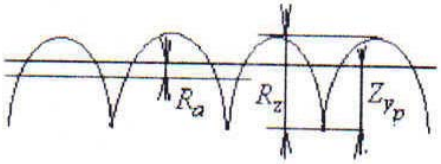
V prípade, že na výkrese je zadaná hodnoty *Ra*, musíme poznať vzťah medzi *R*a a *Rz*. Bežne platí:

$$\frac{Rz}{Ra} \approx 4 \Rightarrow f_{max} = \sqrt{2.Ra.r_\varepsilon}\,. \tag{7.36}$$

Pri presnejšom určovaní tohto pomeru však musíme vedieť o aký tvar profilu (alebo spôsobom obrábania) ide. V tab. 7.1 je tento pomer definovaný pre niektoré typické prípady profilu povrchu.

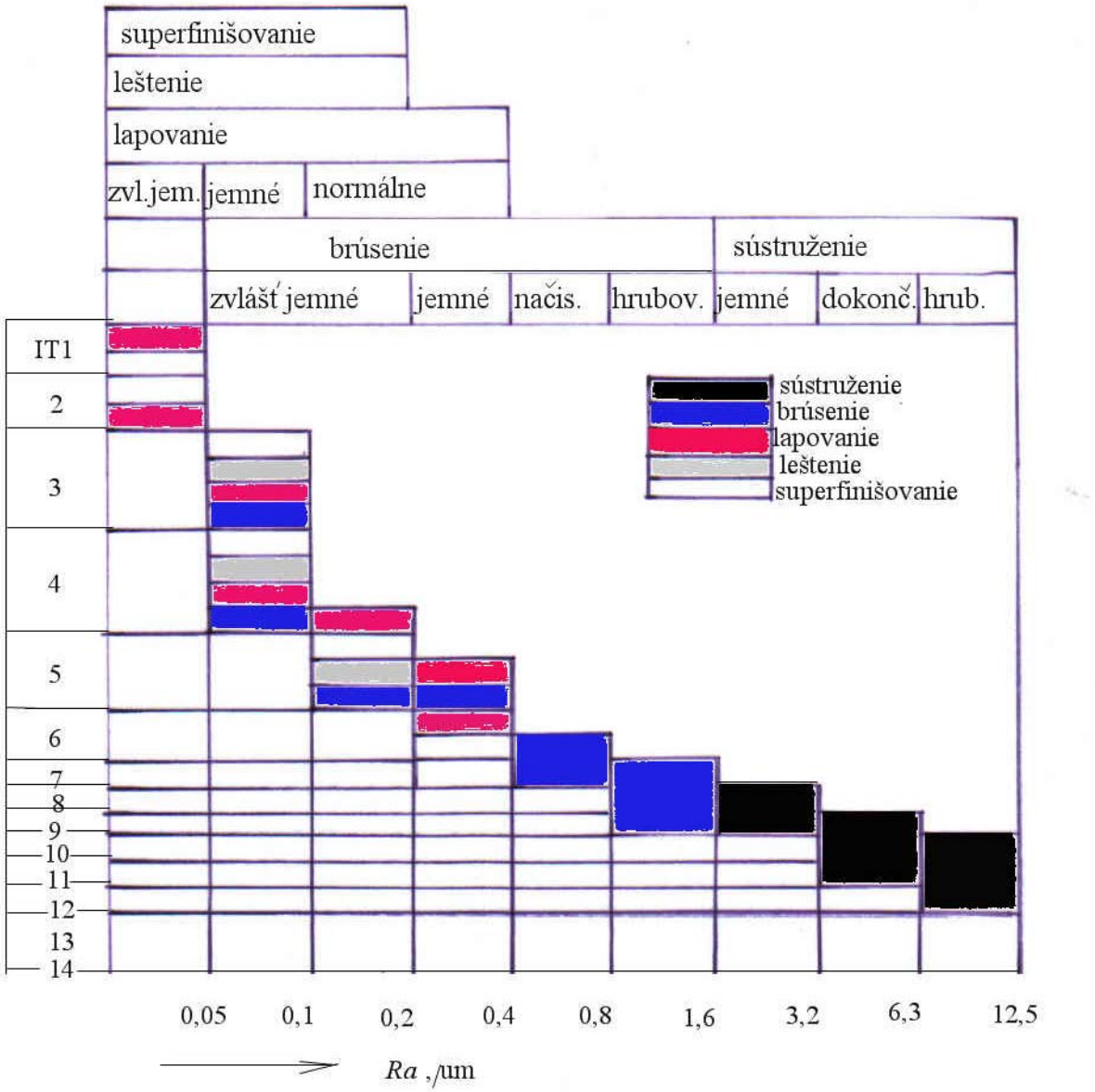
Vidno, že vzťah medzi *Ra* a *Rz* sa líši v závislosti na tvare profilu.
Z toho vyplýva, že samotný údaj *Ra* nedostatočne charakterizuje profil povrchu.

Vzťah medzi Ra a Rz pri rozličnom tvare profilu *Tab.7.1*

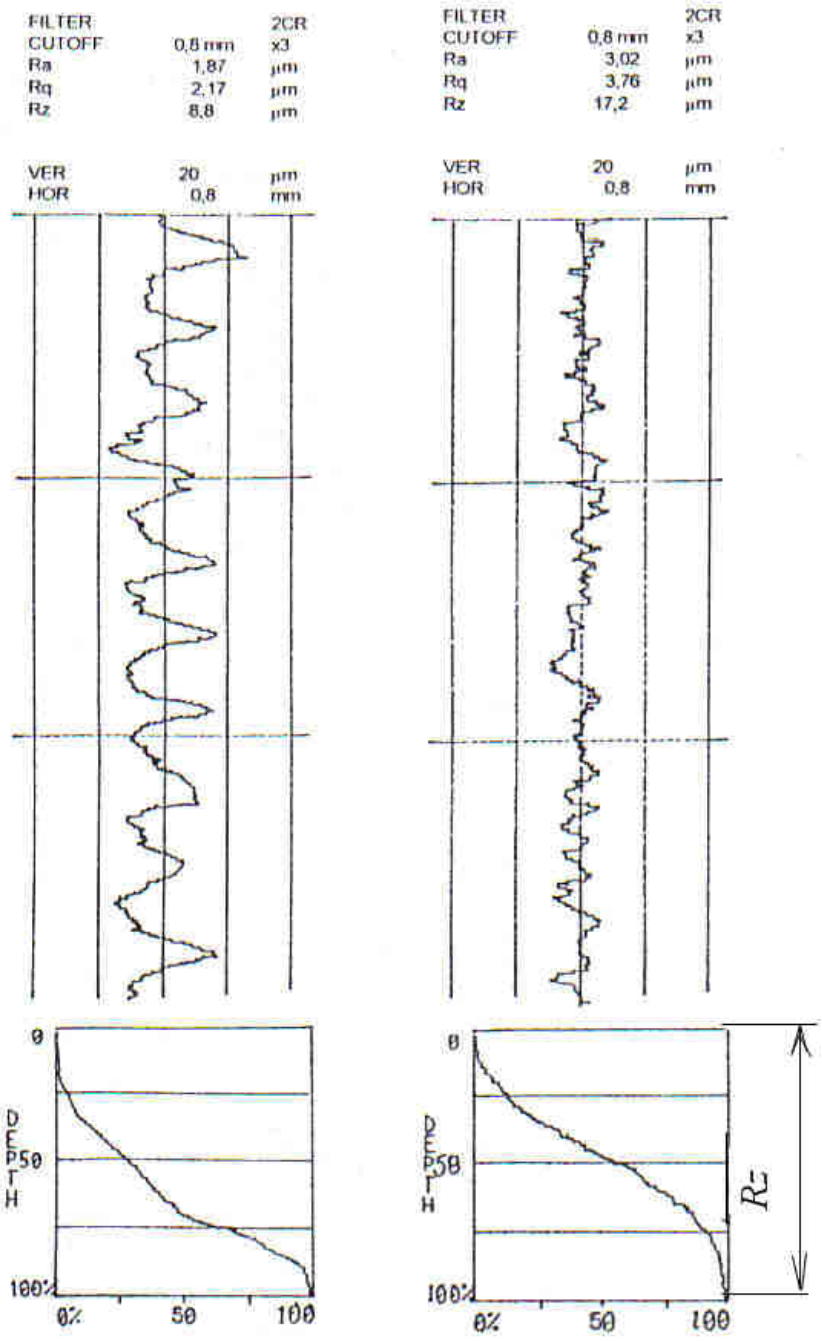
Idealizovaný profil	Najväčšia výška nerovnosti, R_z, µm	Stredná aritmetická odchýlka profilu, Ra,µm	Najväčší výstupok profilu, Z_{yp},µm	$\frac{R_z}{R_a}$
	20	5	10	4
	20	6,3	10	3,2
	20	3,65	15,7	5,4
	20	3,65	4,3	5,4

V tab. 7.2 sú dosahované parametre kvality obrobeného povrchu pri jednotlivých metódach obrábania.

Dosahované Ra pri rozličných metódach obrábania *Tab. 7.2*



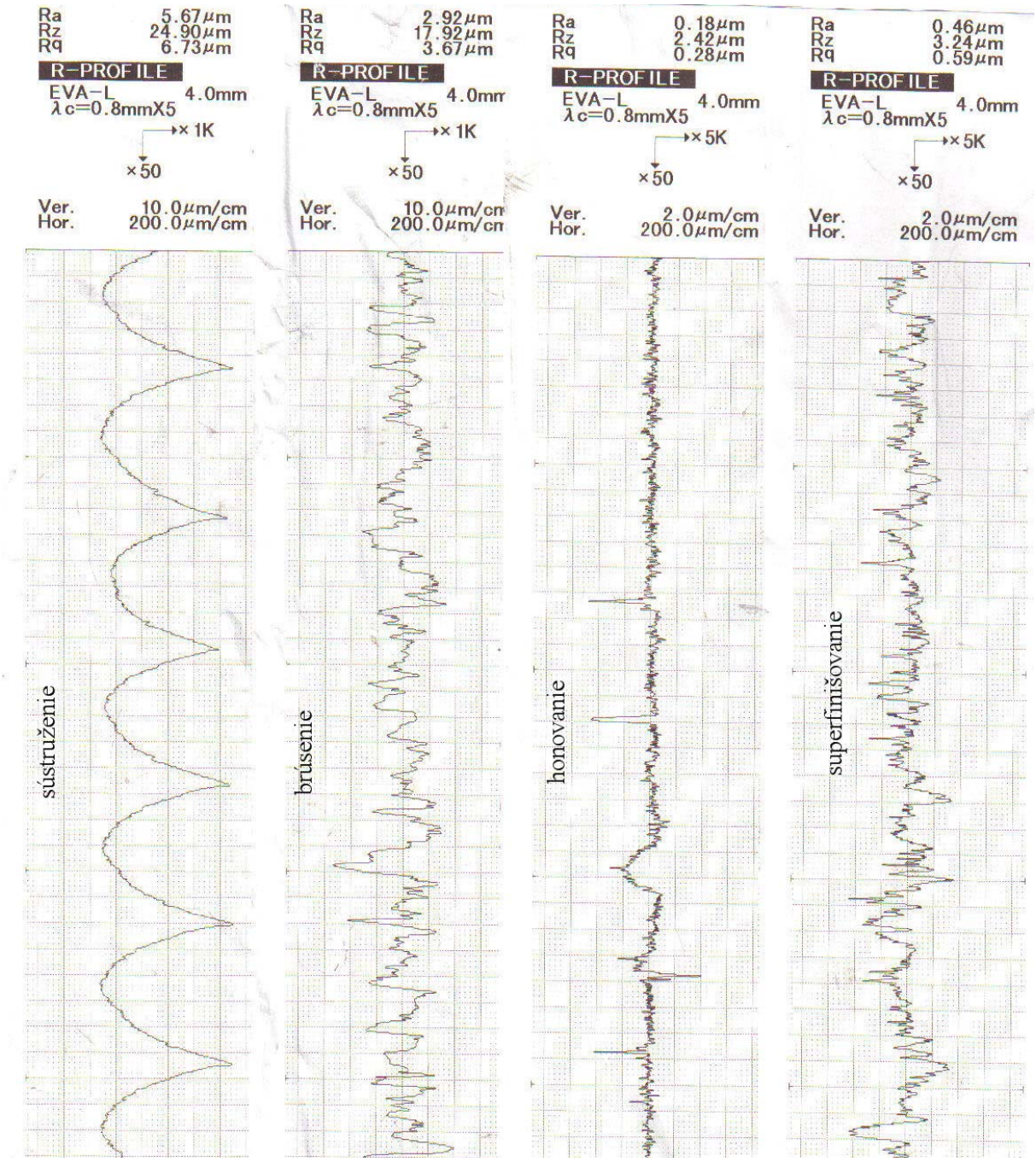
Súčasné profilomery umožňujú priame vyhodnotenie všetkých parametrov profilu. Na obr. 7.29 je záznam z profilomeru Mitutoyo Surftest 301. Záznam obsahuje *Rz*, *Ra, Rq* a krivku materiálového podielu povrchu.



Obr. 7.29 Záznam profilov sústruženého a brúseného povrchu

Sústružený povrch je tvorený takmer pravidelnými výstupkami, ktorých rozostup odpovedá použitému posuvu. Ide o obrábanie nástrojom s definovanou geometriou. Povrch má po 50% opotrebení podiel plochy výstupkov len 25%.

Na obr. 7.30 je príklad záznamov povrchu po hrubovacom sústružení, brúsení, honovaní a superfinišovaní.

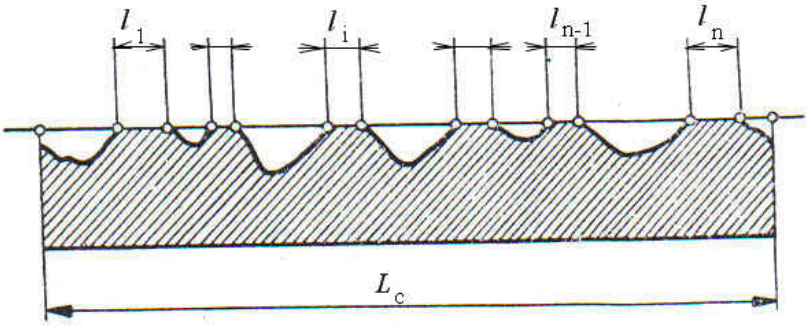


Obr. 7.30 Profilogram štyroch povrchov, obrábaných rozličnými metódami

Pri hrubovacom sústružení dochádza ku kopírovaniu hrotu nástroja. Je možné identifikovať posuv. Na brúsenom povrchu sa prejavuje záber brúsnych zŕn rozličnej veľkosti do rozličnej hrúbky. Honovaný povrch má typické striedavé drážky, vyvolané ostrými zrnami

pri „krížovom výbruse“ povrchu. Superfinišovaný povrch je podobný brúseniu, ale s podstatne menšími charakteristikami povrchu.

Krivky materiálového podielu na obr. 7.29 predstavujú lineárny súčet jednotlivých úsečiek styku povrchu s rovinou (protisúčiastkou) podľa obr. 7.31.

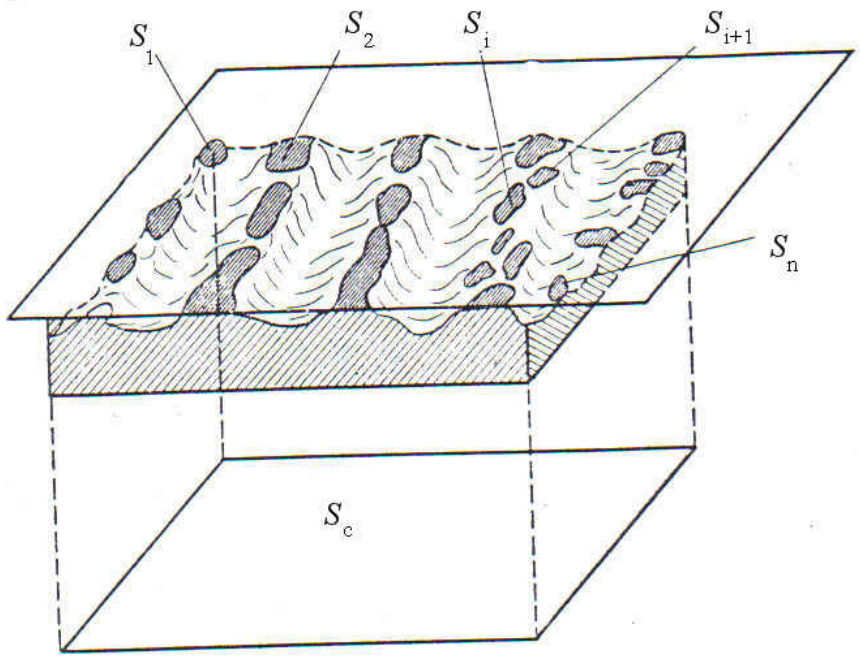


Obr. 7.31 Lineárny dotyk (rez obrobeným povrchom)

Lineárny materiálový podiel je daný:

$$M_L = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} l_i}{L_c} \tag{7.37}$$

Materiálový podiel sa dá hodnotiť aj súčtom elementárnych plôch, vzniknutých rezom v určitej výške profilu, podľa obr. 7.32.

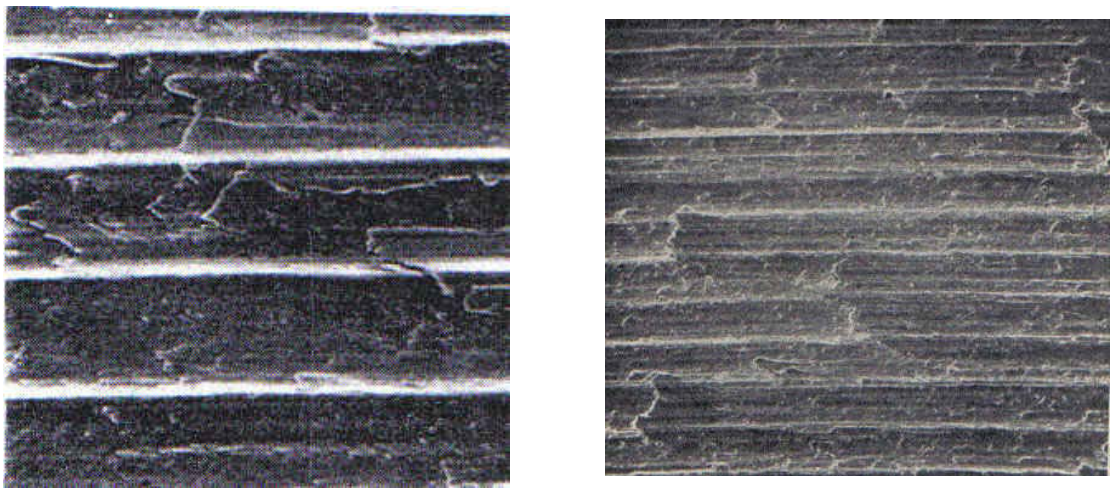


Obr. 7.32 Plošný dotyk (rez obrobeným povrchom)

V tom prípade je materiálový podiel určený vzťahom:

$$M_S = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} S_i}{S_c} \tag{7.38}$$

Príklady sústruženého povrchu sú na obr. 7.33.



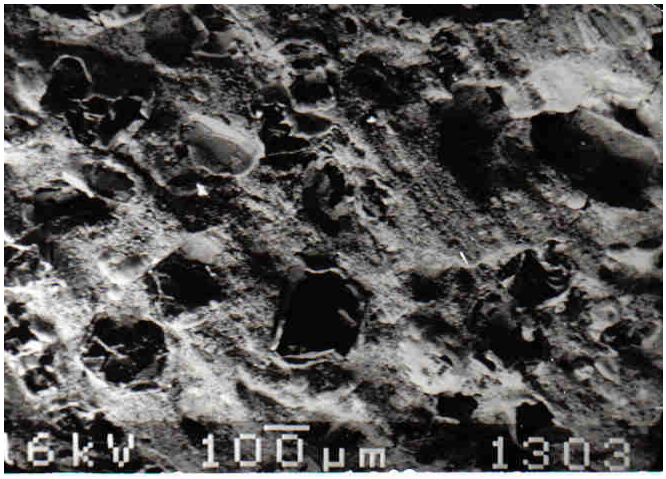
a *b*

Obr. 7.33 Pohľad na sústružené povrchy súčiastky, a – hrubovanie, b - dokončovanie

Povrch je charakteristický paralelnými stopami po reznom kline nástroja. Od vedľajšej reznej hrany vidno vytlačený materiál, zviditeľnený v reze na obr. 7.18.

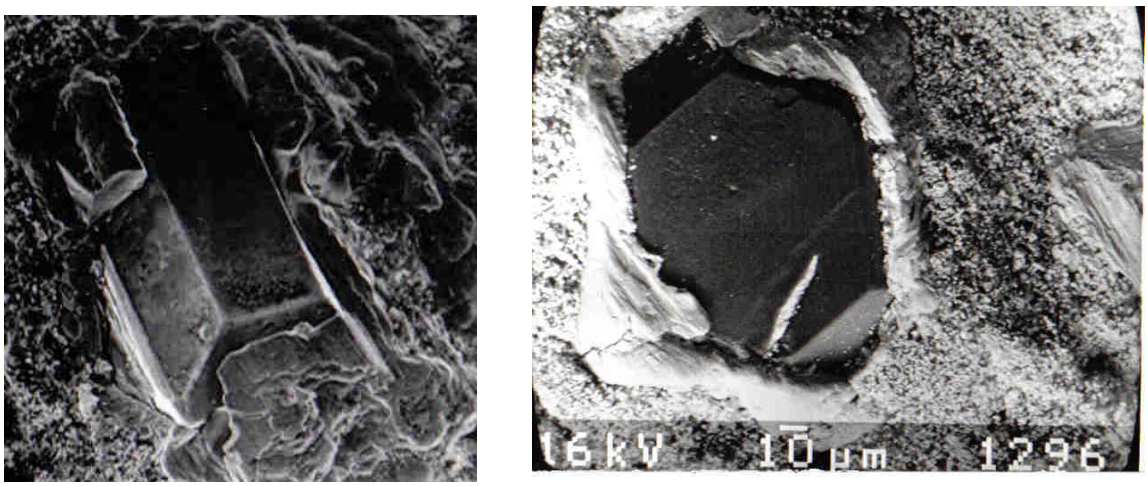
Naopak, brúsený povrch je nepravidelný, stopy na povrchu sú stopami zŕn ktoré majú rozličnú veľkosť, geometriu a polomery zaoblenia. Ide o obrábanie nástrojom s nedefinovanou geometriou. Povrch má po 50% opotrebení podiel plochy viac ako 50%, teda je výrazne únosnejší ako sústružený povrch.

Pohľad na reálny povrch brúsneho kotúča je na obr. 7.34. Na fotografii vidno vystupujúce brúsne zrná a spojivo.



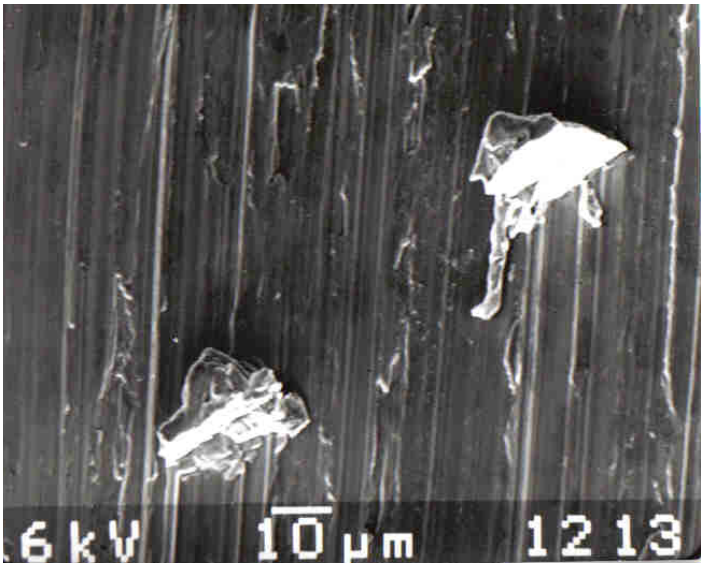
Obr. 7.34 Pohľad na povrch brúsneho kotúča so zrnami Al_2O_3

Pracovný povrch brúsneho kotúča je tvorený zrnami rozličnej veľkosti, upevnenými v spojive v rozličných polohách. Zväčšený pohľad na vybrané typy brúsnych zŕn v brúsnom kotúči je na obr. 7.35.



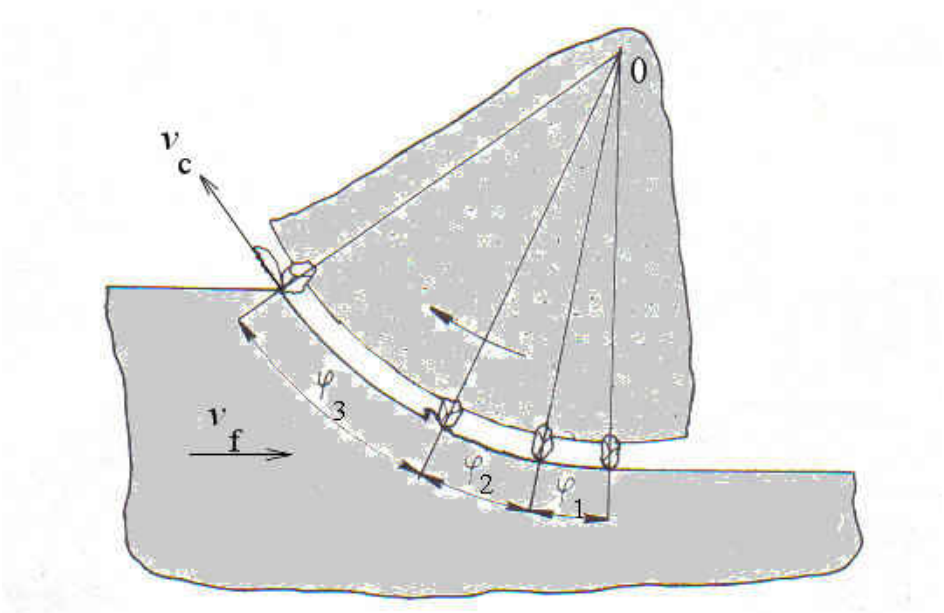
Obr. 7.35 Pohľad na uloženie brúsnych zŕn v spojive brúsneho kotúča. Vľavo: zrno z kubického nitridu bóru, vpravo SiC

Na obr. 7.36 je pohľad na vytváranie povrchu brúsnymi zrnami a jeho konečný tvar.



Obr. 7.36 Pohľad na pohybujúce sa brúsne zrná po obrábanom povrchu pri brúsení a vytváranie triesky.

Proces brúsenia prebieha pri vysokých rezných rýchlostiach a záporných uhloch čela. Obrábaný materiál pred brúsnym zrnom je v plastickom stave a prenáša sa do plastickej vláknitej triesky v ktorej nie sú pozorovateľné pôvodné zrná štruktúry. Na obr. 7.37 je fotografia metalografického výbrusu triesky, zachytenej v strednej a poslednej fáze brúsenia (pri vychádzaní brúsneho zrna zo záberu). Na fotografii je imitované brúsne zrno. Obr. *b* znázorňuje tvorenie triesky v prostrednej fáze brúsenia. Na rozdiel od sústruženia, pri tejto reznej rýchlosti (30 m.s^{-1}) uhol textúry Φ_1 splýva s uhlom Φ.



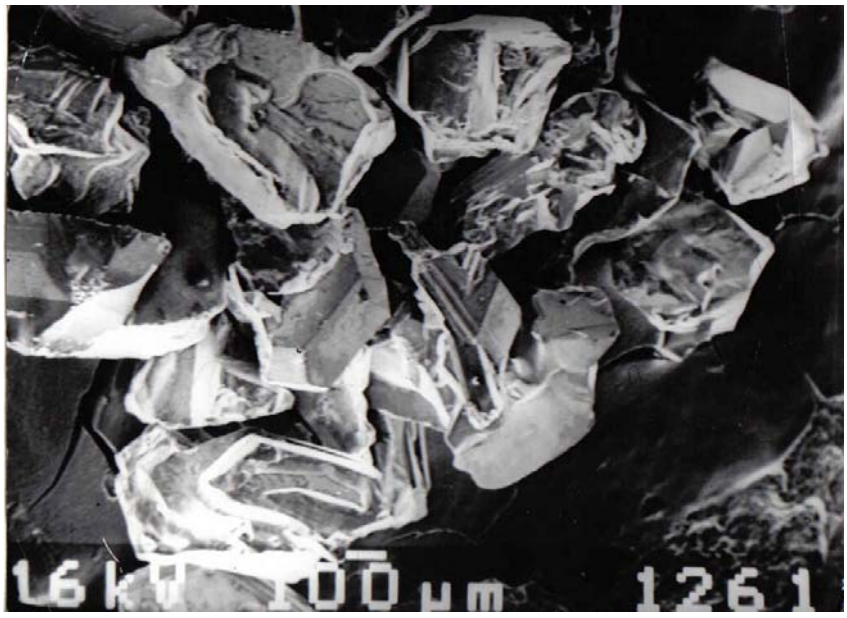
a

b *c*

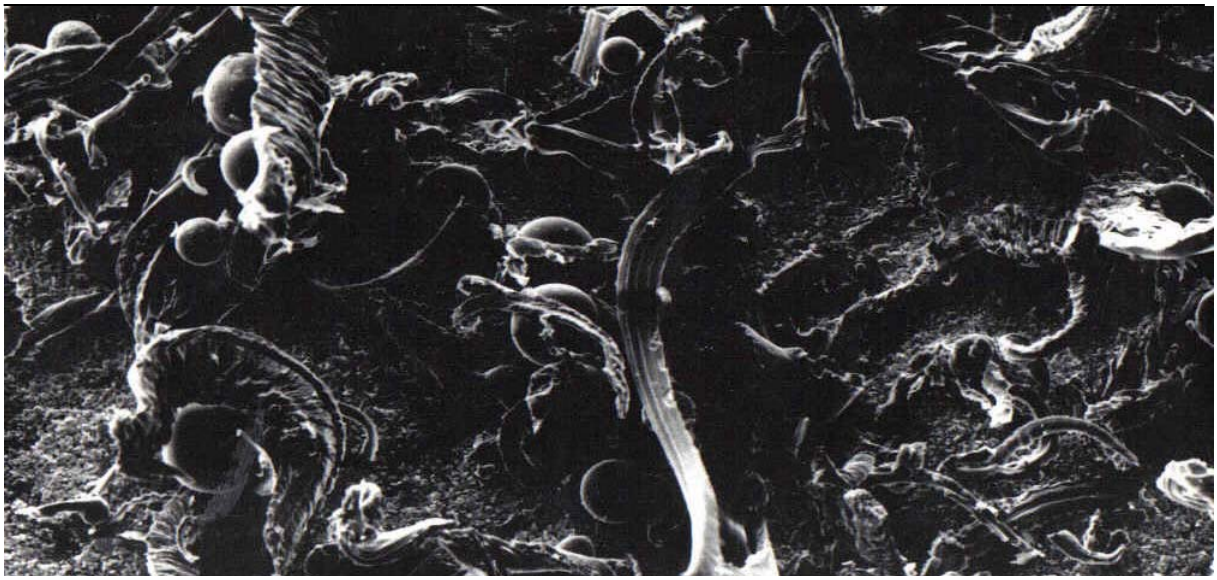
Obr. 7.37 Tvoriaca sa trieska v jednotlivých fázach brúsenia (a). b – pri vychádzaní zrna zo záberu, c – v strede dráhy brúsneho zrna ($\varphi_1 + \varphi_2$)

Na tvare triesky sa významnou mierou podieľa geometria brúsneho zrna. Treba si uvedomiť, že brúsne zrná (aj triedené) majú rozličný tvar a orientáciu v brúsnom kotúči (obr. 7.38). Tomu odpovedá aj tvar, a veľkosť a stupeň deformácie triesok.

Obr. 7.38 Triedené voľné zrná z Al_2O_3



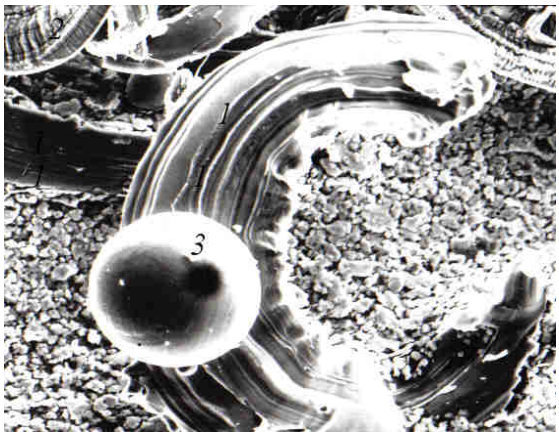
Pri veľmi veľkých záporných uhloch čela dochádza k taveniu obrábaného materiálu a tavenina je vymrštená do okolia, kde tuhne vo forme guliek (obr. 7.39).



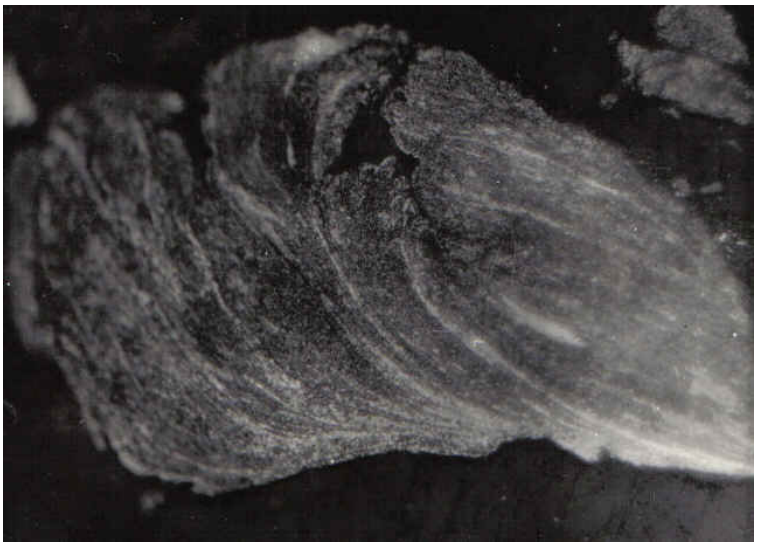
Obr. 7.39 Triesky, zachytené pri brúsení

Zásadne teda vznikajú dva základné druhy triesok – plynulá a guľová. Plynulá trieska vzniká pri nižšej teplote rezania. Guľová je výsledkom tuhnutia roztaveného kovu. Podľa ich vzájomného pomeru možno približne usudzovať o teplote v zóne brúsenia. Na obr. 7.40 je zväčšená plynulá (zo strany priliehavej k brúsnemu zrnu) a guľová, ktorá vznikla tuhnutím roztaveného kovu.

a



b



c

Obr. 7.40 Zväčšené dva druhy triesok, vznikajúcich pri brúsení (a). 1 –plynulá trieska zo strany, priliehajúcej k zrnu, 2 – plynulá trieska zo zadnej strany, 3 – guľová trieska, rez guľovou trieskou (b) ,rez plynulou trieskou (c)

Pre zaujímavosť bol realizovaný výbrus oboch typov triesok. Vidno, že guľová trieska (*b*) je dutá, vznikla tak zrejme v dôsledku úniku plynov pri jej tuhnutí.

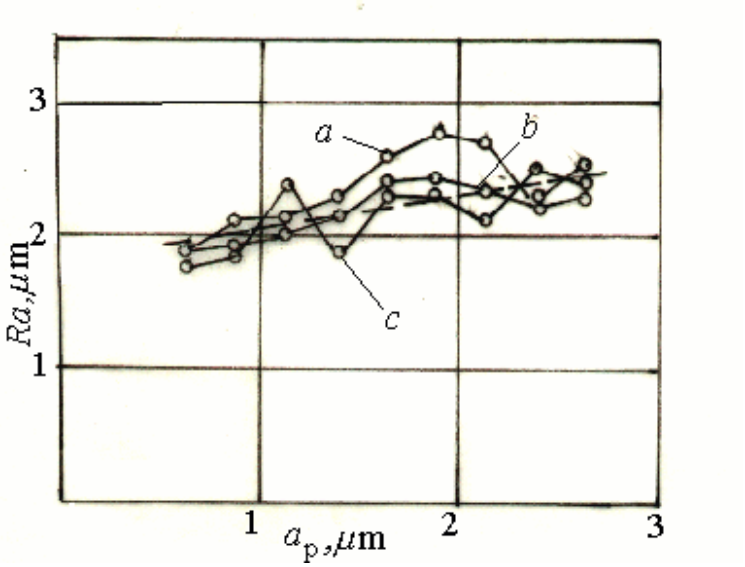
Pre zjednodušenie výberu nerovností povrchu a rezných podmienok technológom boli stanovené odporúčané hodnoty charakteristík povrchov *Ra* a *Rz* podľa tab. 7.2.

Odporúčané hodnoty Ra a Rz *Tab.7.2*

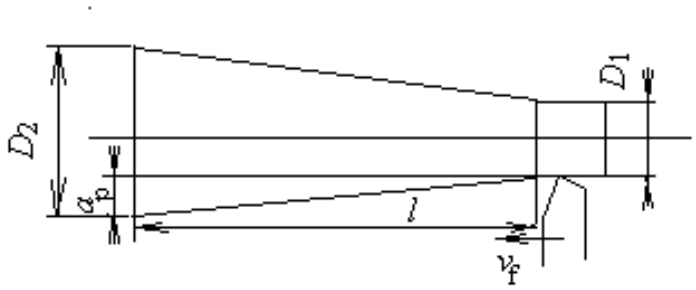
Ra, μm	100	50	25	12,5	6,3	3,2	0,8	0,4	0,2	0,1	0,05	0,025	0,012
Rz,μm	400	200	100	50	25	12,5	3,2	1,6	0,8	0,4	0,2	0,1	0,05

Na geometrické parametre obrobeného povrchu majú dôležitý vplyv rezné podmienky (a_p; f; v_c). Na obr. 7.41 je príklad získania experimentálnej závislosti *Ra* na hĺbke rezu a_p. Aby

bolo možné presné nastavenie hĺbky rezu, bol sústružený kužeľový obrobok, ktorý umožňuje plynule meniť tento parameter (obr. 7.42).

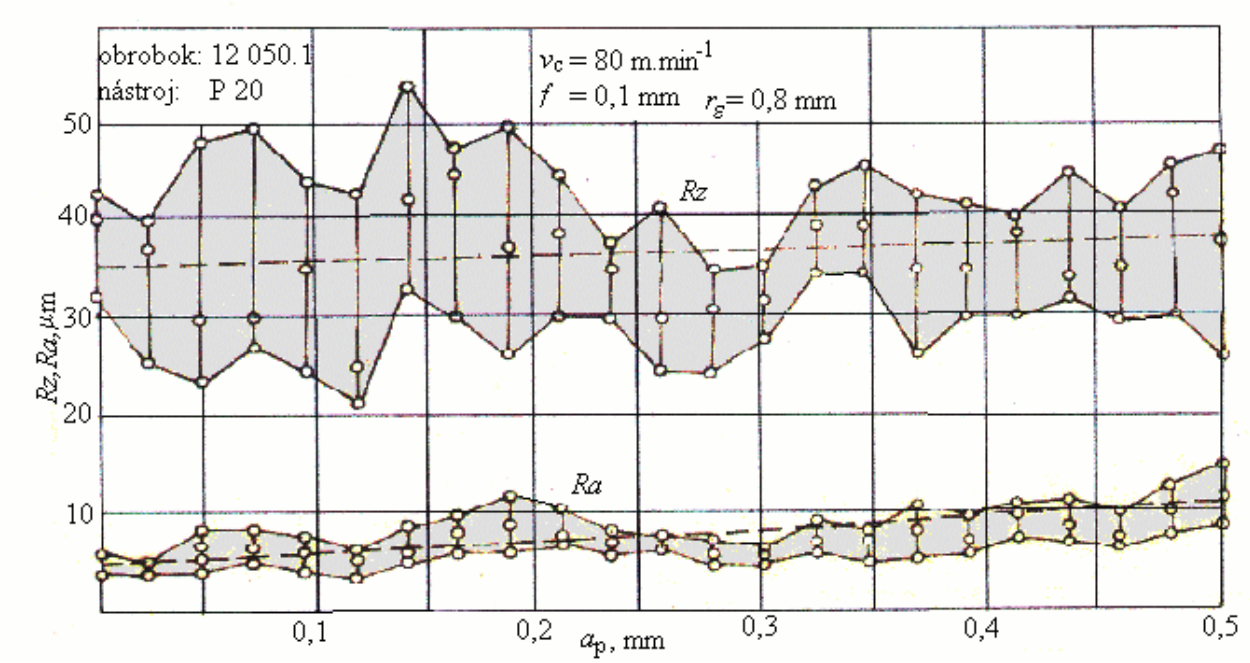


Obr. 7.41 Experimentálna závislosť Rz = f(a_p), získaná pri obrábaní nízkouhlíkových ocelí. a-12 050.1(E335); b - 11 523(Fe510); c - 12 040 (C35), d – stredný priebeh. f = 0,1 mm, v_c = 100 m.min^{-1}



Obr. 7. 42 Obrobok s plynule meniteľnou hĺbkou rezu pri sústružení

Závislosť zo štatistického merania je na obr. 7.43.

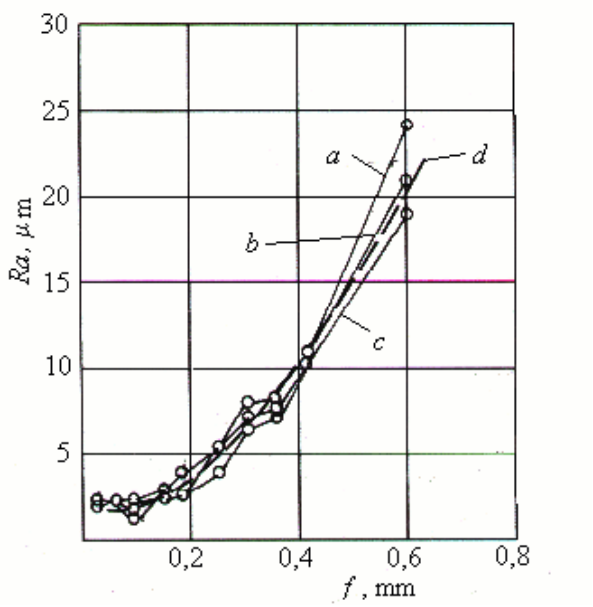


Obr. 7.43 Experimentálna závislosť Rz a Ra na a_p, získaná veľkým počtom meraní.

Závislosť je mierne stúpajúca. Zdôvodnenie málo výraznej závislosti možno dedukovať zo schémy vytvárania obrobeného povrchu na obr. 2.5. Tvorenie triesky od hlavnej reznej hrany nemá vplyv na geometriu obrobeného povrchu, pretože hlavná rezná hrana je „ďaleko“ od povrchu. Málo ovplyvňuje výstupky na obrobenom povrchu trieska, ktorá odchádza šikmo k hlavnej reznej hrane, teda uhýba od obrobeného povrchu a neovplyvňuje ho.

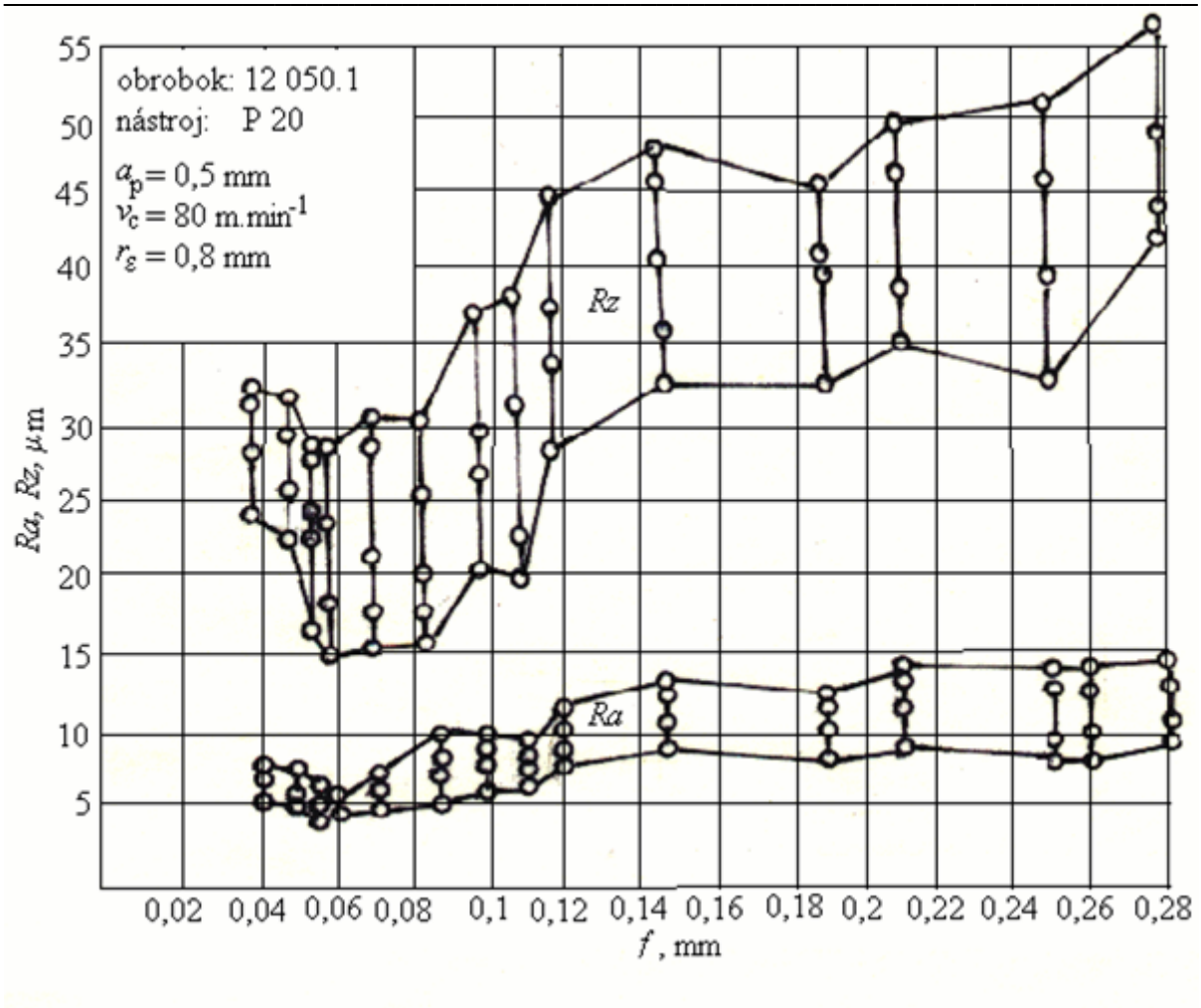
Druhý dôležitý parameter, od ktorého závisí výška nerovností obrobeného povrchu je posuv. Typická experimentálna závislosť je na obr. 7.44. Vidno, že závislosť formálne odpovedá známemu vzťahu:

$$Ra = \frac{f^2}{32.r_\varepsilon}. \qquad (7.39)$$

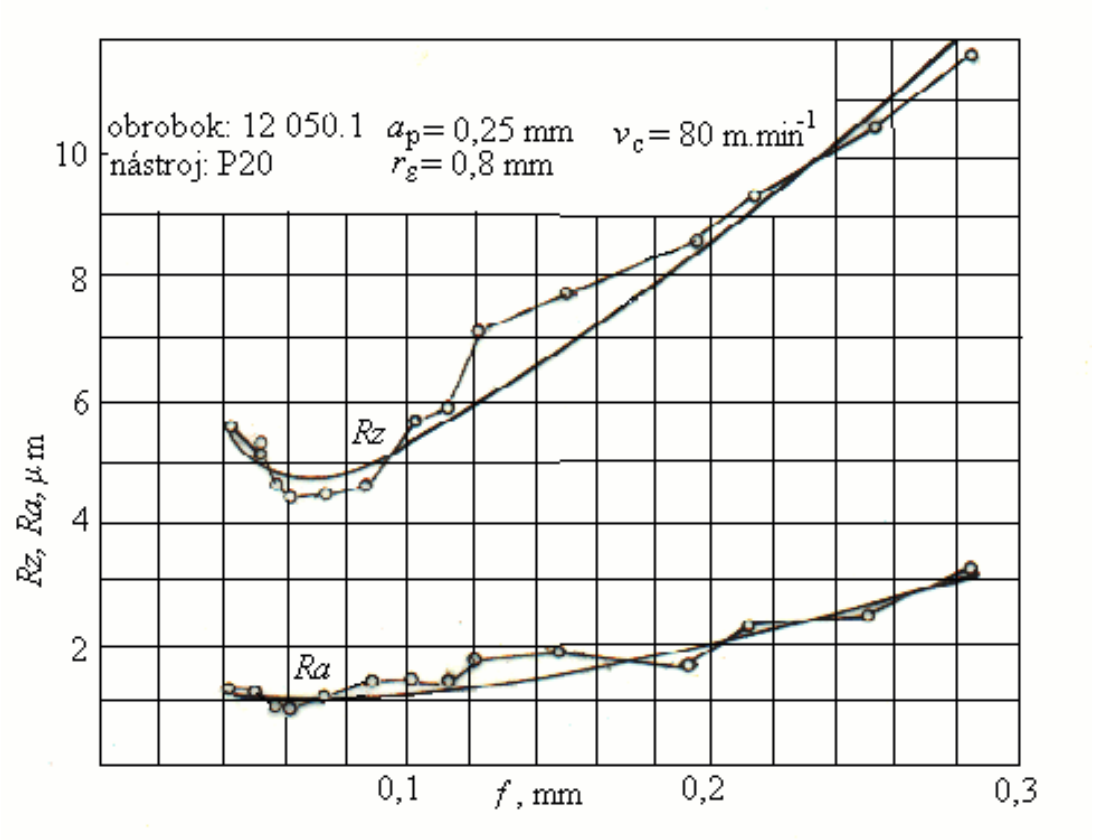


7.44 Experimentálna závislosť Ra = f(f).
v_c= 100 m.min^{-1}

Rozdiel je v oblasti malých posuvov (závislosť nejde do nuly). Pri dokončovaní povrchov je zaujímavá práve oblasť posuvov pod 0,2 mm. Preto bola táto oblasť detailnejšie sledovaná. Odpovedajúca závislosť je na obr. 7.45 a 7.46.



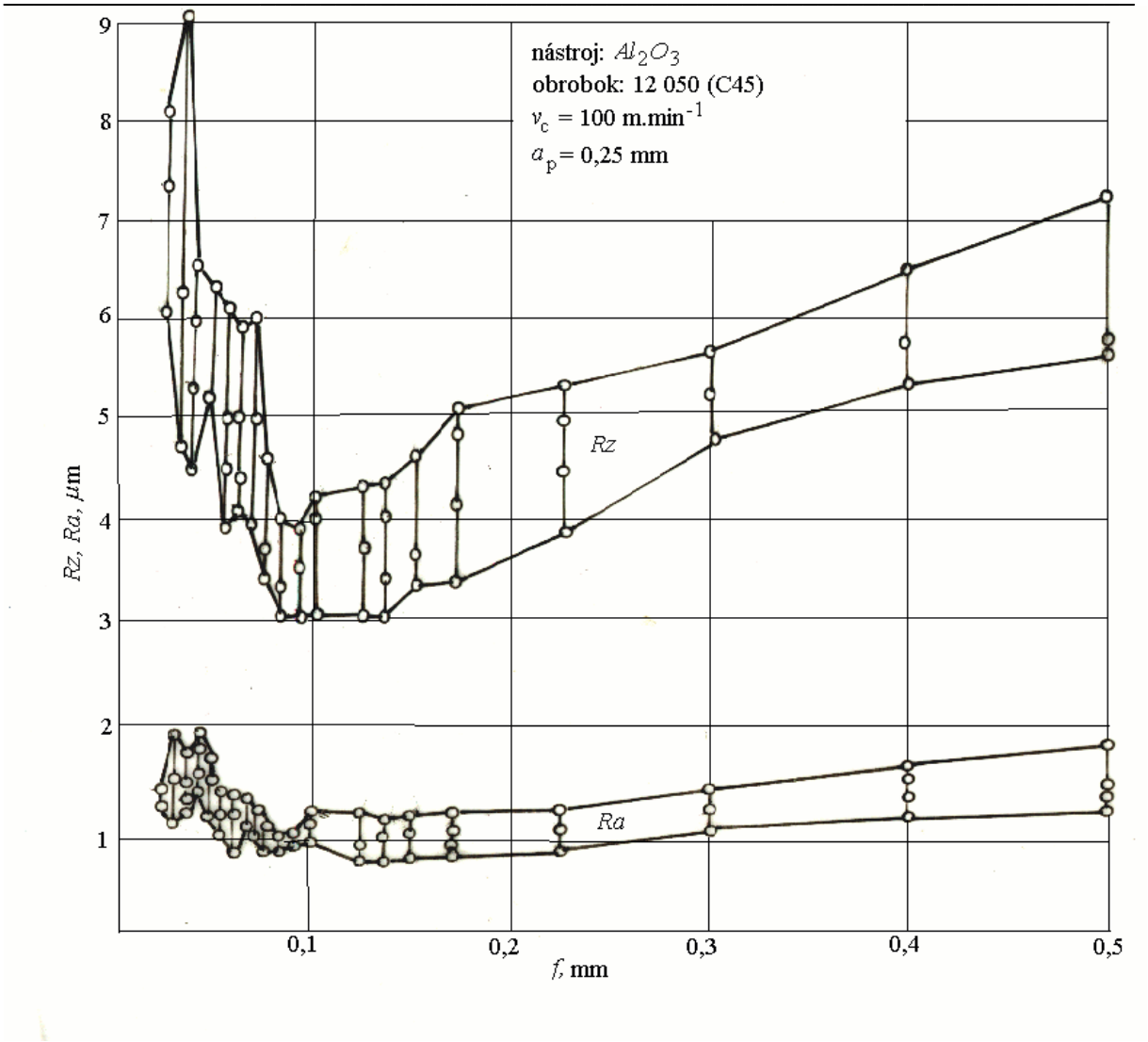
Obr. 7.45 Podrobnejšia závislosť Ra a Rz na f v oblasti malých posuvov



Obr. 7.46 Experimentálna závislosť Ra na f v oblasti malých a stredných posuvov

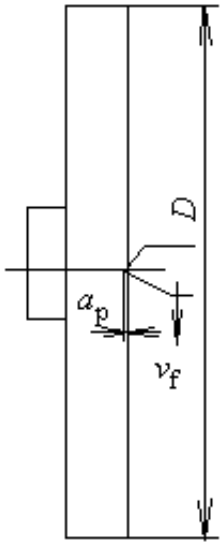
Po prekročení určitej hranice smerom k malým posuvom už *Ra* a *Rz* neklesajú, naopak, mierne stúpajú. Príčinou tejto skutočnosti je, že sa dostávame do podmienok, keď polomer zaoblenia reznej hrany r_n je veľkosťou blízky hrúbke odrezávanej vrstvy. Trieska sa prestáva tvoriť a materiál je vtláčaný pod rezný klin. Za rezným klinom dochádza k vytváraniu šupiniek na obrobenom povrchu vplyvom pružnej a plastickej deformácie materiálu a jeho adhéznemu spojeniu s nástrojovým materiálom. Tento jav sa traktuje ako „problém minimálnej triesky".

Ako vidno z obr. 7.46, ďalším zmenšovaním posuvu k minimálnym hodnotám pri dokončovaní už nezískame na kvalite povrchu, naopak, predlžuje sa strojový čas. Podrobnejšie štatistické sledovanie podobnej ilustruje napr. diagram, získaný pri obrábaní keramickým nástrojom, na obr. 7.47.



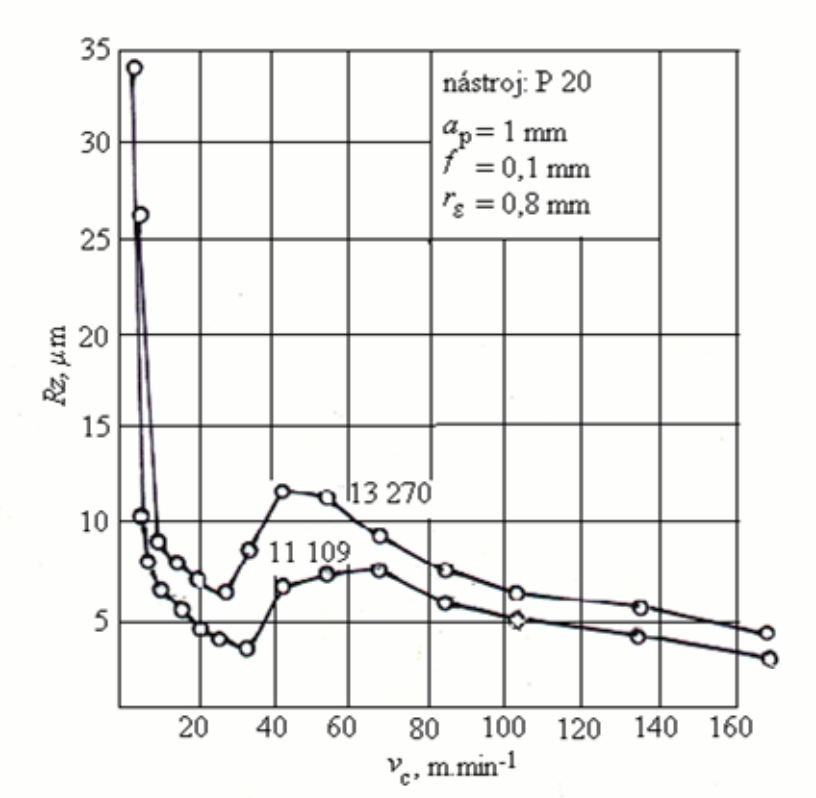
Obr. 7.47 Závislosť Rz a Ra na posuve pri dokončovacom sústružení keramickým rezným nástrojom

Tretím parametrom, vplývajúcim na sledované parametre nerovností povrchu je rezná rýchlosť. Na získanie podrobnej závislosti možno použiť čelné sústruženie obrobku s dostatočným priemerom podľa obr. 7.48. Rezná rýchlosť sa pri zvolenej frekvencii otáčania plynule mení o veľkom rozsahu. Celú závislosť možno takto získať z jedného obrobku.



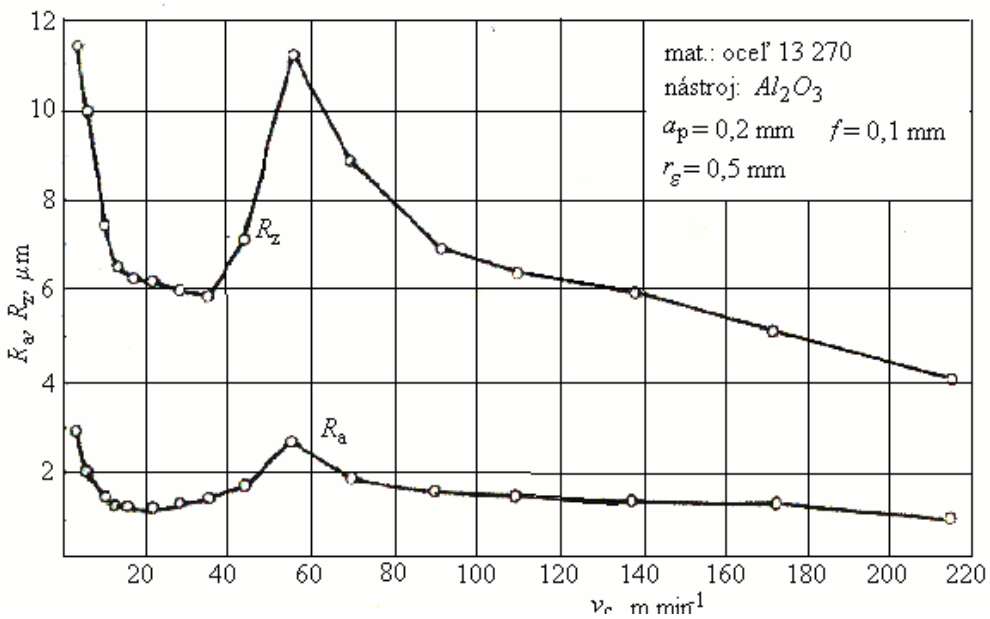
Obr. 7.48 Skúšobný obrobok na sledovanie vplyvu v_c na Rz a Ra

Typické diagramy závislosti *Rz*, resp. *Ra* na v_c sú na obr. 7.49 a 7.50.



Obr. 7.49 Experimentálna závislosť najväčšej výšky nerovností profilu na reznej rýchlosti, získaná pri obrábaní ocelí 11 109 (11SMn30)a 13270(65517) nástrojom zo spekaného karbidu.

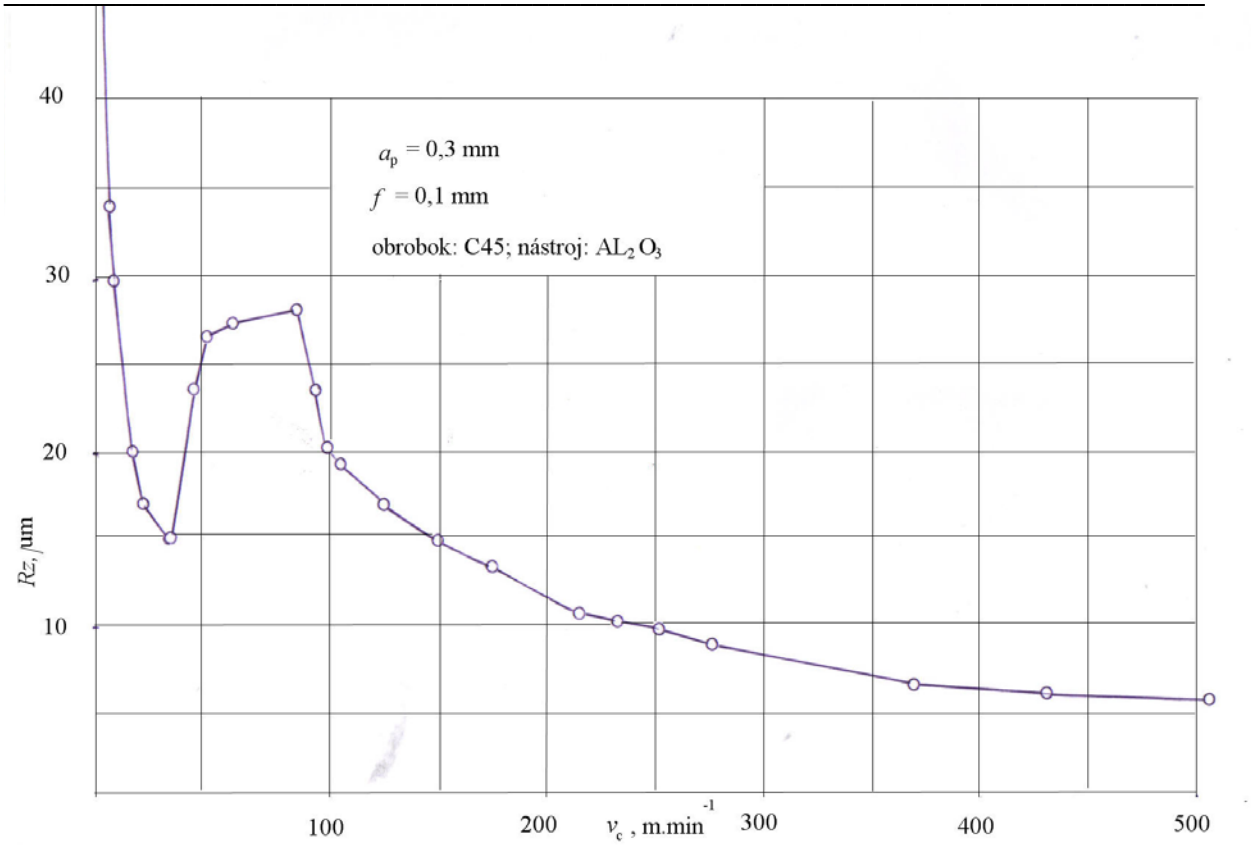
Oblasť minimálnych nerovností povrchu je okolo v_c = 30 m.min^{-1} a pokračuje po prekročení reznej rýchlosti 150 m.min^{-1}. Podobná situácia je pri sústružení keramickým nástrojom.



Obr. 7.50 Experimentálne závislosti Rz(Ra) = f(v_c), získaná pri dokončovacom sústružení keramickým rezným nástrojom.

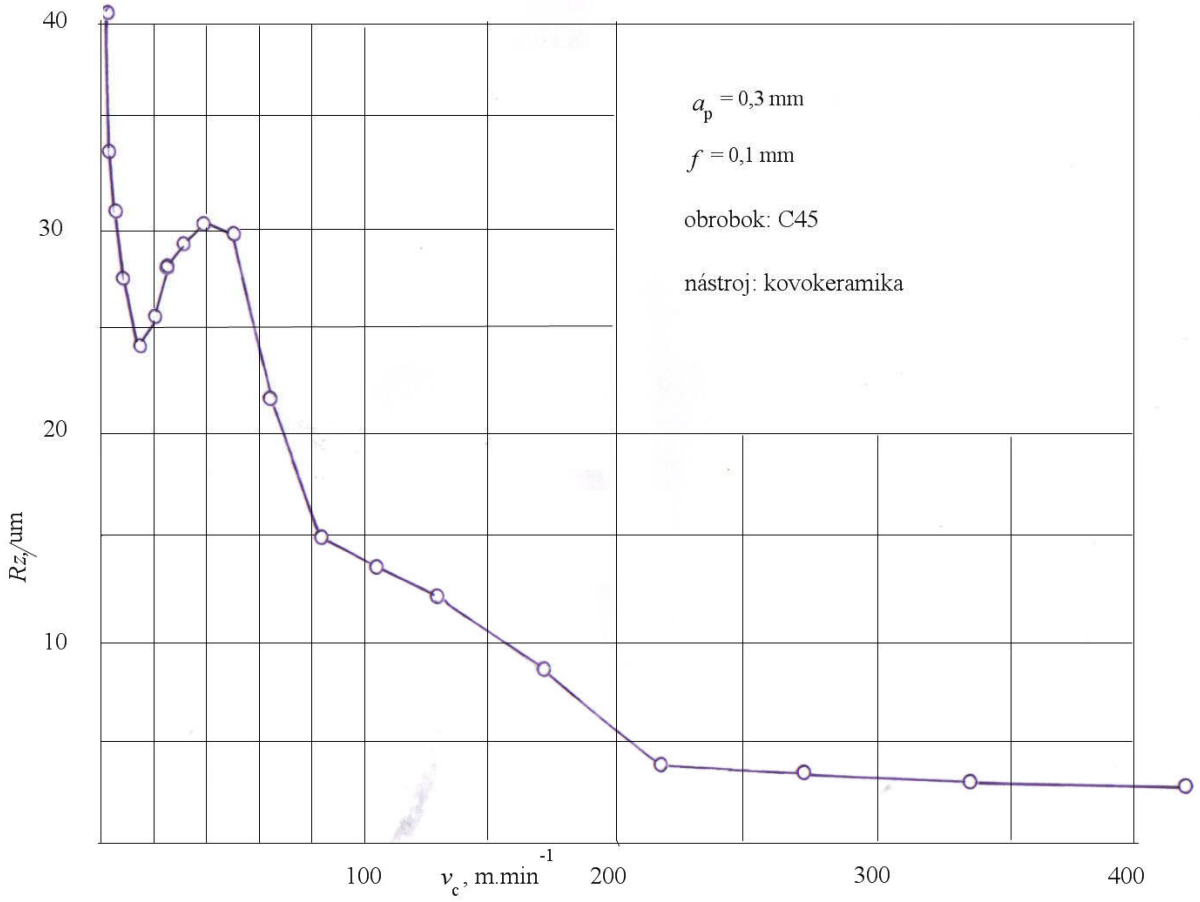
Vidno, že pri minimálnych rezných rýchlostiach sa nerovnosti povrchu výrazne zväčšujú. Je to zrejme dôsledok tvorby trhlín v v trieske a pod rezným klinom. Povrch sa výrazne zhoršuje. Následne výška nerovností prudko klesá a dosahuje minimum pri v_c okolo 20-30 m.min^{-1}. Ďalší prudký nárast *Ra* a *Rz* je spôsobený vznikom nárastku na reznom kline. Po prekročení reznej rýchlosti 70 m.min^{-1} oba parametre kontinuálne klesajú. Existujú teda dve oblasti s minimálnymi hodnotami výšky nerovností, malé rezné rýchlosti (a teploty), pred vznikom adhézneho súchytu nástrojového a rezného materiálu a vysoké rezné rýchlosti, odpovedajúce plastickému tečeniu materiálu triesky. Možno to využiť pri výbere rezných podmienok.

Na obr. 7.51 je podobná závislosť, získaná vo väčšom rozsahu rezných rýchlostí. Charakter krivky je rovnaký, vzhľadom na iný obrábaný materiál je oblasť najväčších výšok nerovností posunutá k vyšším rezným rýchlostiam.



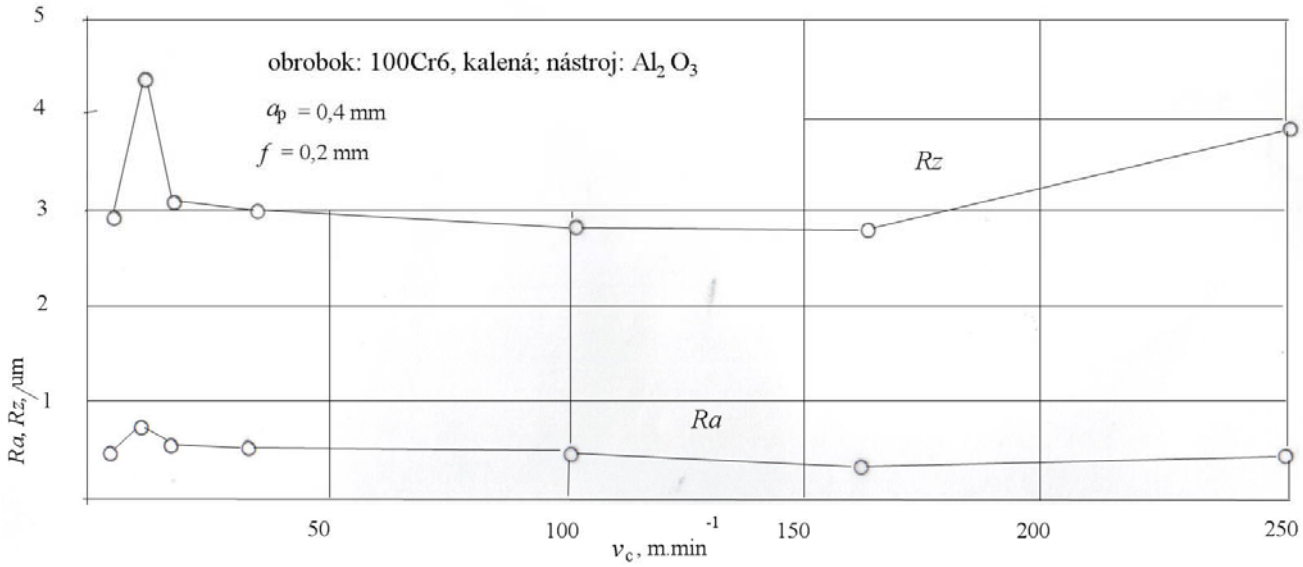
Obr. 7.51 Experimentálna závislosť Rz = f(v_c), získaná pri sústružení čistou keramikou.

Na obr. 7.52 je podobná závislosť, získaná pri sústružení kovokeramickým nástrojom.



Obr. 7.52 Experimentálna závislosť Rz = f(v_c), získaná pri sústružení kovokeramikou.

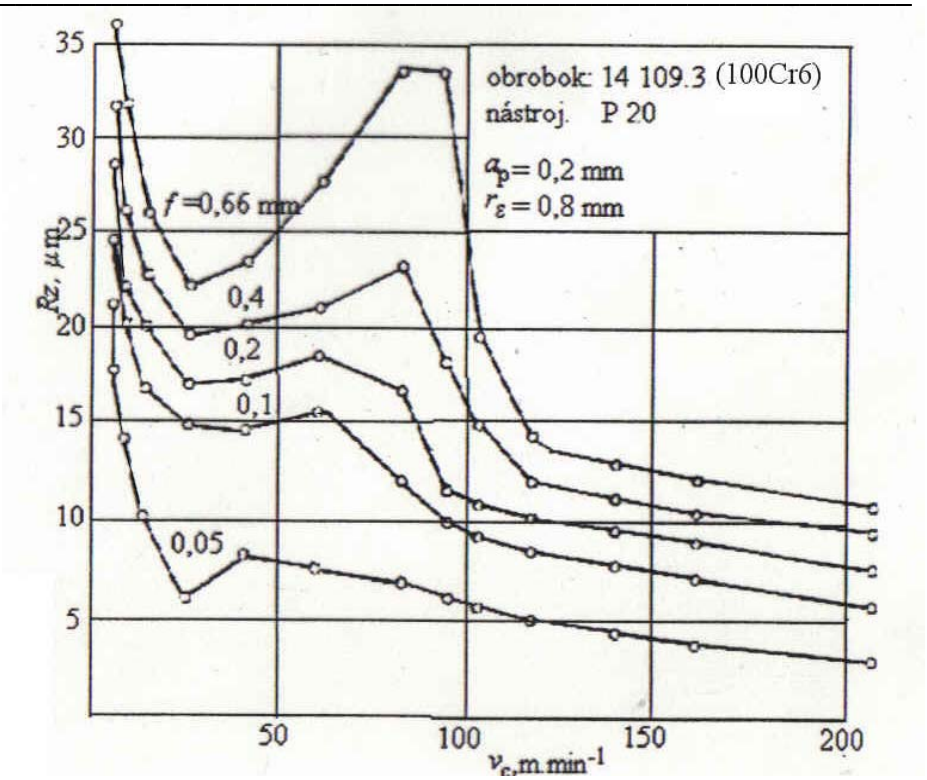
Na obr. 7.53 je podrobnejší diagram závislosti Rz = f(v_c) zo štatisticky významného počtu meraní, s rozptylom nameraných hodnôt, získaný pri sústružení ložiskovej ocele.



Obr. 7.53 Experimentálna závislosť najväčšej výšky nerovností a strednej aritmetickej výšky nerovností profilu, získaná pri obrábaní ocele na valivé ložiská 100Cr6

Z diagramu vyplýva značná nestabilita hodnôt v nárastkovej oblasti, čo je pochopiteľné, vzhľadom na variabilnú veľkosť nárastku. Smerom k vyšším rezným rýchlostiam rozptyl hodnôt klesá. Pri minimálnych rezných rýchlostiach je nárast hodnôt výšky nerovností enormný. Materiál je pri malých teplotách v krehkom stave a vzniká trhlinotvorný proces.

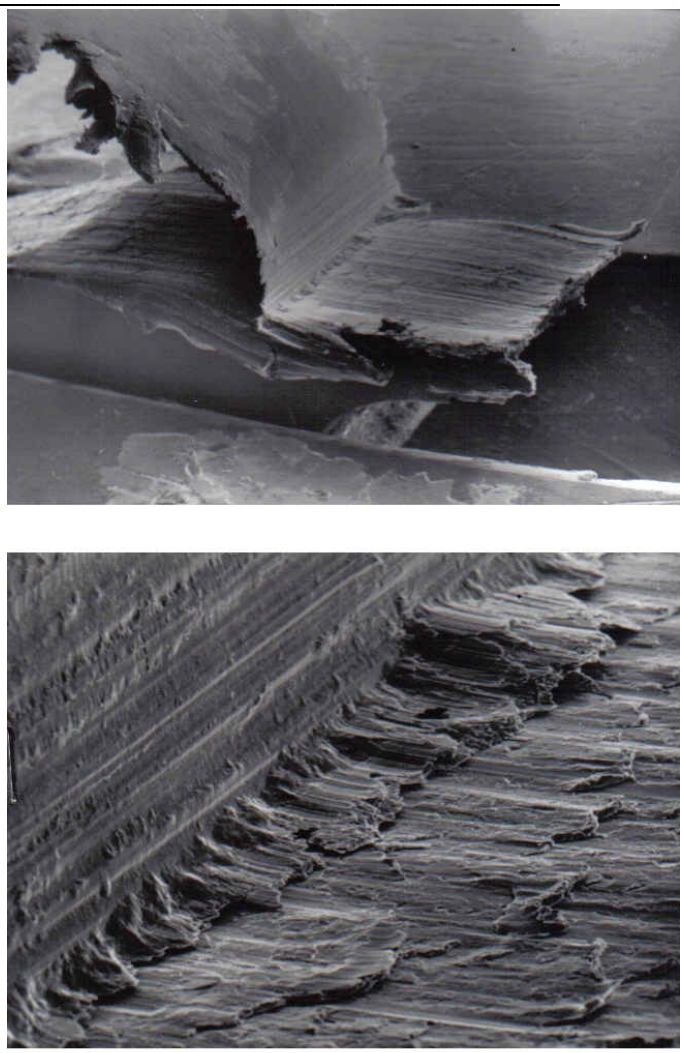
Obr. 7.54 znázorňuje sumárnu závislosť *Rz* na v_c a *f*.



Obr. 7.54 Experimentálna závislosť Rz na reznej rýchlosti a posuve

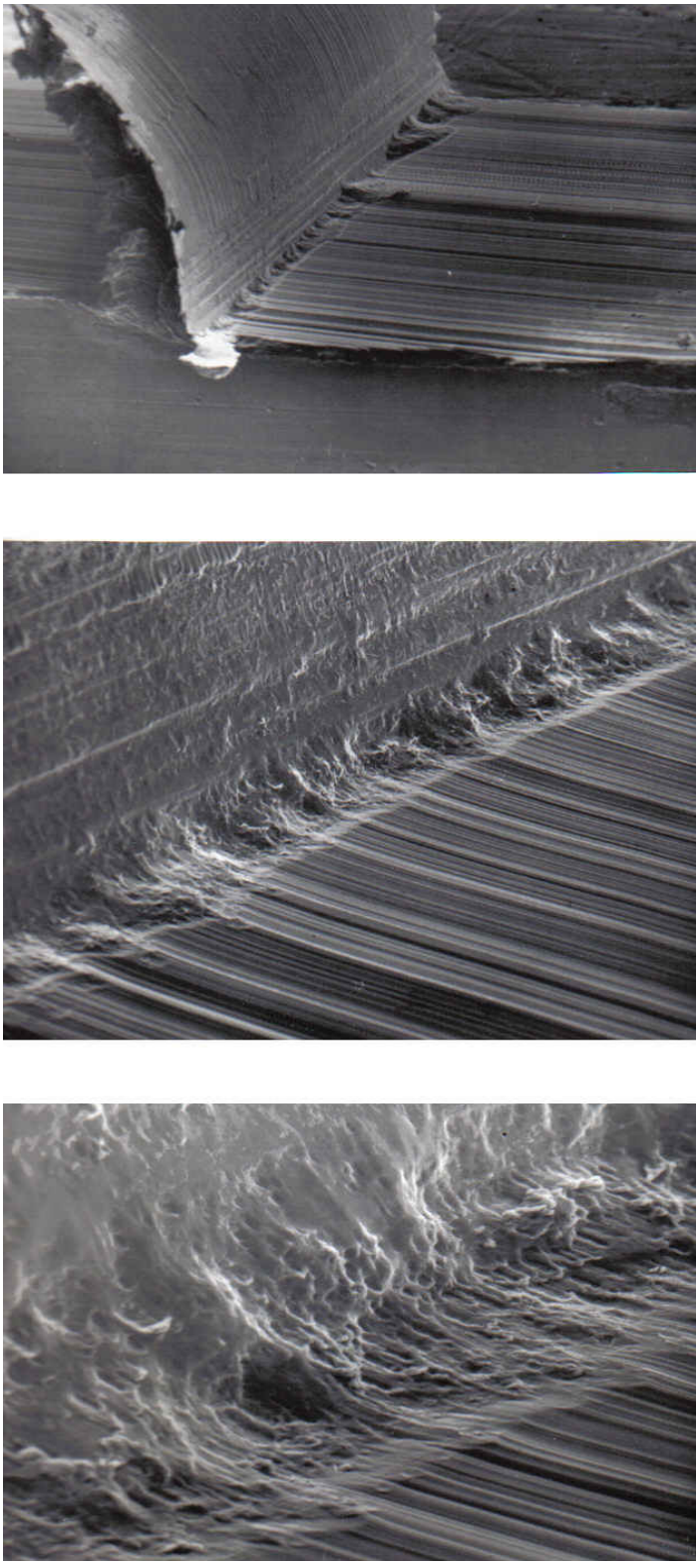
Zväčšovaním posuvu sa najväčšia výška nerovností zväčšuje v celom rozsahu rezných rýchlostí a maximum sa presúva k vyšším hodnotám rezných rýchlostí.

Príčinou zlepšovania kvality povrchu pri vyšších rezných rýchlostiach je plastické vyhladzovanie ohriateho materiálu zaobleným rezným klinom. Na obr. 7.55 je pohľad pred rezný klin pri tvorení triesky a obrobeného povrchu pri reznej rýchlosti 66 m.min^{-1}.



Obr. 7.55 Pohľad pod riadkovacím elektronovým mikroskopom na tvorenie triesky a obrobeného povrchu pri reznej rýchlosti 66 m.min. obrobok: C45, nástroj P20 pri troch zväčšeniach

Na obrobenom povrchu sú výrazné stopy po súchyte obrábaného materiálu s nástrojovým. Povrch je nekvalitný s početnými trhlinami a vtlačeninami.
Na obr. 7.56 je súbor podobných fotografií, pri reznej rýchlosti 380 $m.min^{-1}$.

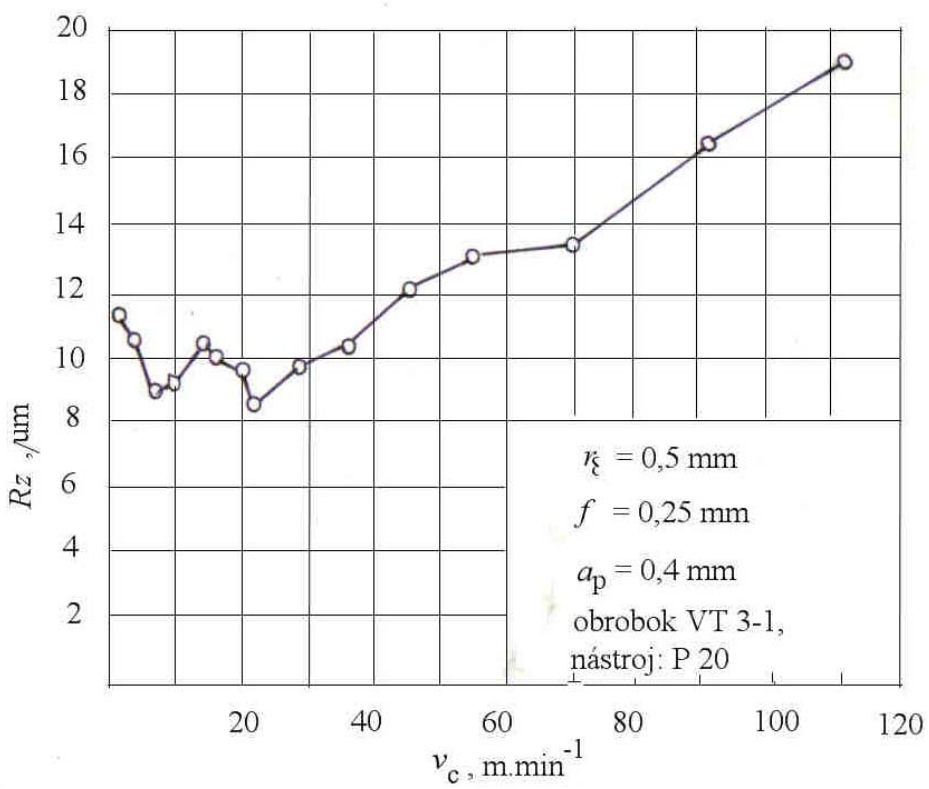


Obr. 7.56 Fotografie zóny tvorenia triesky a obrobeného povrchu pri reznej rýchlosti 380 m.min^{-1}

Obrobený povrch je vyhladený, do povrchu sa kopírujú len nerovnosti reznej hrany, vzniknuté pri ostrení nástroja.

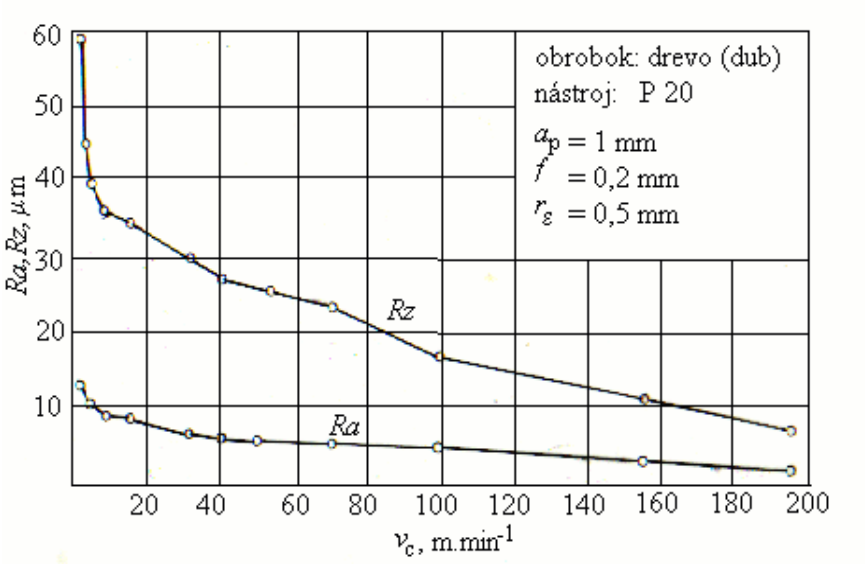
Ďalšie materiály mimo ocelí majú špecifický priebeh závislosti $Rz = f(v_c)$.

Na obr. 7.57 je závislosť, ktorá ukazuje, že pri obrábaní zliatin titánu existuje určitá, pomerne úzka oblasť rezných rýchlosti, pri ktorých je obrobený povrch kvalitný. Po jej prekročení dochádza k zhoršovaniu povrchu, spôsobenému súchytom triesky s nástrojom (titán má so všetkých kovov najvyšší koeficient trenia s ľubovoľným iným, teda aj rezným materiálom). Optimálne rezné rýchlosti sú teda výrazne menšie, ako pri obrábaní ocele.



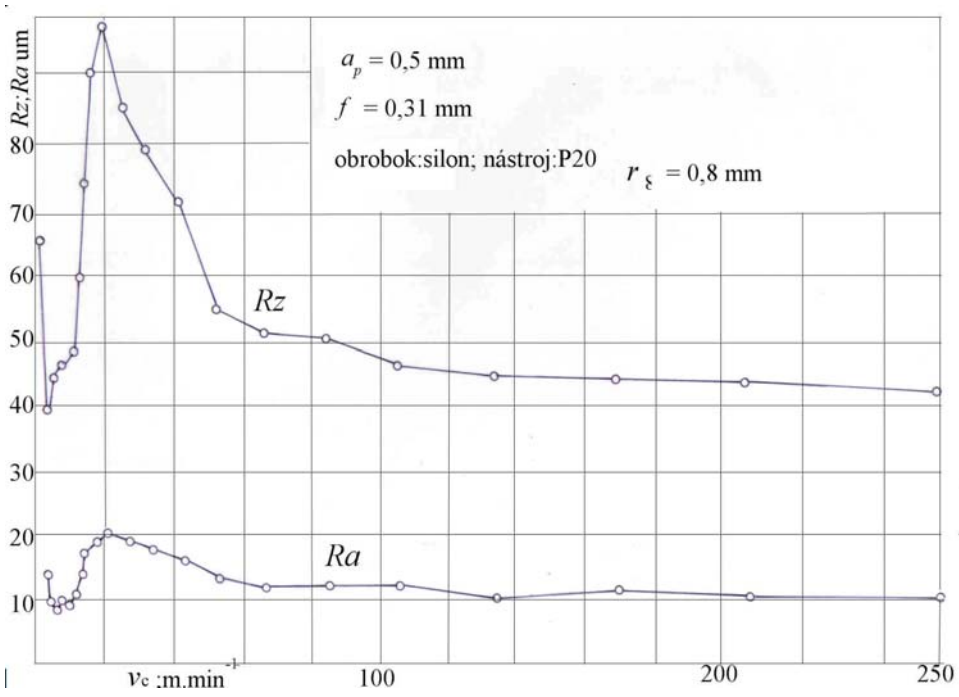
Obr. 7.57 Experimentálna závislosť Rz na reznej rýchlosti pri obrábaní zliatiny titánu

Drevo (obr. 7.58) má naopak kontinuálne klesajúcu nerovnosť povrchu pri stúpajúcej reznej rýchlosti. Preto pri obrábaní tohto materiálu sa musia použiť podstatne vyššie rezné rýchlosti, ako pri obrábaní ocele.



Obr. 7.58 Experimentálna závislosť Rz a Ra na reznej rýchlosti, získaná pri sústružení dubového dreva

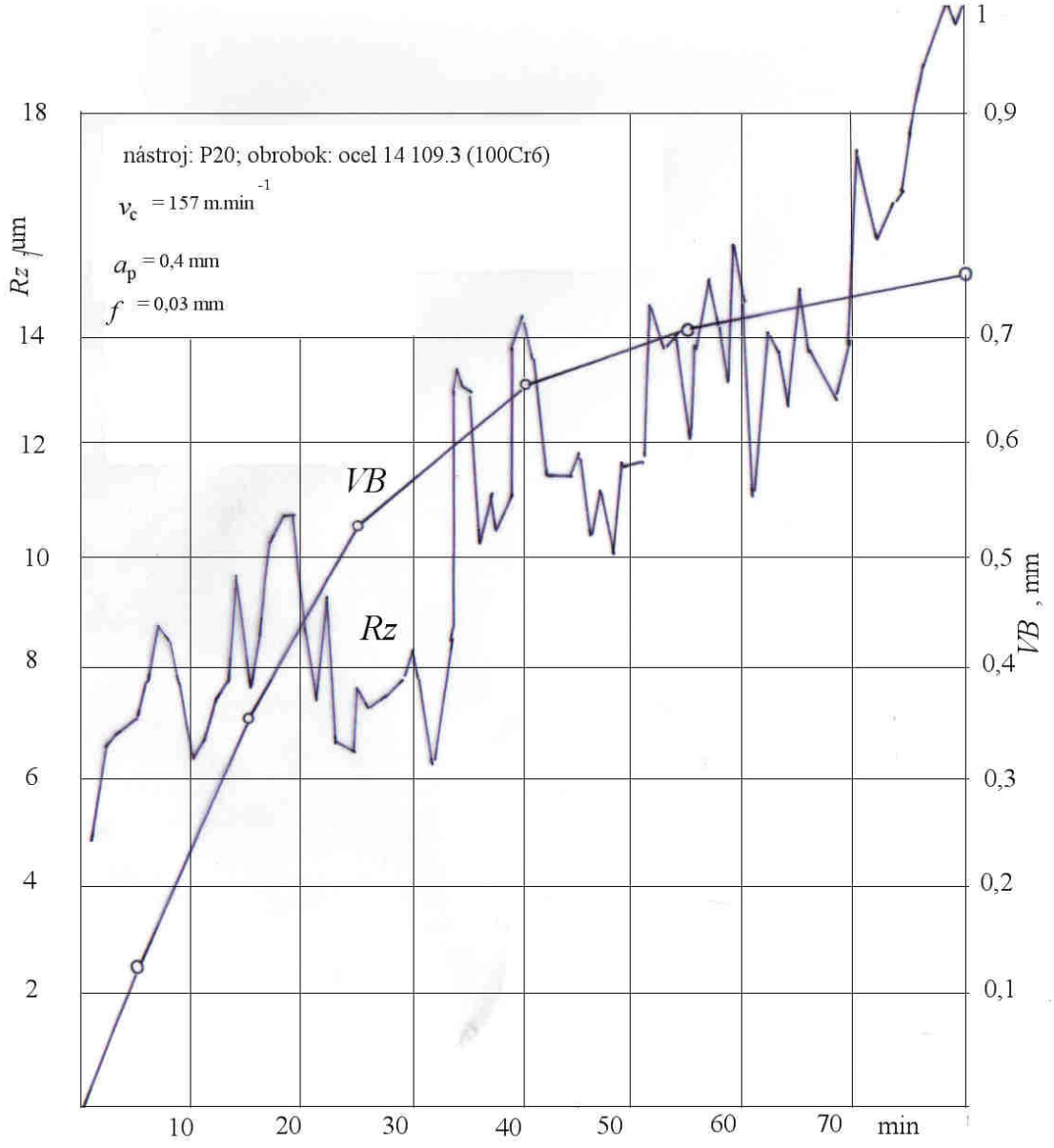
Na obr. 7.59 je závislosť, získaná pri sústružení silonu.



Obr. 7.59 Závislosť Rz; Ra = f(v_c), získaná pri sústružení silonu

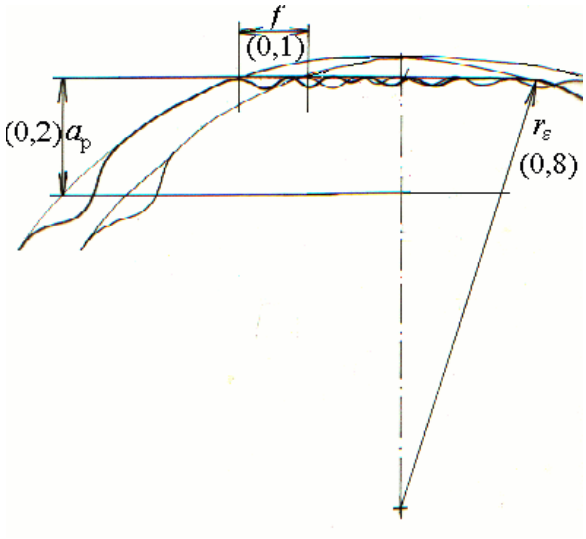
Na rozdiel od kovov je celá závislosť posunutá k nižším rezným rýchlostiam. Maximum nerovnosti povrchu sa dosahuje pri $v_c = 20$ m.min^{-1}. Tieto materiály majú malú tepelnú stálosť, preto pri vyšších rýchlostiach sa natavujú, čo sa prejavuje vo „vyhladzovaní“ povrchu.

Treba uviesť, že všetky uvedené závislosti boli získané „ostrým“ nástrojom. Možno reálne predpokladať, že na nerovnosť povrchu bude mať vplyv okamžitý stav opotrebenia rezného klina, ktorý sa prejavuje zmenou polomeru hrotu a modifikáciou tvaru hrotu. Skúšky obrábania ukázali zmeny *Rz* s časom obrábania podľa obr. 7.60. Na diagrame je súčasne zmena šírky opotrebenej plôšky na chrbte *VB*.



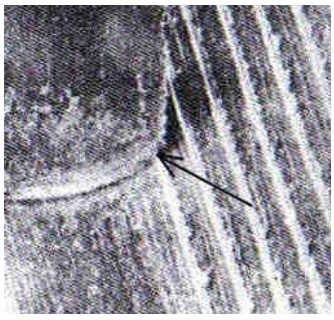
Obr. 7.60 Experimentálny diagram zmeny Rz s časom obrábania

Dá sa dokázať, že stúpanie a následný pokles *Rz* s časom súvisí s vytváraním a posúvaním žliabkov na chrbte noža a tým sekundárnych hrotov na nástroji, ktoré odoberajú triesku. Na obr. 7.61 sú dve polohy opotrebeného noža pri sledovaní v základnej rovine.



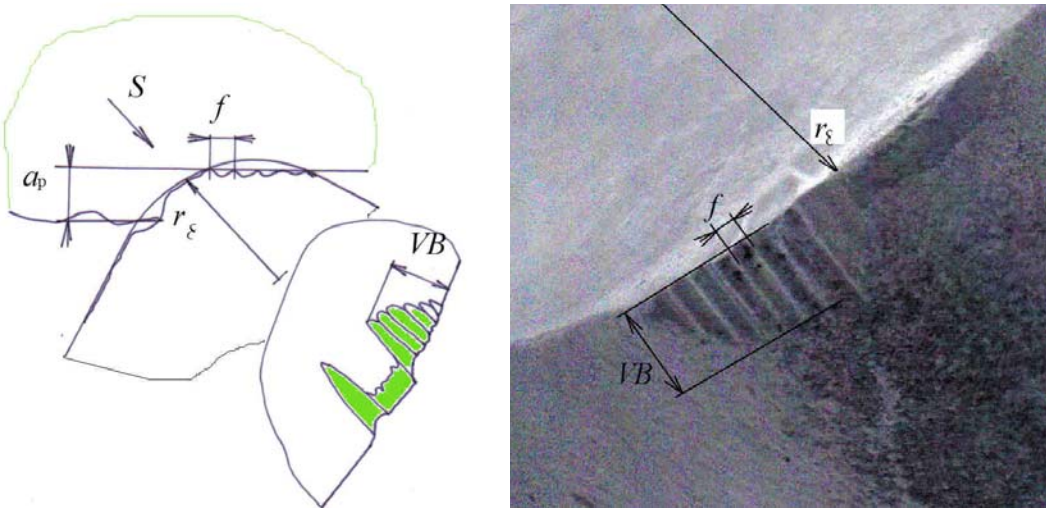
Obr. 7.61 Schéma vzniku nerovností obrobeného povrchu, pri sústružení opotrebeným hrotom nástroja. 1 - pôvodný hrot, 2 - opotrebený hrot -prvá poloha nástroja, 3 - druhá poloha nástroja

V dôsledku skutočnosti, že posuv $f \langle r_\varepsilon$, vznikajúca nerovnosť povrchu (obr. 7.62) (šípka) opotrebúva hrot nástroja a vytvára na ňom postupne sústavu žliabkov.



Obr. 7.62 Pohľad na vytváranie obrobeného povrchu zo strany noža

V dôsledku toho vznikajú na reznej hrane po určitom čase obrábania ďalšie hroty (obr. 7.63), ktoré odoberajú mikrotriesky, čím zarovnávajú vzniknuté nerovnosti na obrobenom povrchu .



a b

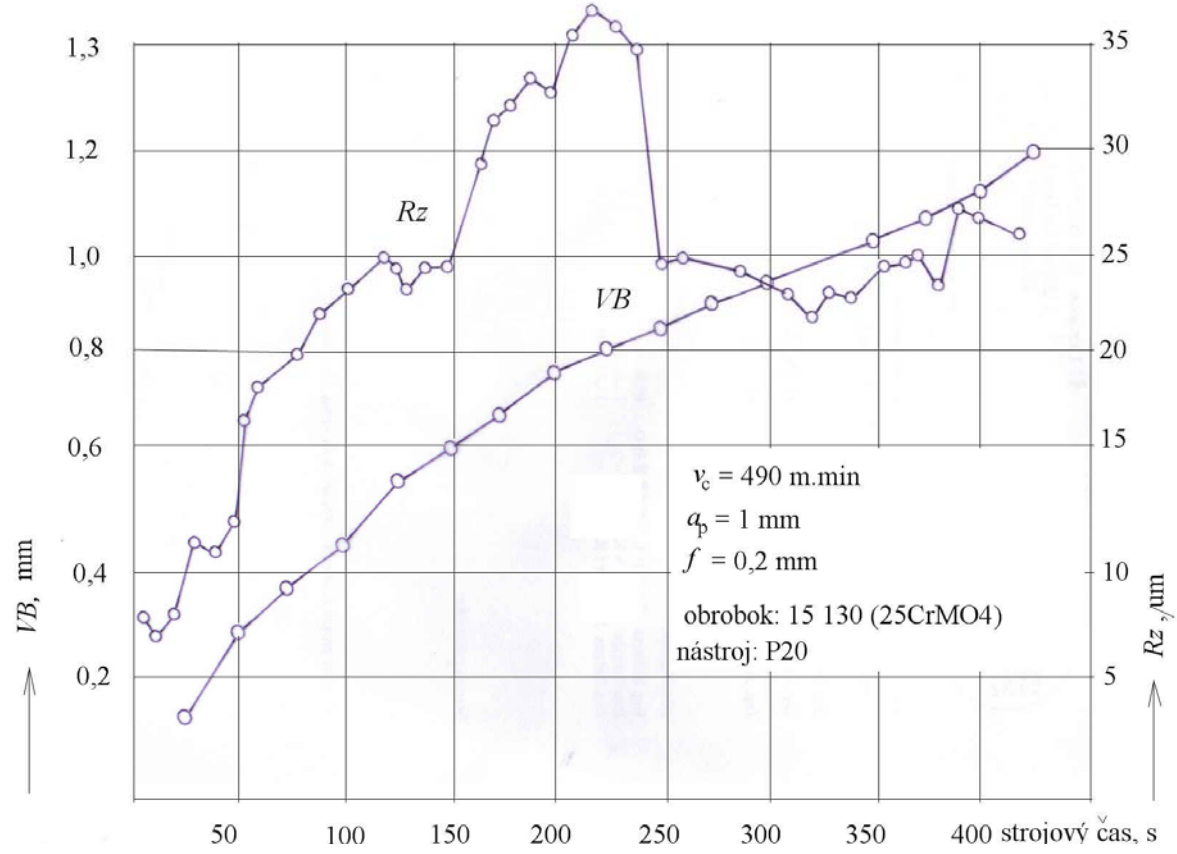
Obr. 7.63 Tvar opotrebenia hrotu nástroja pri dokončovacom obrábaní. VB - šírka opotrebenej plôšky na chrbte. a - schéma opotrebenia, b - pohľad smerom S na reznú hranu

Nové rezné hroty odoberajú sekundárne triesky, ktoré sú rozmerovo podstatne menšie, ako hlavné. Na obr. 7.64 je fotografia primárnych a sekundárnych triesok.

Obr. 7.64 Fotografia primárnych a sekundárnych triesok

Vplyvom posunutia hlavnej reznej hrany opotrebením hlavného chrbta sa poloha výstupkov oproti prvému hrotu mení. Tým možno vysvetliť viac, alebo menej intenzívne zarovnávanie nerovností, vzniknutých od prvého hrotu v priebehu opotrebenia nástroja.

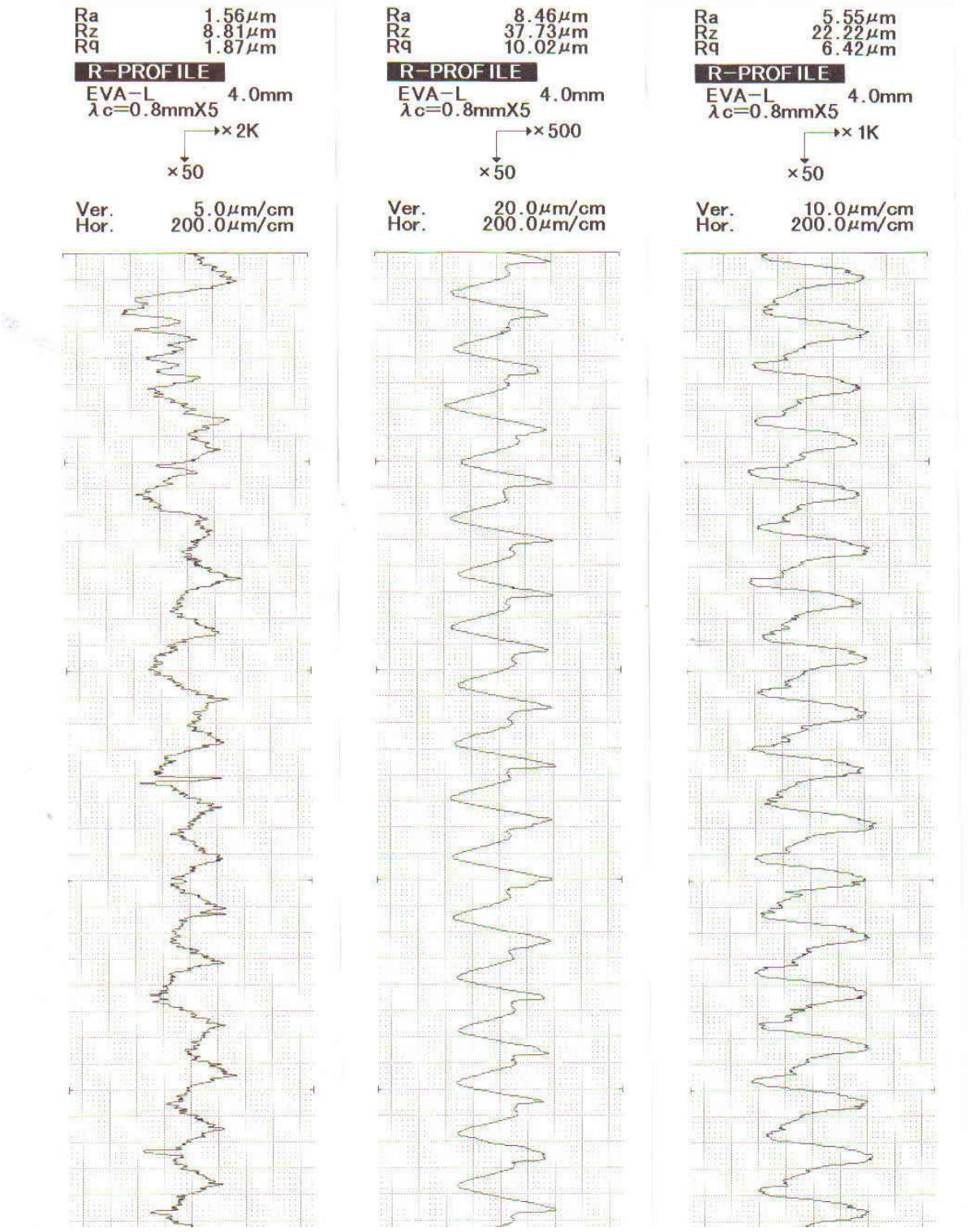
Sekundárne zarovnávanie nerovností sa prejavuje najmä pri vysokých stupňoch opotrebenia nástroja. Ako príklad je na obr. 7.65 záznam priebehu opotrebenia nástroja a kvality obrobeného povrchu, získaný pri obrábaní ocele s vyššou pevnosťou pri použití vyššej reznej rýchlosti.



Obr. 7.65 Experimentálna závislosť priebehu opotrebenia nástroja na chrbte a odpovedajúcej najväčšej výšky nerovností profilu pri reznej rýchlosti do 490 m.min^{-1}; $\kappa_r = 60^0; k_r' = 60^0; r_\varepsilon = 0{,}8\,\text{mm}$

Vidno, že pri určitom stupni opotrebenia nástroja došlo k výraznému poklesu mikronerovnosti profilu.

Mechanizmus zlepšovania kvality povrchu možno vidieť zo záznamu profilu obrobeného povrchu. Na obr. 7.66 sú záznamy po troch časových úsekoch obrábania s.)významných časových úsekov z krivky 7.62 – na začiatku obrábania τ_s = 5 s., v mieste maxima nerovností, τ_s = 210 s. a po pôsobení hrebienkov, τ_s = 320 s.

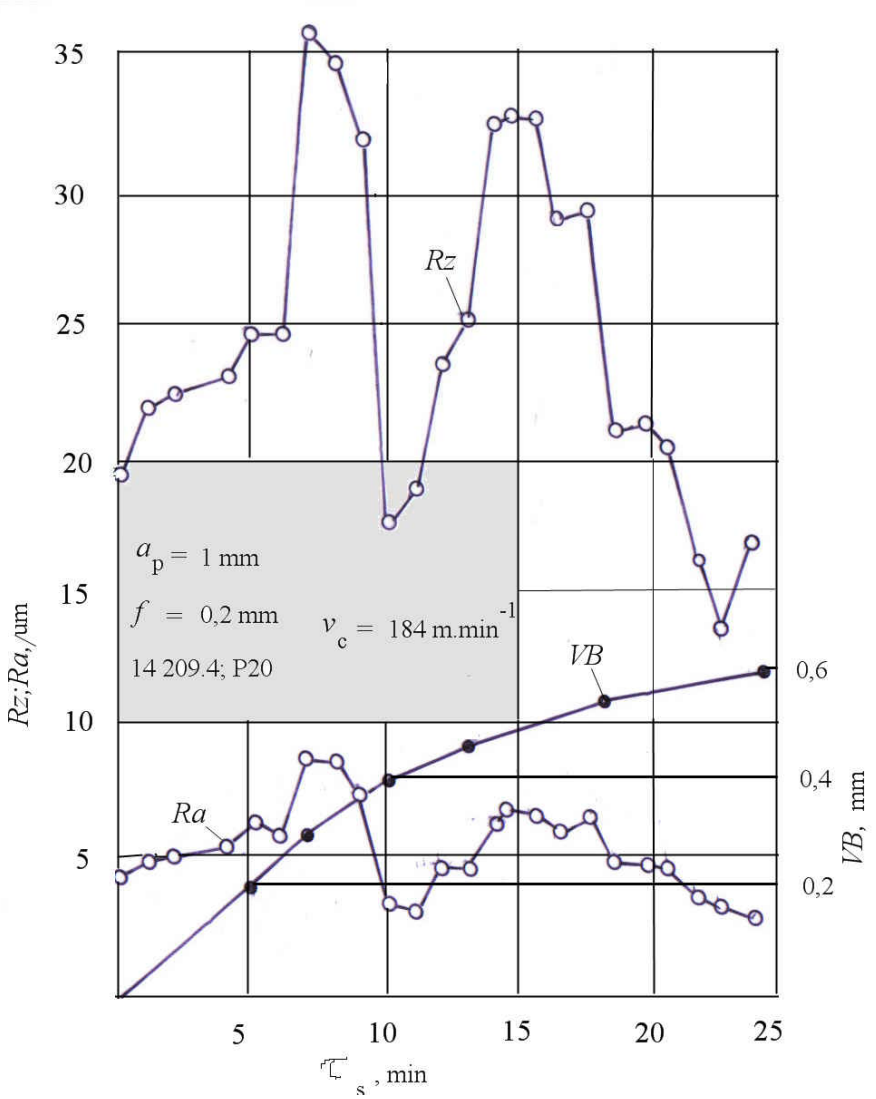


τ_s = 5 210 320 s.

Obr. 7. 66 Záznam profilu nerovností obrobeného povrchu v troch etapách opotrebenia nástroja

Vidno, že na začiatku obrábania sa nerovnosti reznej hrany kopírujú na obrobený povrch, kvalita povrchu je blízka teoretickému vzťahu pre *Rz*. Druhý záznam zodpovedá značnému opotrebeniu na chrbte (cca 1 mm). Rezná hrana je hladká, možno pozorovať vplyv hrebienka na chrbte nástroja (stupienok na vlnovke záznamu). *Rz* má veľkú hodnotu. Zlom v kvalite obrobeného povrchu nastáva po prekrytí hrebienkov. Tretí záznam ukazuje túto situáciu. Vidno, že záznam ukazuje prekrývanie hrebienkov.

Výsledok opakovaného experimentu pri inom obrábanom materiáli a menšom polomere hrotu nástroja je na obr. 7.67.



Obr. 7.67 Experimentálna závislosť Rz na τ_s. $r_\varepsilon = 0{,}3$ mm, $\kappa_r = 90^0$; $\kappa_r = 30^0$

Krivka priebehu *Rz* je identická. Došlo k opakovanému poklesu mikronerovností dvakrát. Konečná kvalita povrchu je dokonca lepšia ako pri sústružení ostrým nožom. Zrejme okamžik poklesu nerovnosti profilu závisí na použitých rezných podmienkach, najmä pomere posuvu a polomeru hrotu nástroja.

Uvedené zákonitosti sa dajú využiť na zvyšovanie produktivity sústruženia, resp. skracovanie strojového času, potrebného na obrobenie definovanej plochy.

Strojový čas sa riadi známou závislosťou:

$$\tau_s = \frac{l}{f.n},$$

kde l je dĺžka obrobku, mm

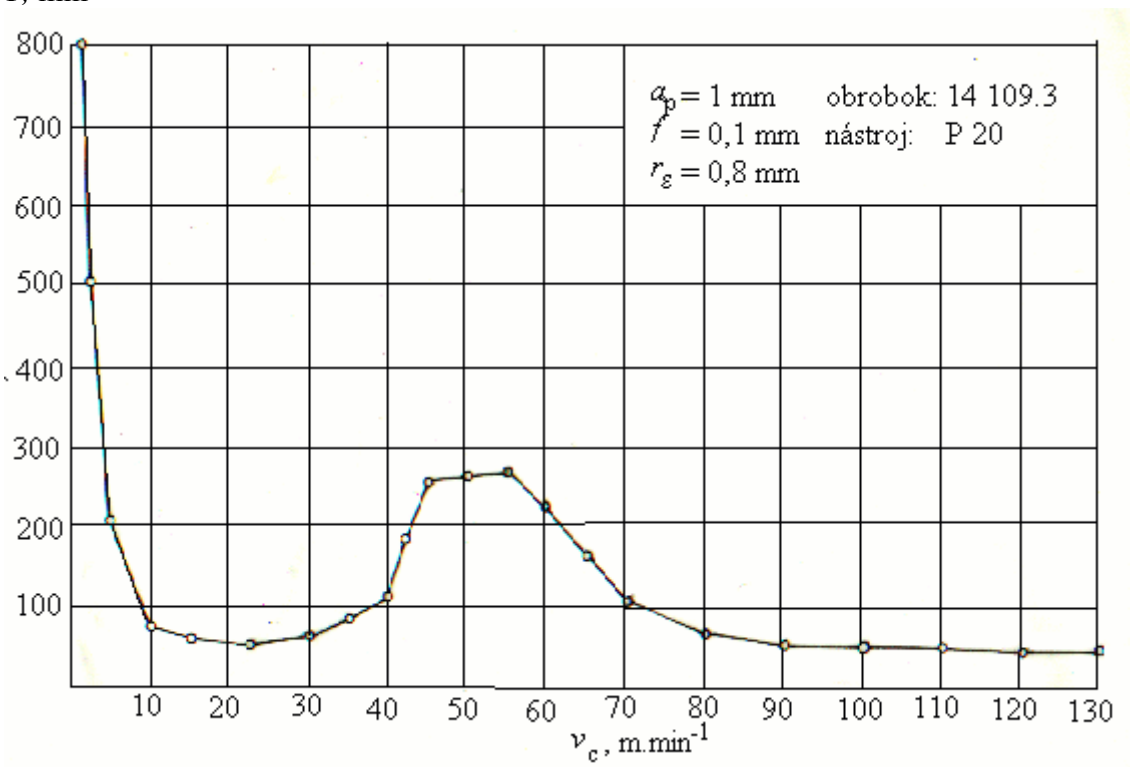
f – posuv, mm

n – frekvencia otáčania obrobku, min^{-1}

Po dosadení za $n = \frac{1000.v_c}{\pi.D}$ bude:

$$\tau_s = \frac{l.\pi.D}{1000.v_{c_c}.f}. \qquad (7.40)$$

Skracovanie strojového času teda môžeme dosiahnuť zväčšovaním posuvu a reznej rýchlosti. Problematika zvyšovania rezných rýchlostí je spojená s trvanlivosťou nástroja. Zvyšovanie reznej rýchlosti vedie k enormnému poklesu trvanlivosti nástroja, ako je zrejmé z predchádzajúcich kapitol, a ďalšej $T - v_c$ závislosti na obr. 7.68.

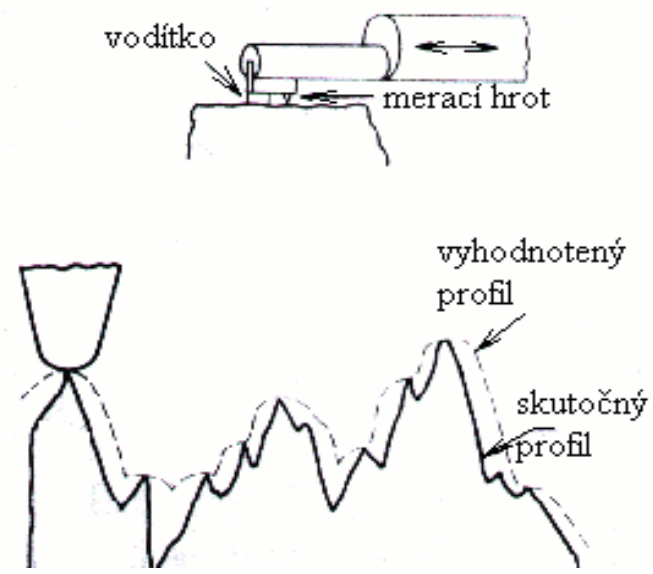


Obr. 7.68 Experimentálna závislosť trvanlivosti nástroja na reznej rýchlosti v lineárnej súradnicovej sústave

Pri malých rezných rýchlostiach sa materiál správa ako krehký, plocha styku triesky s čelom nástroja je malá, rovnako teplota rezania. Preto jeho trvanlivosť je vysoká.

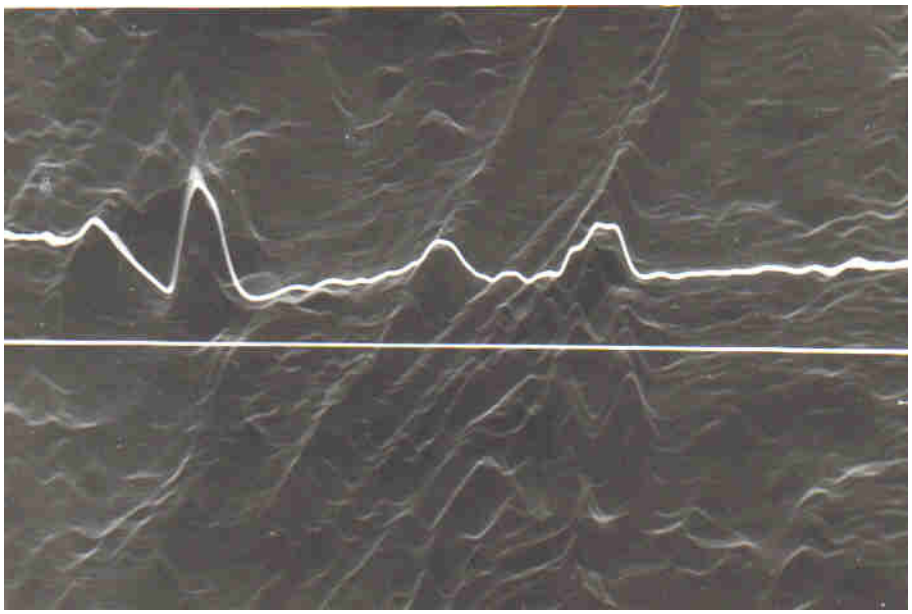
Zvyšovaním reznej rýchlosti (a teploty v kontakte s trieskou) sa prejavuje húževnatosť materiálu. Medzi obrábaným a rezným materiálom dochádza k adhéznej väzbe (súchytu), narastá koeficient trenia, zväčšuje sa plocha styku triesky s čelom, stúpa trecia sila. Trvanlivosť nástroja prudko klesá. Tento priebeh je typický pri obrábaní nástrojmi z rýchloreznej ocele. Vzhľadom na znižovanie pevnosti týchto rezných materiálov s teplotou, dochádza pri vyšších rezných rýchlostiach k porušovaniu rezného materiálu. Pri použití rýchlorezným nástrojmi aj spekanými karbidmi začína pri určitej reznej rýchlosti vznikať nárastok v dôsledku silnej adhézie rezného a obrábaného materiálu. Nárastok chráni rezný klin pred opotrebením a jeho trvanlivosť preto narastá. Pri rýchlostiach nad 60 $m.min^{-1}$ výška zabrzdenej zóny v trieske kontinuálne klesá, narastá teplota v mieste kontaktu, trvanlivosť klesá na malé hodnoty.

Treba si uvedomiť, že merania nerovností obrobeného povrchu profilomerom sú poznačené chybou, spôsobenou definovaným polomerom meracieho hrotu diamantu. Je to zrejmé z obr. 7.69.



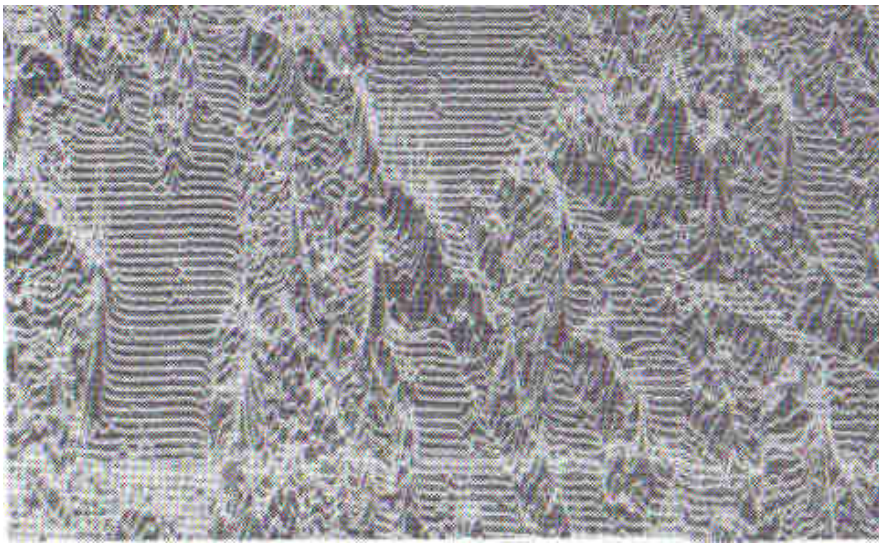
Obr. 7.69 Skutočný profil a jeho obraz na zázname profilomeru

Preto na presnejšiu identifikáciu profilu sa používajú optické metódy, napr. laserový lúč. Určité možnosti poskytuje riadkovací mikroskop, na ktorom možno aplikovať Y-moduláciu lúča elektrónov vo vertikálnom smere. Lúč nakreslí profil povrchu. Na obr. 7.70 je príklad záznamu na riadkovacom mikroskope JSM 35, pri zväčšení 800x a urýchľovacom napätí 25 kV.



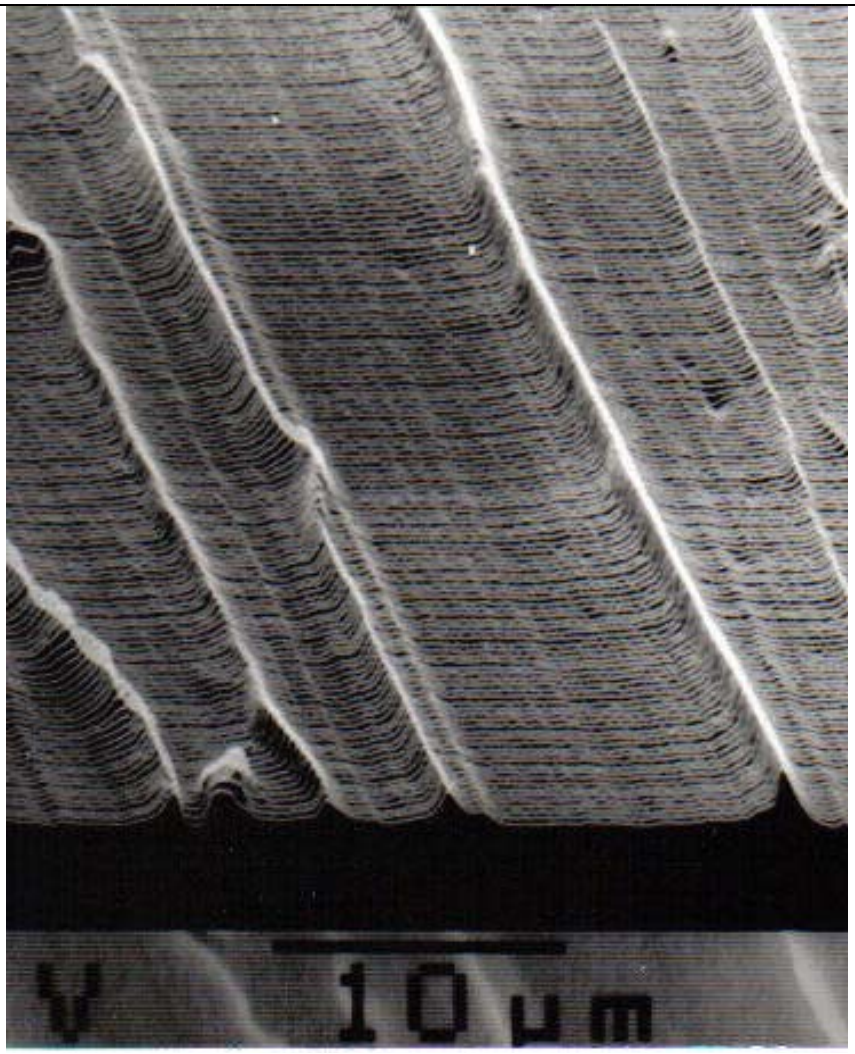
Obr. 7.70 Záznam profilu na obrazovke riadkovacieho mikroskopu

Sledovanie sústavy stôp elektrónového lúča umožňuje vytvoriť priestorový obraz povrchu (obr. 7.71)



Obr. 7.71 Priestorový obraz povrchu pod riadkovacím elektrónovým mikroskopom (Y-modulácia)

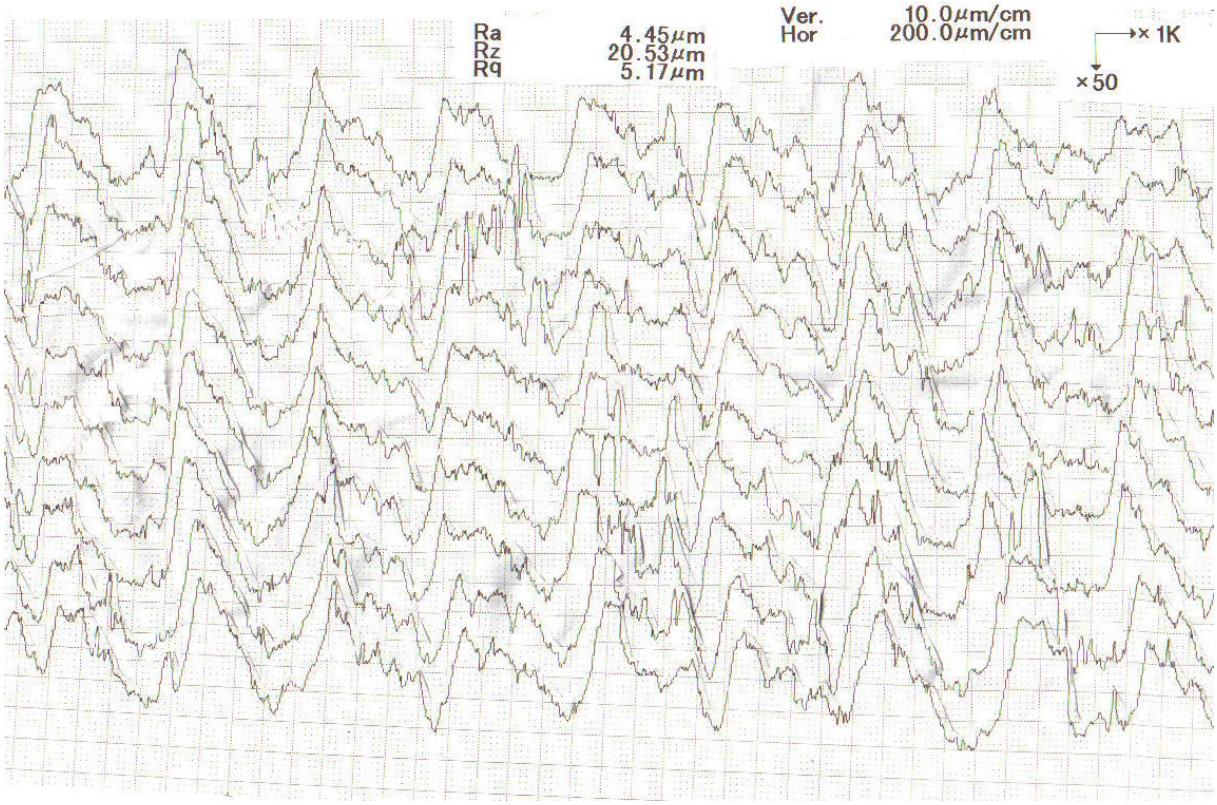
Na obr. 7.72 je pohľad na brúsený povrch, vyhodnotený metódou Y-modulácie



Obr. 7.72 Obraz brúseného povrchu pod riadkovacím mikroskopom (Y-modulácia)

Problém je zatiaľ v identifikácii parametrov drsnosti z takéhoto rozmerovo nedefinovaného obrazu povrchu.

Jednoduchý spôsob priestorového zobrazenia profilu povrhu je súbor opakovaných záznamov z profilomeru, posúvaných vo smere obrábania. Príklad záznamu je na obr. 7.73.



Obr. 7.73 Priestorový záznam profilu povrchu, vytvorený zo súboru profilogramov(sústružený povrch)

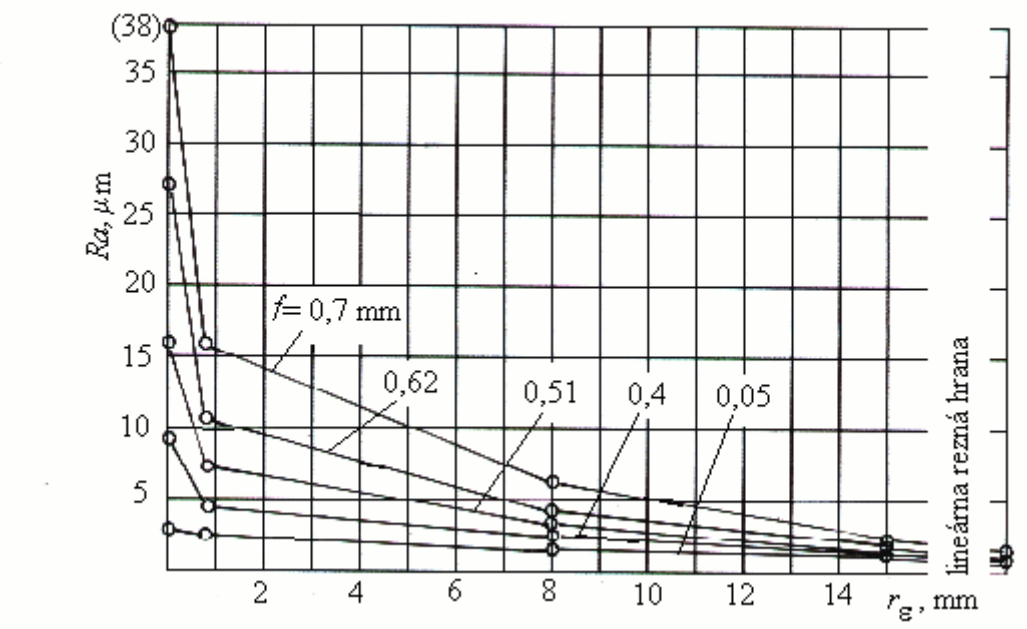
7.2.1 Obrábanie nástrojmi s veľkým polomerom hrotu

Pokúsme sa využiť druhý parameter – posuv. Ak vezmeme do úvahy vzťah: $Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon}$, vidno, že s rastom posuvu sa prudko zhoršuje kvalita obrobeného povrchu. Naopak, zlepšuje sa pri zvyšovaní polomeru zaoblenia hrotu nástroja r_ε. Po dosadení za f možno vzťah pre upraviť na tvar:

$$\tau_s = \frac{l.\pi.D}{1000.v_c.\sqrt{8.r_\varepsilon.Rz}}. \qquad (7.36)$$

Tento vzťah udáva intenzitu závislosti strojového času na polomere hrotu nástroja, pri zadaných rozmeroch obrobku, reznej rýchlosti a najväčšej výške nerovností profilu *Rz*.

Na obr. 7.74 je znázornená teoretická závislosť najväčšej výšky nerovností profilu na polomere zaoblenia hrotu nástroja a posuve pri sústružení oceľového obrobku.



Obr. 7.74 Závislosť Ra na f, určená z teoretického vzťahu: $Rz = \frac{f^2}{8.r_\varepsilon}$

Vidno, že napr. na dosiahnutie Ra = 5 μm je pri polomere hrotu r_ε = 1 mm, potrebný posuv f = 0,4 mm. Pri polomere r_ε = 10 mm je možné použiť posuv až 0,7 mm. Po dosadení do vzťahu pre strojový čas dostaneme:

$$\frac{\tau_{s1}}{\tau_{s2}} = \frac{f_2}{f_1} = \frac{0,7}{0,4} = 1,75 .$$

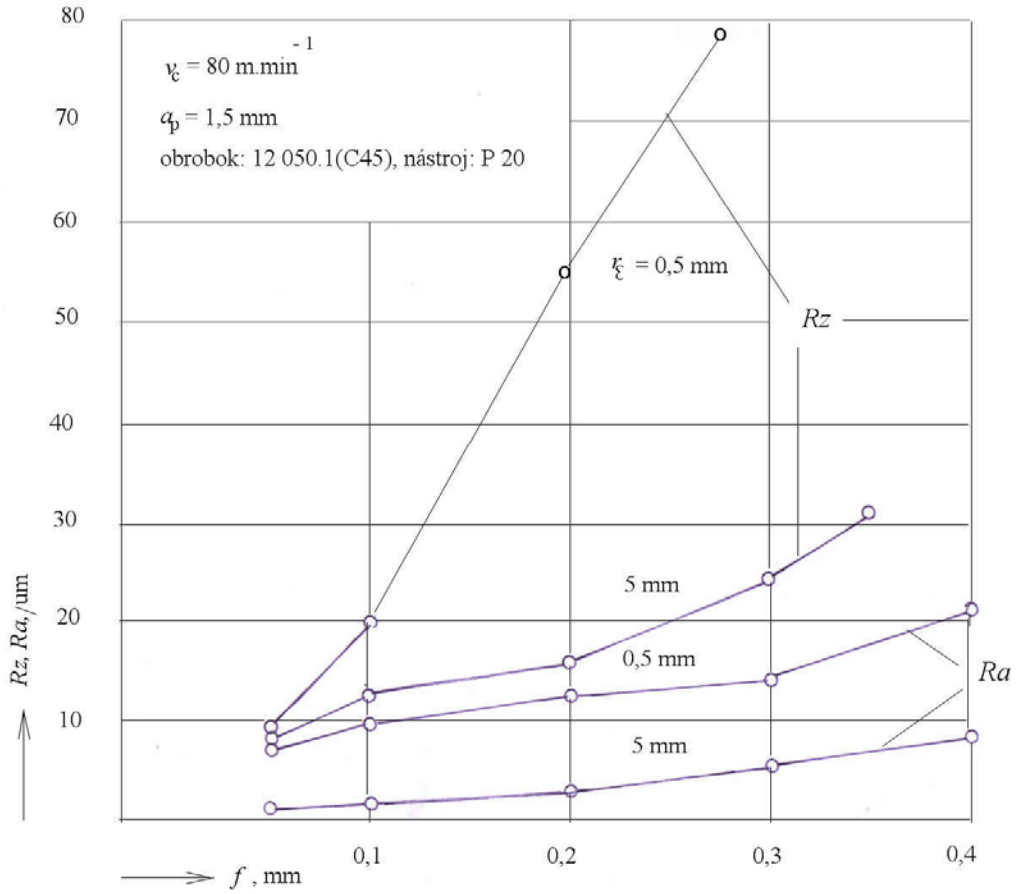
Došlo teda k mnohonásobnému skráteniu strojového času.

Táto úvaha vychádza z teoretického predpokladu. Pri reálnom obrábaní je kvalita obrobeného povrchu modifikovaná vplyvom plastickej deformácie, ako ukázali vyššie uvedené diagramy.

Zväčšovanie r_ε je možné len do určitej miery. Pri polomeroch niekoľko mm možno použiť klasické kruhové reznej platničky (obr. 7.75).

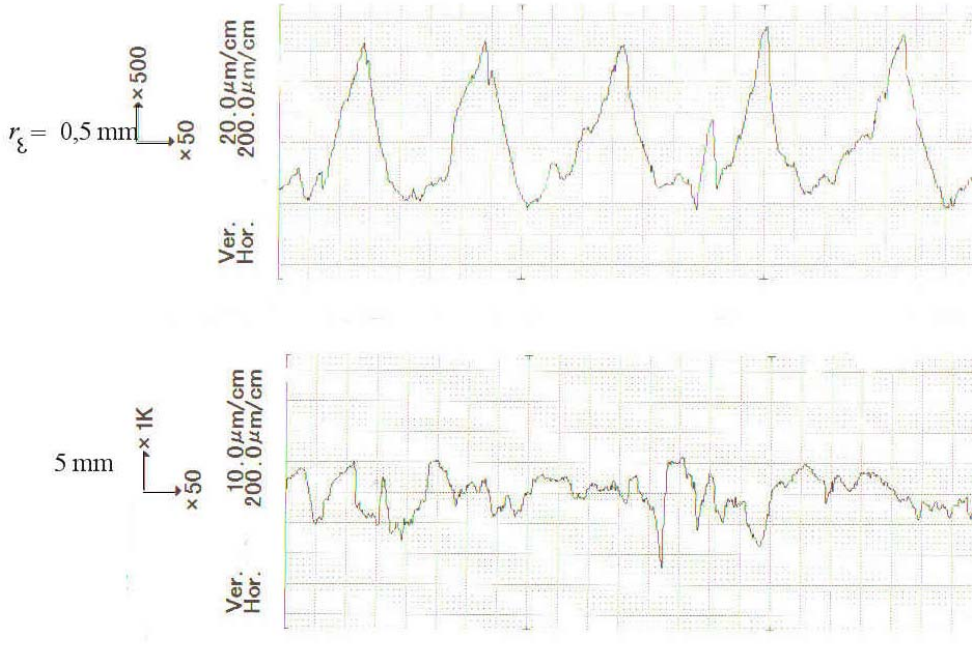
Obr. 7.75 Nástroj s kruhovou reznou platničkou s $r_\varepsilon = 5$ *mm*

Je zrejmé, že pri zväčšovaní polomeru hrotu nástroja sa bude kvalita obrobenej plochy zlepšovať. Na obr. 7.76 je priebeh závislosti *Ra* a *Ra* na posuve pre nástroj s polomerom hrotu 0,5 mm a 5 mm.



Obr. 7.76 Experimentálny diagram závislosti Rz a Ra na f pri sústružení reznými platničkami s rozličným polomerom hrotu.

Na obr. 7.77 je záznam z profilomeru dvoch povrchov pri f = 0,2 mm.

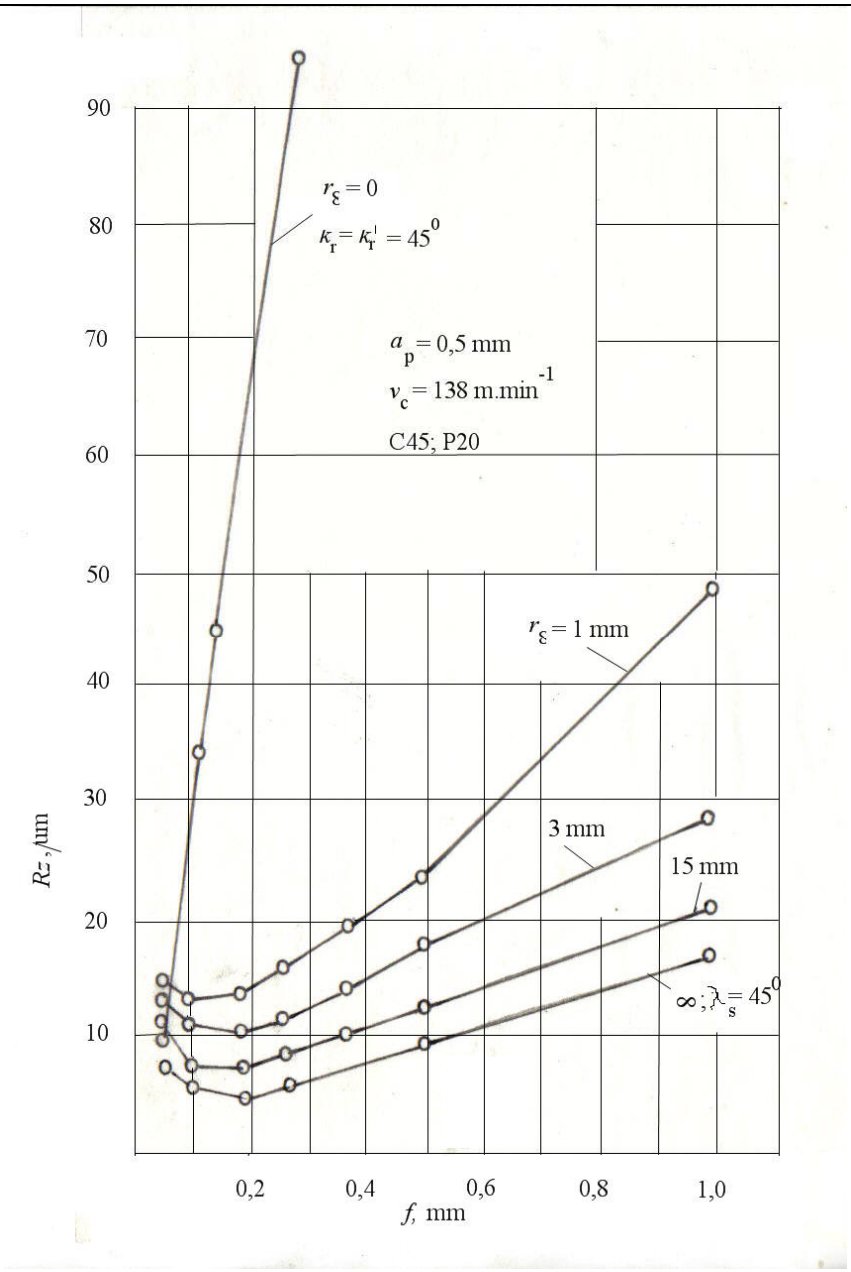


Obr. 7.77 Profil povrchu obrábaného nástrojom s r_ε = 0,5 mm a 5 mm

Profilogram ukazuje, že pri sústružení nástrojom s malým polomerom hrotu je na zázname viditeľná veľkosť posuvu. Na druhom zázname nie je posuv viditeľný, nerovnosti obrobeného povrchu sú tvorené kopírovaním nerovností reznej hrany.

Pri väčších polomeroch rastie dĺžka reznej hrany, ktorá je v styku s obrobkom, čo vedie k vzniku kmitov v sústave stroj – nástroj - obrobok. Príčina je vo vzniku minimálnej hrúbky odrezávanej vrstvy, teda mechanickému zatláčaniu materiálu pod rezný klin na určitom úseku reznej hrany.

Mikrogeometria obrobeného povrchu sa preto po prekročení minimálneho posuvu zhoršuje. Na obr. 7.78 je experimentálny diagram závislosti *Rz* (*Rq*;*Ra*) = f(f), vo veľkom rozsahu r_e. Ku zhoršovaniu kvality povrchu dochádza pri poklese r_e pod 0,2 mm.

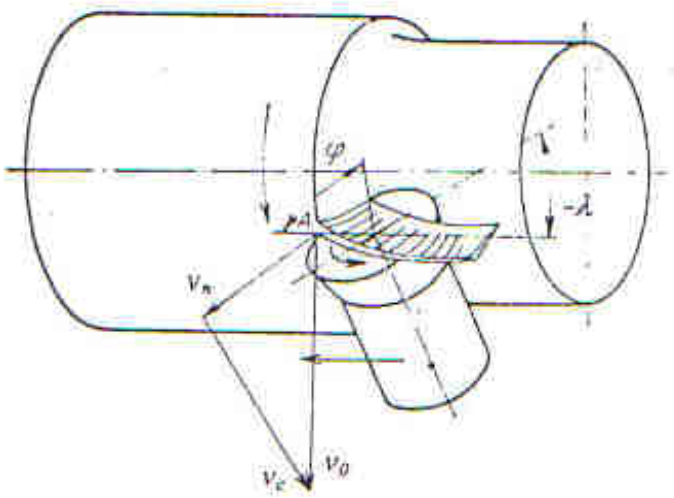


Obr. 7.78 Experimentálny diagram závislosti charakteristík mikronerovností povrchu na posuve.

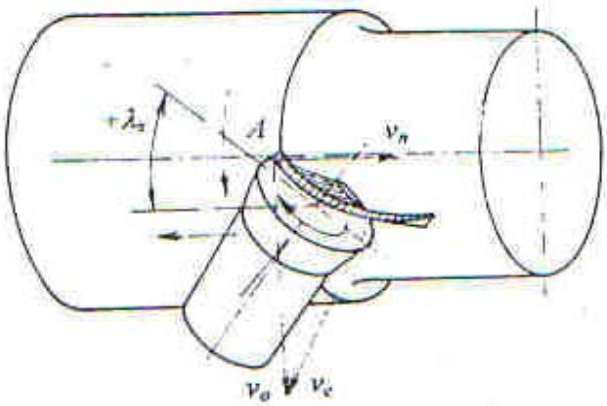
Kmitaniu, resp. nárastu *Rz* pri minimálnych posuvoch a veľkých r_e sa dá Dá sa tomu zabrániť sklonením nástroja o uhol $\pm \lambda_s$. Po sklonení nástroja vzniká situácia podľa obr. 7.87. V podstate dochádza k skráteniu aktívnej dĺžky reznej hrany v zábere a zmene pracovných uhlov čela a chrbta. Nástroj môže byť statický, alebo môže rotovať od reznej sily, alebo pomocou vonkajšieho pohonu. Okrem toho môže mať kladný, alebo záporný uhol sklonu reznej hrany. Na obr. 7.79 je prípad obrábania so záporným uhlom sklonu. Aktívny úsek reznej hrany, ktorý je v zábere s obrokom je pod úrovňou osi obrobku. Ak je nástrojový uhol čela rovný nule, budú pracovné uhly čela v každom bode aktívnej reznej hrany záporné.

Obr. 7.79 Sústruženie miskovým rotujúcim nožom pri - λ_s, a pohľad na vytváranie triesky a povrchu

a



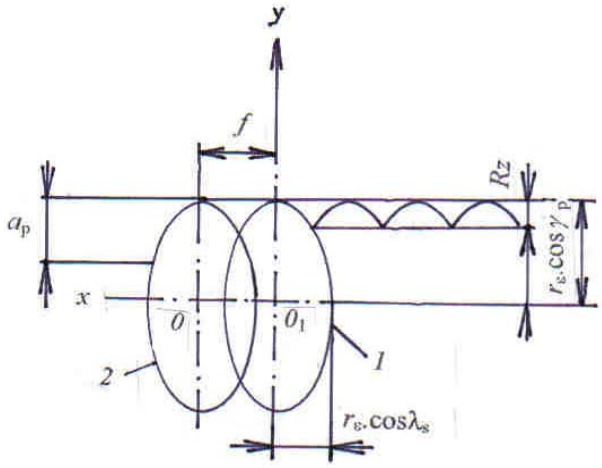
Opačný prípad je na obr. 7.80. Uhol sklonu reznej hrany je kladný a v bodoch aktívnej reznej hrany sú uhly čela kladné.



Obr. 7.80 Sústruženie miskovým nožom s kladným uhlom sklonu reznej hrany

Na stanovenie výšky nerovností profilu obrobenej plochy je potrebné použiť schému polohy reznej hrany v základnej rovine, podľa obr. 7.81.

Obr. 7.82 Schéma k určeniu výšky nerovností povrchu pri sústružení kruhovým nástrojom. 1; 2- polohy nástroja po jednej otáčke obrobku



Rovnica elipsy *1* v súradnicovej sústave *x- y* bude:

$$\frac{x^2}{a^2}+\frac{y^2}{b^2}=1. \tag{7.37}$$

Elipsa *2* predstavuje polohu nástroja pri predchádzajúcej otáčke obrobku:

$$\frac{(x-x_0)}{a^2}+\frac{(y-y_0)}{b^2}=1. \tag{7.38}$$

Pre osi elipsy z obr. 7.89 platí

$$a = r_\varepsilon.\cos\theta$$
$$b = r_\varepsilon.\cos\lambda$$
$$x_0 = 0$$
$$y_0 = f$$

Po dosadení:

$$\frac{x^2}{r_\varepsilon^2.\cos^2\theta}+\frac{(y-f)^2}{r_\varepsilon^2.\cos^2\lambda_s}=1 \tag{7.39}$$

Pretože $y=\frac{f}{2}$., po substitúcii bude pre súradnicu x:

$$x=\frac{\cos\theta}{2.\cos\lambda_s}.\sqrt{4.r_\varepsilon^2-\cos^2\lambda_s-f^2}\ . \tag{7.40}$$

Pre *Rz* platí:

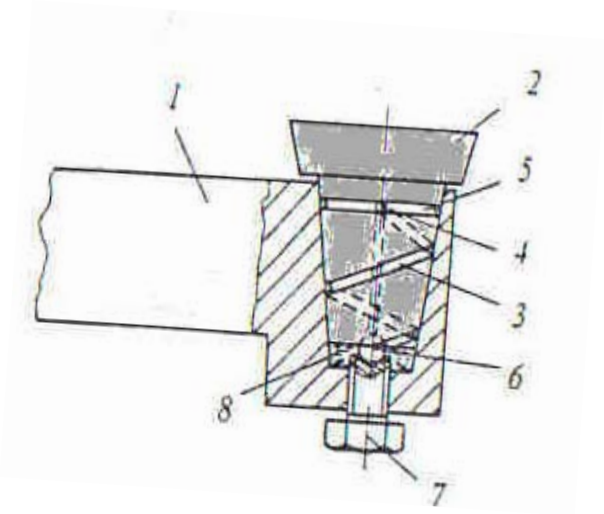
$$Rz = r_\varepsilon.\cos\theta - x\,.$$

Po dosadení a úprave:

$$Rz = r_\varepsilon.\cos\theta-\frac{1}{2.\cos\lambda_s}\sqrt{4.r_\varepsilon^2.\cos\lambda_s-f^2}\ . \tag{7.41}$$

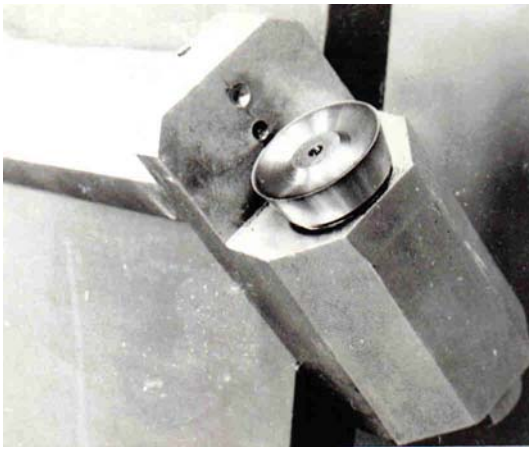
Vidno, že *Rz* závisí na troch parametroch: $Rz=\mathrm{f}(\lambda_s;r_\varepsilon;f)$. Uvedená rovnica neobsahuje reznú rýchlosť, pretože tá nie je geometrickou charakteristikou. Jej vplyv na *Rz* závisí na deformačných charakteristikách obrábaného materiálu. Takáto závislosť sa dá stanoviť len experimentálne.

Variantom kruhového noža je tzv. miskový autorotujúci nástroj, ktorý spočíva v rotácii nástroja, spôsobenej reznou silou. Konštrukcia klzného uloženia spočíva v špeciálnom kužeľovom ložisku s drážkou podľa obr. 7.83.

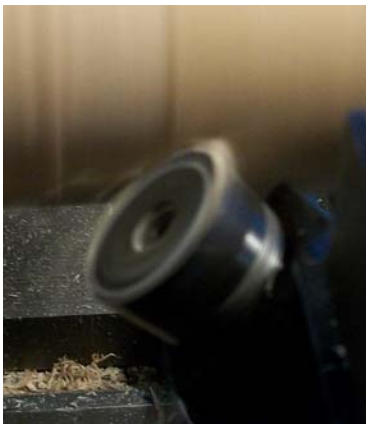


Obr. 7.83 Principiálna schéma uloženia autorotujúceho miskového noža. 1- nožový držiak, 2 - miskový nôž s čapom, 3 - špirálovo - skrutkovité drážky, 4 - radiálny otvor, 5 - kruhová drážka, 6 - guľka, 7 - nastavovacia skrutka, 8 - olej.

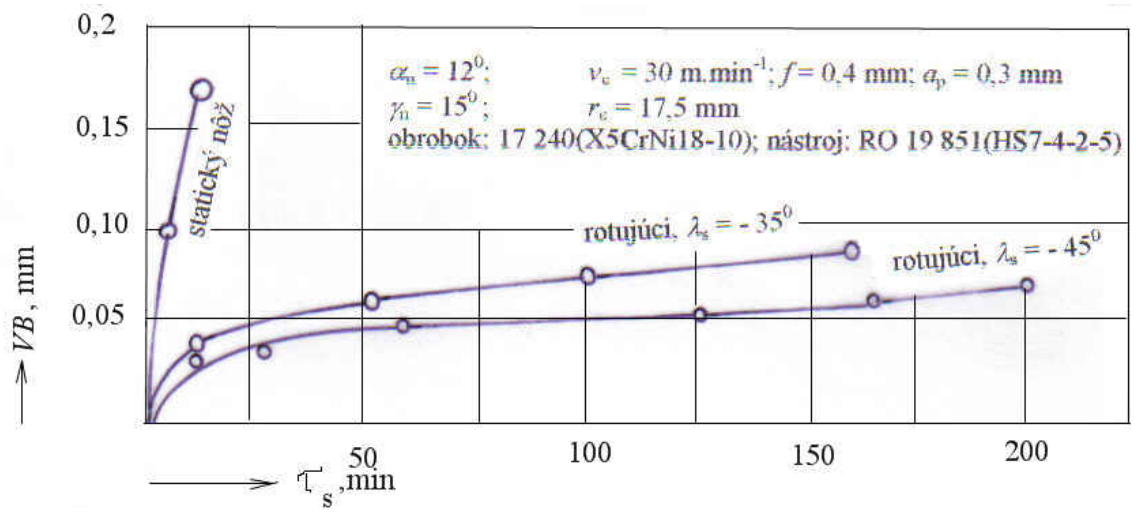
Na obr. 7.84 je fotografia nástroja v statike a pri obrábaní



Obr. 7.84 Fotografia noža s kruhovou autorotujúcou platničkou a v zábere pri sústružení dreva

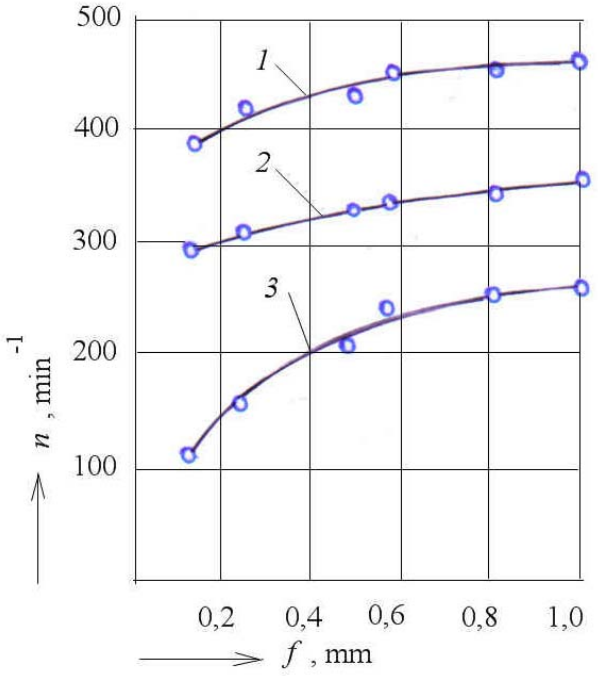


Funkcia nástroja je zrejmá zo schémy uloženia. Pri rotácii sa pomocou drážok olej čerpá nahor po obvode kužeľového čapu a vracia sa radiálnym otvorom cez stredový otvor na dno puzdra. Ako vyplýva z obr. 7.87 a 7.88, nástroj je unášaný trecou silou obvodovou rýchlosťou v_n. Jej veľkosť závisí na uhle sklonu λ_s. Teoreticky ak $\lambda_s = 0$ mal by nástroj pracovať ako statický, opačne, pri $\lambda_s = 90°$ by mala byť $v_n = v_c$. V praxi sa používajú uhly $\lambda_s =$ 30-45°. Pri týchto uhloch je skutočná (relatívna) rýchlosť medzi nástrojom a obrokom rovná v_e a je omnoho menšia ako v_c. Preto trvanlivosť rotujúcich nástrojov je mimoriadne vysoká (viď diagram $T = f(v_c)$). Na obr. 7.85 je príklad porovnania kriviek opotrebenia statického a rotujúceho noža.



Obr. 7.85 Krivky závislosti VB na strojovom čase τ_s pri sústružení statickým miskovým a rovnakým rotujúcim miskovým nožom.

Na získanie predstavy o tom, ako sa rotáciou nástroja modifikuje rezná rýchlosť je na obr. 7.86 závislosť frekvencie otáčania nástroja na λ_s a f.

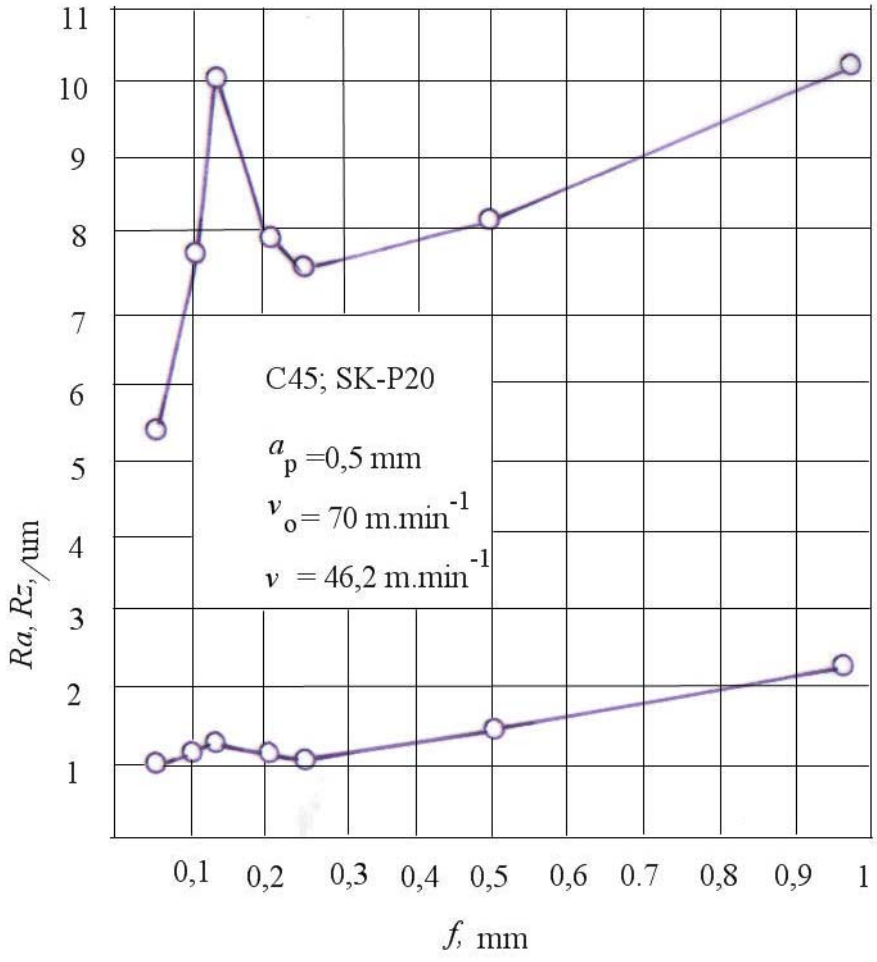


Obr. 7.86 Zmena frekvencie otáčania nástroja v závislosti na uhle sklonu reznej hrany a posuve u rotujúceho noža.
1 – $l_S = 50^0$; 2 – 40^0; 3 – 30^0

Vidno, že so zväčšovaním uhla sklonu reznej hrany frekvencia otáčania noža rastie. Tiež rastie so zväčšovaním posuvu. Z diagramu možno pri konštantnej obvodovej rýchlosti obrobku určiť skutočnú relatívnu rýchlosť medzi nástrojom a obrokom, ktorá udáva

trvanlivosť nástroja. V každom prípade je výrazne menšia ako obvodová rýchlosť obrobku, ktorú pri statickom noži považujeme za reznú rýchlosť.

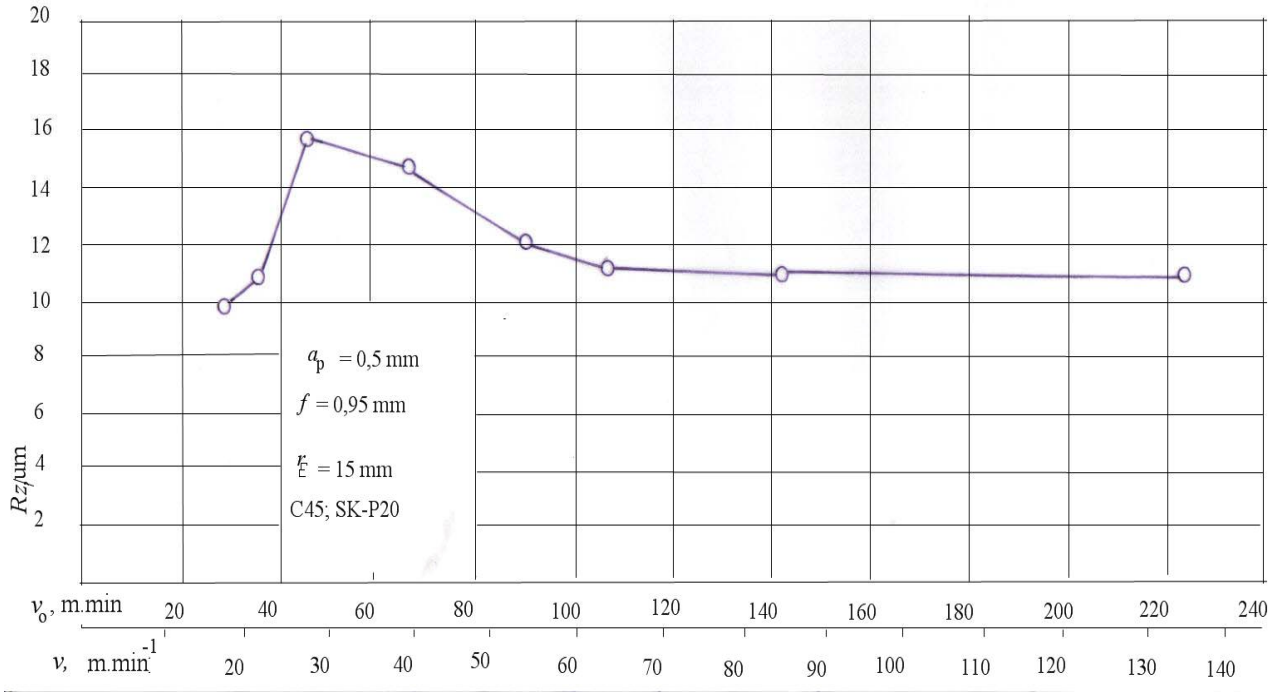
Závislosť najväčšej výšky nerovností na posuve pri sústružení miskovým nožom je na obr. 7.87.



Obr. 7.87 Experimentálna závislosť Rz a Ra na posuve pri sústružením miskovým nožom s polomerom 15 mm

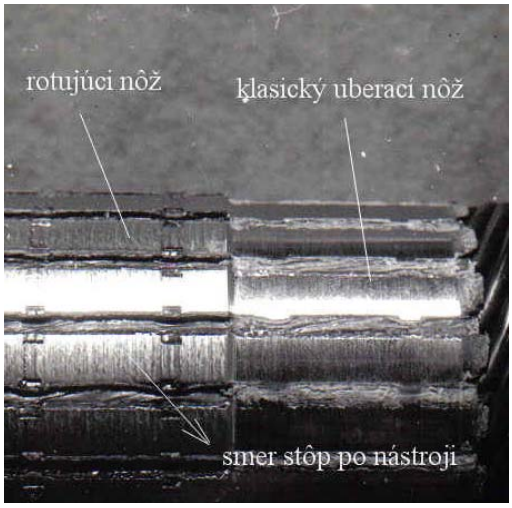
Vidno podstatne zlepšenie kvality povrchu. Je to pochopiteľné, vzhľadom na podstatne väčší polomer reznej platničky.

Zaujímavý je priebeh závislosti *Rz* na reznej rýchlosti. Na obr. 7.88 je takáto experimentálna závislosť. Predstavuje zmenu tohto parametra na obvodovej rýchlosti v_o obrobku. Vzhľadom na otáčivý nástroj je skutočná relatívna rýchlosť medzi nástrojom a obrobkom (v) podstatne menšia. Je naznačená na spodnej stupnici. Závislosti by sa teda mali odvodzovať od tejto reznej rýchlosti.



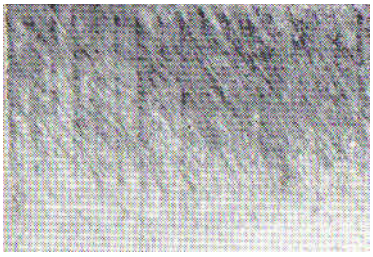
Obr. 7.88 Experimentálna závislosť Rz na obvodovej rýchlosti obrobku, resp. relatívnej reznej rýchlosti ($v_c \equiv v$), r_e = 15 mm, l_s= - 45^0

Obrábanie miskovým rotujúcim nožom má svoje zvláštnosti. Stopy po nástroji sú orientované vo smere výslednej reznej rýchlosti. Preto je vhodný na sústruženie vrstevnatých materiálov, napr. rotorov elektromotorov. Po obrobení zostáva izolácia oddelená od plechu. (obr. 7.89).



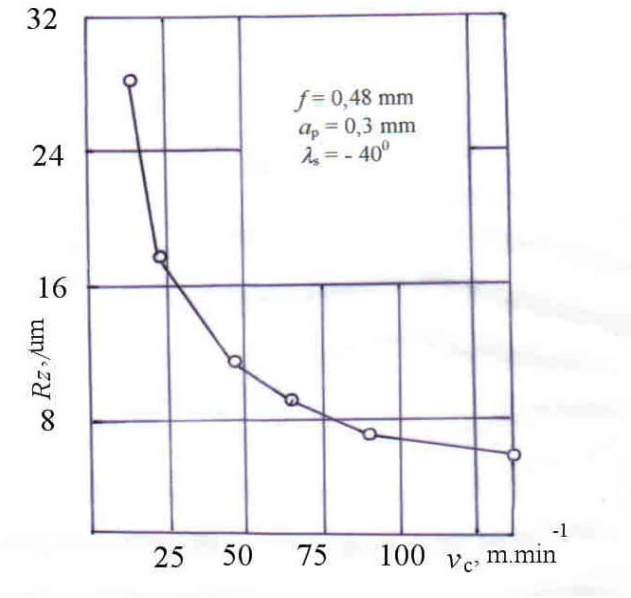
b

Obr. 7.89 Fotografia rotora elektromotora, po obrobení rotujúcim a statickým nožom (a) a povrchu rotora, obrobeného rotujúcim nožom(b)



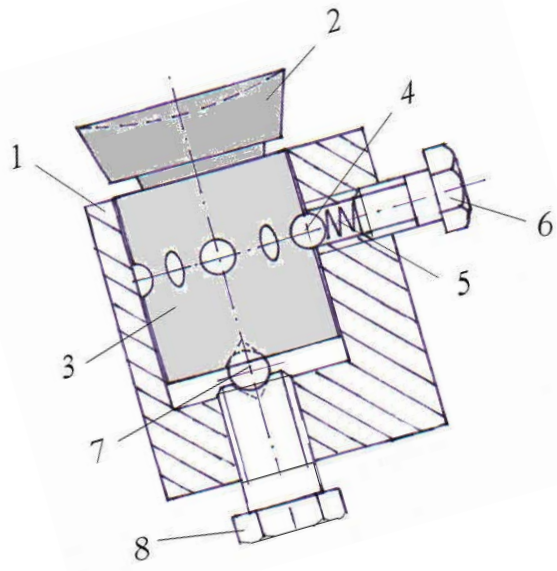
a

Pretože sa nástroj pohybuje, na čelnej ploche sa nemôže vytvoriť nárastok. Preto závislosť *Rz* na v_c nemá extrém. Na obr. 7.90 je experimentálny diagram závislosti *Ra* na obvodovej rýchlosti obrobku v_o .

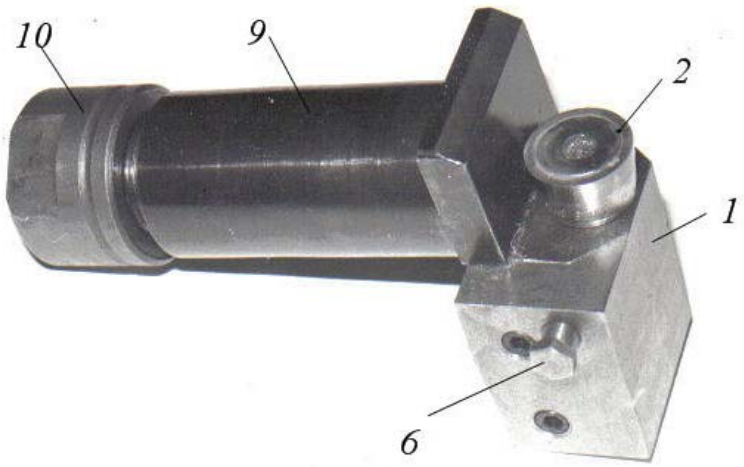


Obr. 7.90 Experimentálna závislosť Ra = f(v_o) pre rotujúci miskový nôž priemeru 30 mm

Pretože nástroj rotuje pod účinkom axiálnej sily, vznikla myšlienka, využiť tento účinok na automatické pootočenie reznej hrany do novej polohy. Princíp riešenia je na obr. 7.91.



a



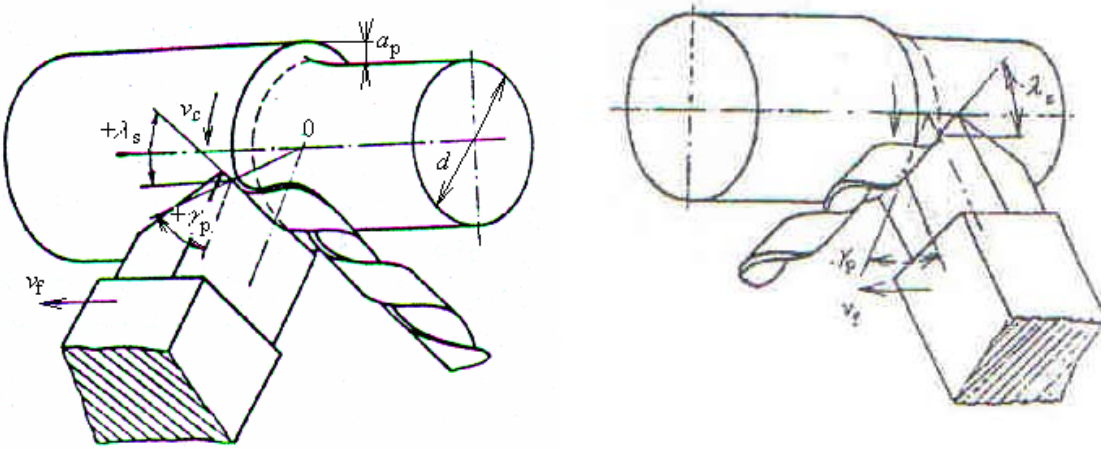
b

Obr. 7.91. Konštrukcia nástroja s automatickým pootáčaním reznej platničky po opotrebení (a), 1 – držiak, 2 – rezná platnička (miskový nôž), 3 – čap, 4 – guľka, 5 – pružina, 6- nastaviteľná skrutka, 7 – nosná guľka, 8 – nastaviteľná skrutka a pohľad na hotový nástroj (b), 9 – čap na pootočenie platničky o uhol l_s, 10 – upevňovacia matica

V telese *1* je otočne uložený čap 3 v ktorom je nasunutý miskový nôž *2*. Čap *3* má po obvode sústavu jamiek a je držaný v polohe pri obrábaní guľkou, pritláčanou pružinou *5* a skrutkou *6*. V spodnej časti je nástroj držaný na guľke *7*, ovládanej skrutkou *8*. Čap *9* umožňuje pootáčať nástroj v nástrojovej hlave. Skúšky ukázali, že pri určitom stupni opotrebenia nástroja dôjde v dôsledku nárastu rezných síl F_f dôjde k automatickému pootočeniu nástroja do novej polohy, teda k výmene reznej hrany. Kritérium otupenia možno nastaviť skrutkou *6*.

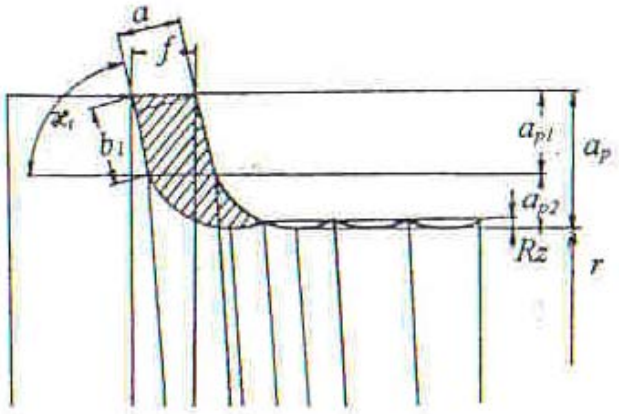
7.2.2 Sústruženie nástrojom s lineárnou reznou hranou

Limitným prípadom zväčšovania polomeru hrotu nástroja je nástroj s nekonečným polomerom, resp. s lineárnou (jednou) reznou hranou. Je to v podstate princíp zapichovacieho noža, ale skloneného o uhol λ_s. Princíp sústruženia takýmto nástrojom je na obr. 7.92. Obojsmerný posuv je možné realizovať podobne, ako pri použití kruhovej reznej platničky.



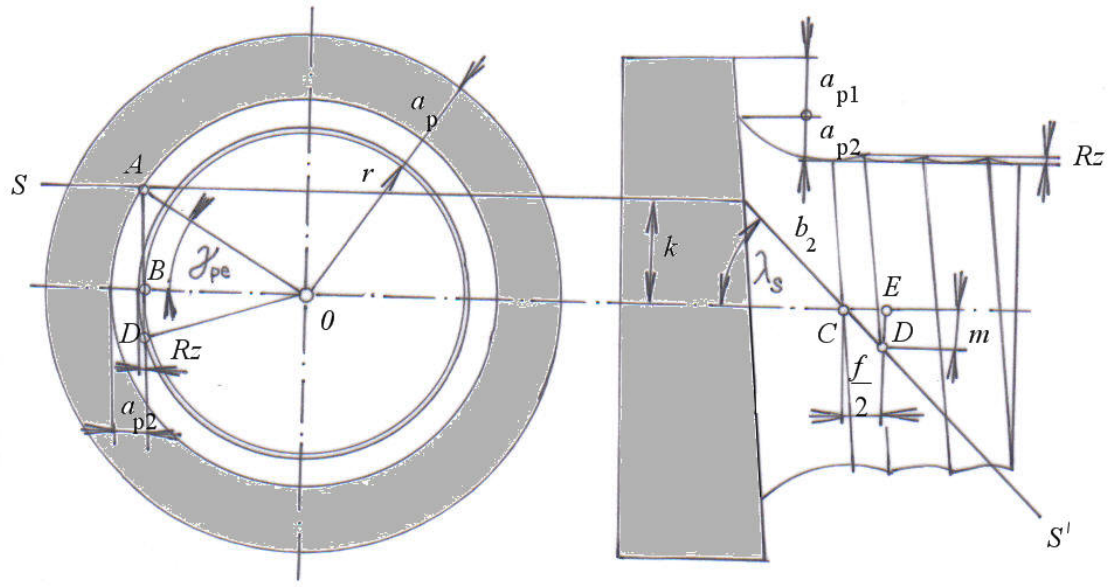
Obr. 7.92 Schéma sústruženia nástrojom s lineárnou reznou hranou, sklonenou o uhol $\pm \lambda_s$

Na rozdiel od nástrojov s polomerom hrotu je dĺžka vedľajšej reznej hrany v zábere podstatne väčšia ako hlavnej. Možno ju určiť z obr. 7.93.



Obr. 7.93 Plocha prierezu triesky, vzniknutá pri sústružení nástrojom s lineárnou reznou hranou

Rezná hrana je umiestnená mimobežne k osi obrobku, podľa obr. 7.94.



Obr. 7.94 Schéma na určenie dĺžky vedľajšej reznej hrany v zábere

Ak pre jednoduchosť zvolíme κ_r =90°

$$b_1 = \frac{h}{\sin \kappa_r}$$

Z obr. vyplýva:

$$AO = \sqrt{AB^2 + OB^2} \ .$$

Po dosadení

$$r + a_{p2} = \sqrt{k^2 + r^2} \ .$$

Odtiaľ pre dokončovaciu hĺbku rezu platí:

$$a_{p2} = \sqrt{k^2 + r^2} - r. \tag{7.42}$$

Pre dĺžku vedľajšej reznej hrany v zábere môžeme napísať:

$$b_1 = \frac{a_{p1} - \left(\sqrt{k^2 + r^2} - r\right)}{\sin \kappa_r} \tag{7.43}$$

Dĺžka vedľajšej reznej hrany v zábere pozostáva z dvoch úsekov b_1 a b_2. Platí:

$$\sin \lambda_s' = \frac{k}{b_2}.$$

Odtiaľ

$$b_2 = \frac{k}{\sin \lambda_s}.$$

Platí tiež:

$$\cos \lambda_s' = \frac{f}{2.b_2}.$$

Pretože pre celkovú dĺžku reznej hrany v zábere platí:

$$b = b_1 + b_2 + b_2', \tag{7.44}$$

Po dosadení dostaneme vzťah:

$$b = \frac{a_p - \left(\sqrt{k^2 + r^2} - r\right)}{\sin \kappa_r} + \frac{k}{\sin \lambda_s} + \frac{f}{2.\cos \lambda_s}. \tag{7.45}$$

Pre maximálnu hrúbku odrezávanej vrstvy platí:

$$a = f.\sin \kappa_r'.$$

Z obr. 7.101 možno tiež odvodiť vzťah pre najväčšiu výšku nerovností obrobeného povrchu:
Platí:

$$tg\lambda_s' = \frac{2.m}{f}.$$

Odtiaľ:

$$m = \frac{f}{2}.tg\lambda_s'.$$

Tiež platí:

$$m^2 = \left(r + Rz\right)^2 = r^2.$$

Po úprave:

$$r + Rz = \sqrt{m^2 + r^2} - r.$$

Po dosadení dostávame výsledný vzťah:

$$Rz = \sqrt{\frac{f^2}{4}.tg^2\lambda_s' + r^2} - r. \tag{7.46}$$

Dostali sme vzťah, ktorý definuje výšku nerovností profilu, vytvoreného vedľajšou reznou hranou.

Nástroj má niektoré zvláštnosti aj vo vzniku pracovných uhlov. Napr. pracovný uhol sklonu hlavnej reznej hrany v bode *A* je z obr. 7.94 definovaný:

$$\lambda_{se} = \gamma_{pe} = \text{arctg}\frac{k}{r + a_{\text{p1}}} \tag{7.47}$$

a do bodu *C* klesá na nulovú hodnotu.

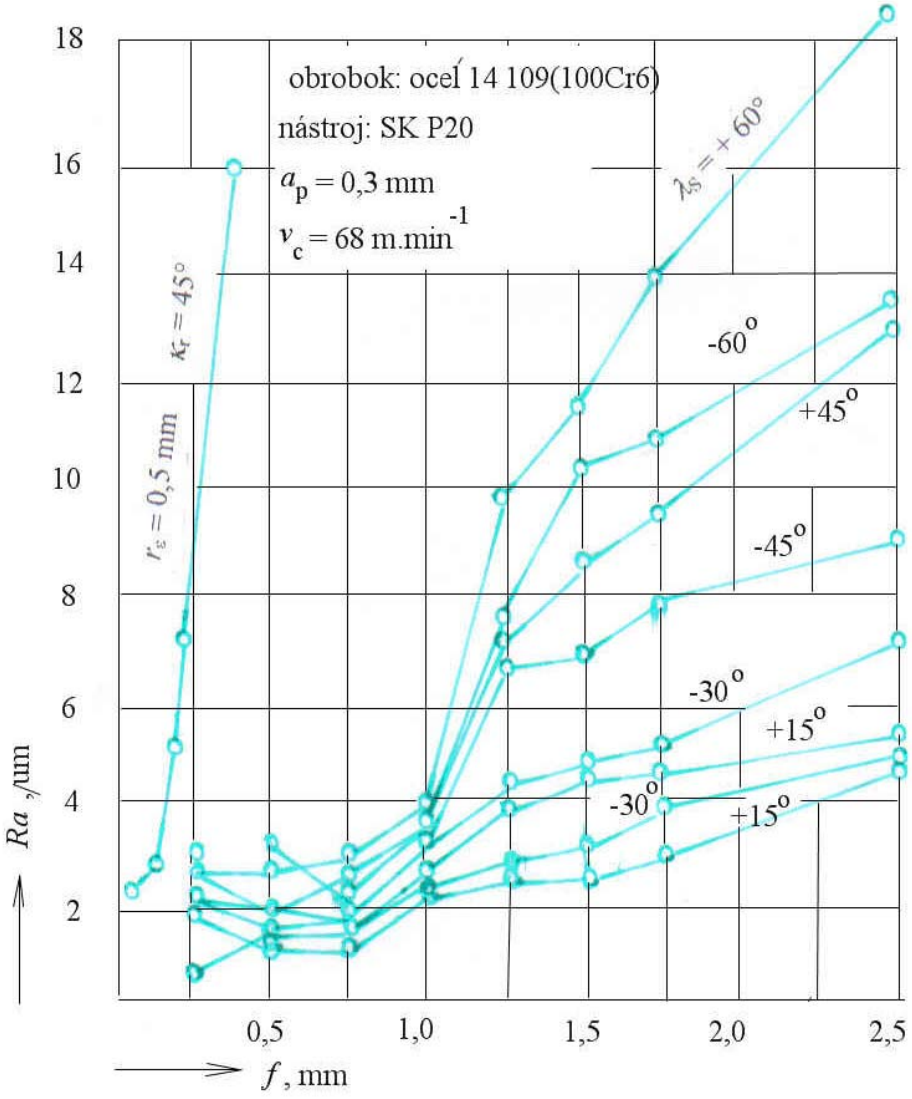
Platí tiež:

$$\lambda_{\text{s}} = \gamma_{\text{fe}} \tag{7.48}$$

a pri $\kappa_{\text{r}} = 90\,°$ a $\gamma_{\text{o}} = 0$, tiež

$$\lambda_{\text{s}} = \gamma_{\text{fe}} = \gamma_{\text{fn}} \tag{7.49}$$

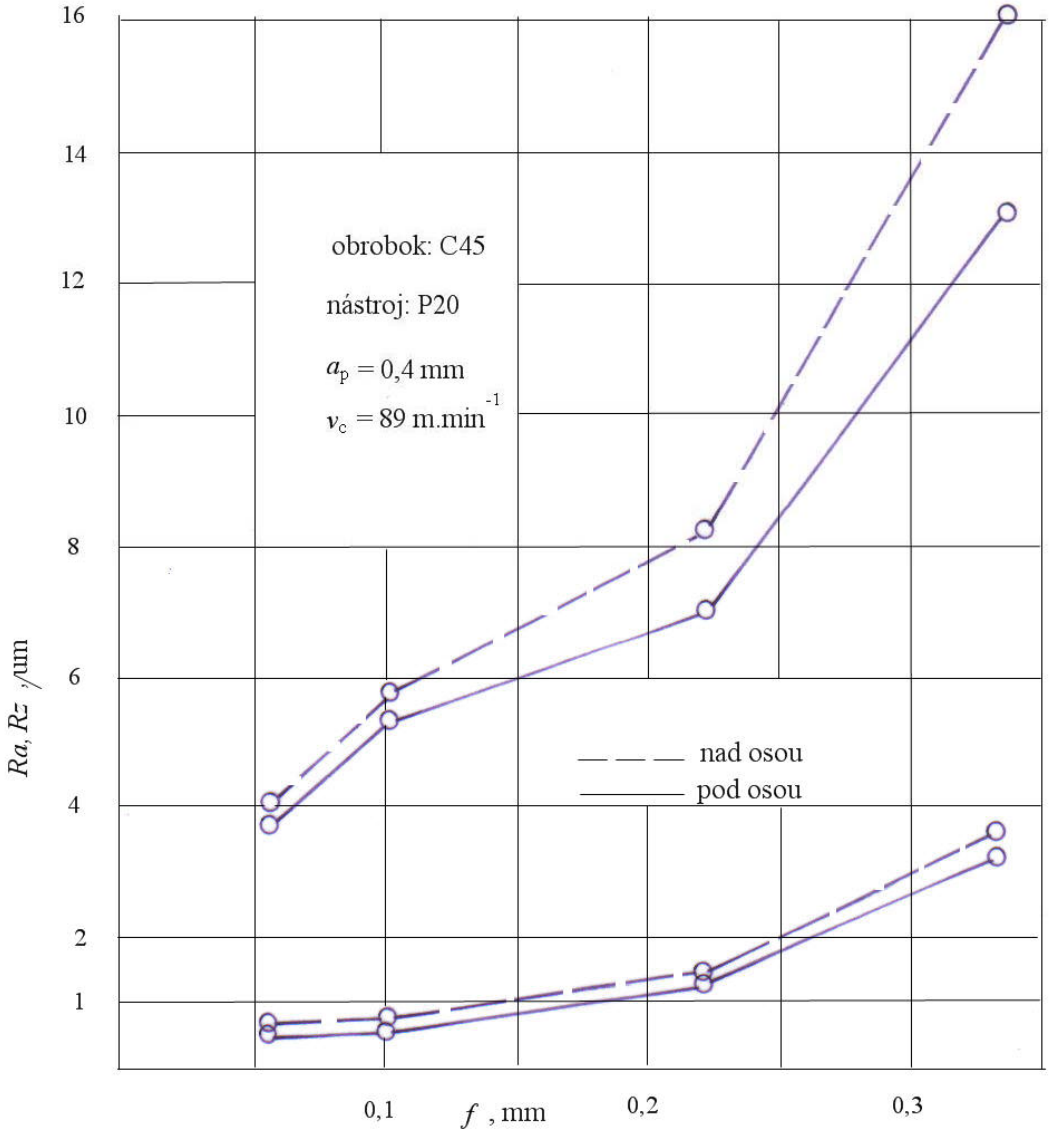
S nástrojom bolo vykonaných mnoho experimentálnych skúšok pri obrábaní rozličných materiálov. Možno vybrať aspoň niektoré. Na obr. 7.95 je experimentálna závislosť strednej aritmetickej výšky nerovností profilu na posuve pri sústružení ocele nožom s polomerom hrotu a lineárnou reznou hranou.



Obr. 7.95 Experimentálna závislosť Ra na f a r_ε

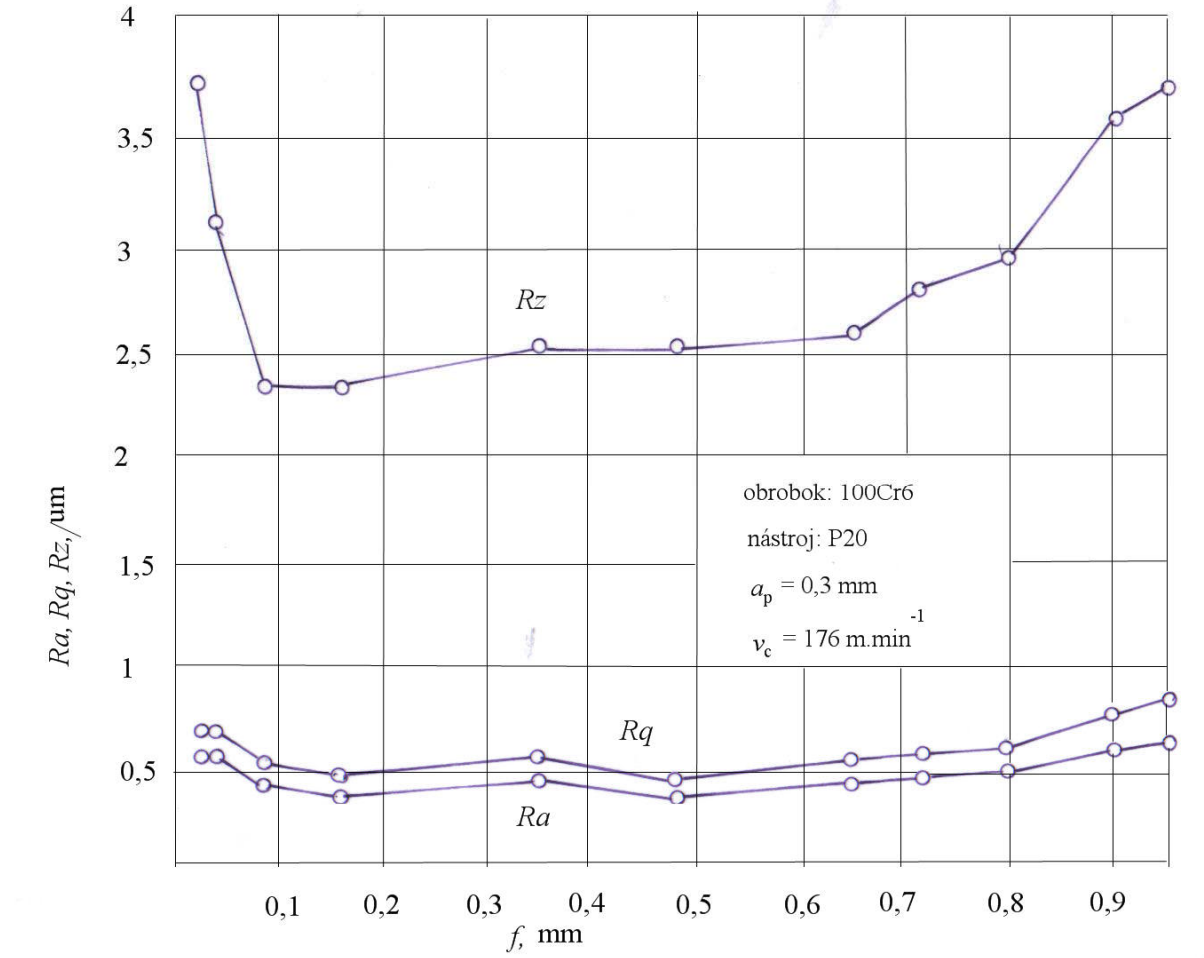
Z diagramu vyplýva výrazný vplyv uhla sklonu reznej hrany na kvalitu obrobeného povrchu. Kvalitnejší povrch je dosahovaný pri záporných uhloch sklonu. V oblasti malých posuvov (pod 0,75 mm) nerovnosť obrobeného povrchu rastie. Je to spôsobené vplyvom zaoblenia reznej hrany. U klasického nástroja je pri minimálnych posuvoch lepšia kvality povrchu. Prudko sa však zhoršuje pri vyšších posuvoch. Vzhľadom na jednoduchosť konštrukcie nástrojov sa pre ďalšie aplikácie prijala hodnota uhla sklonu reznej hrany $\lambda_S = \pm 45°$.

Pri použití nástroja možno dosiahnuť *Ra* pod 1 mm. Na obr. 7.96 je experimentálna závislosť *Ra* a *Rz* = f(*f*) pri reznej rýchlosti 89 m.min^{-1}.



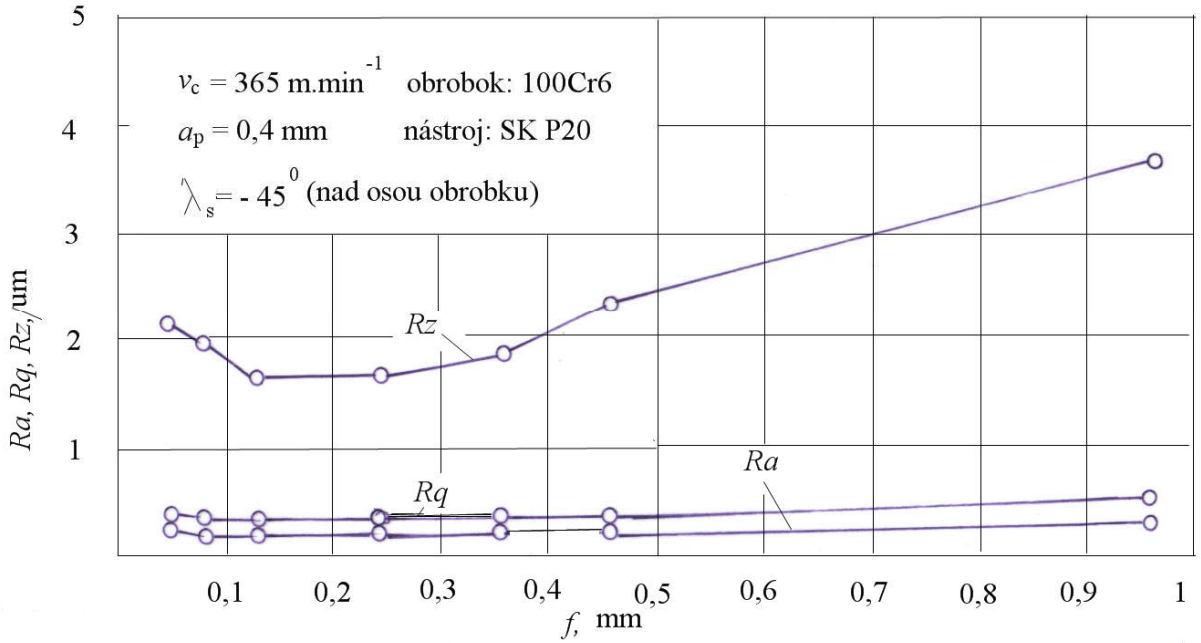
Obr. 7.96 Experimentálna závislosť parametrov nerovnosíi obrobeného povrchu na posuve. $\lambda_s = \pm 45^0$

Na obr. 7.97 je podobná závislosť pre oceľ 100Cr6.



Obr. 7.97 Experimentálna závislosť parametrov nerovností obrobeného povrchu na posuve $\lambda_s = +45^0$

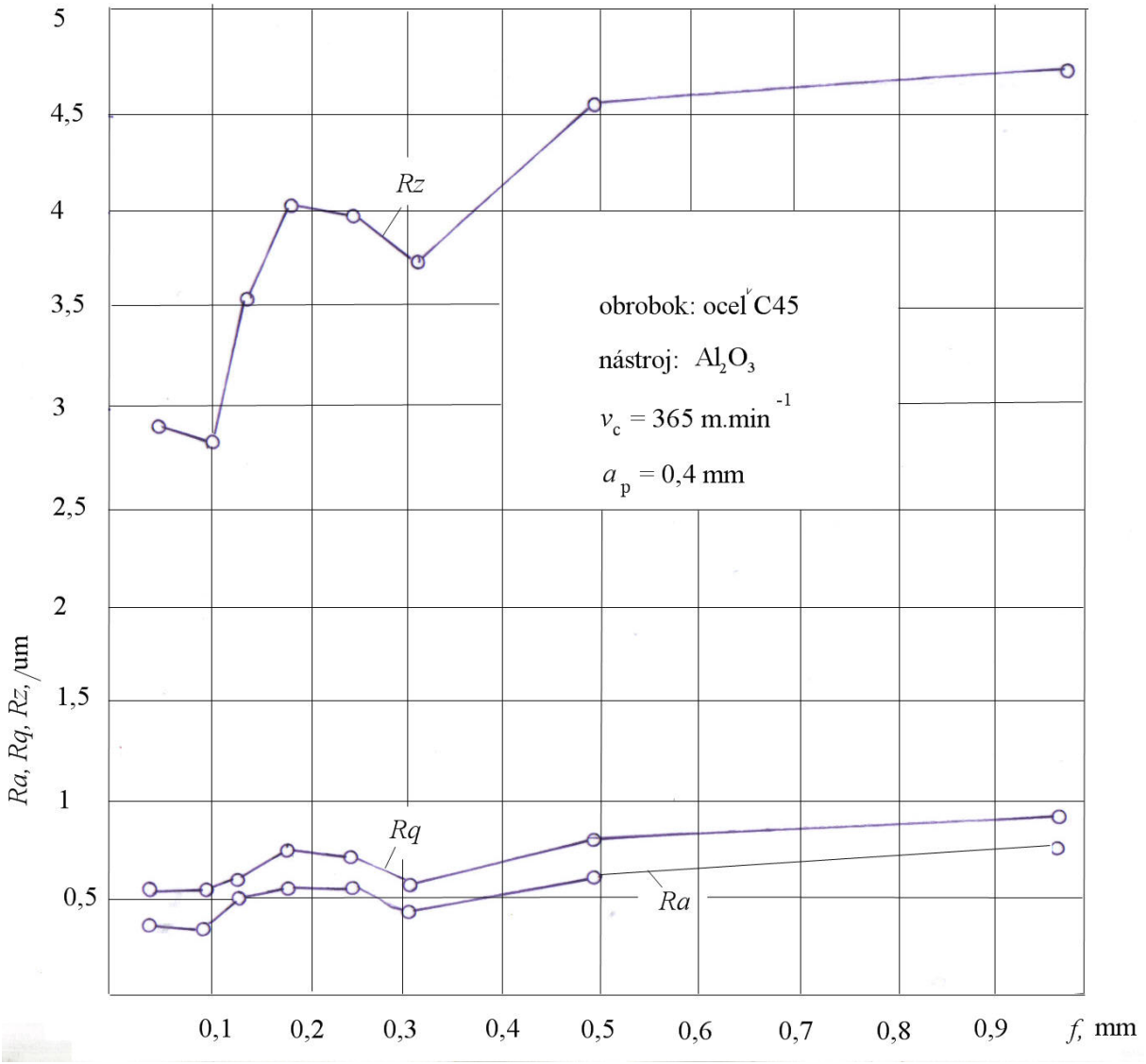
Na obr. 7.98 je podobná závislosť , získaná pri reznej rýchlosti 365 m.min^{-1}.



Obr. 7.98 Experimentálna závislosť Ra, Rq a Rz ako funkcia posuvu pri v_c *= 365 m.min*$^{-1}$ $\lambda_s = +45^0$

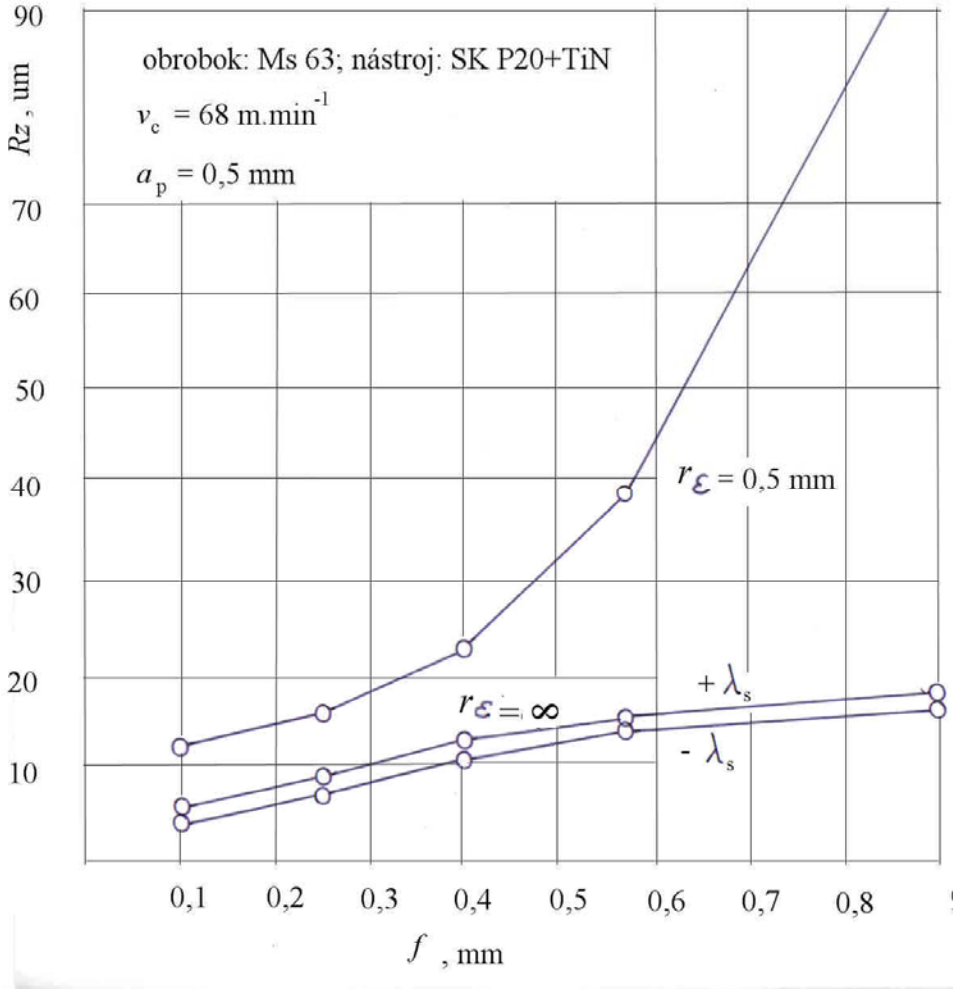
Z diagramu je zrejmé, že v celom rozsahu posuvov je $Ra \langle 1\,\mu m$, čo možno považovať za produkčné jemné obrábanie.

Podobný výsledok bol dosiahnutý pri sústružení keramickým nástrojom (obr. 7.99).



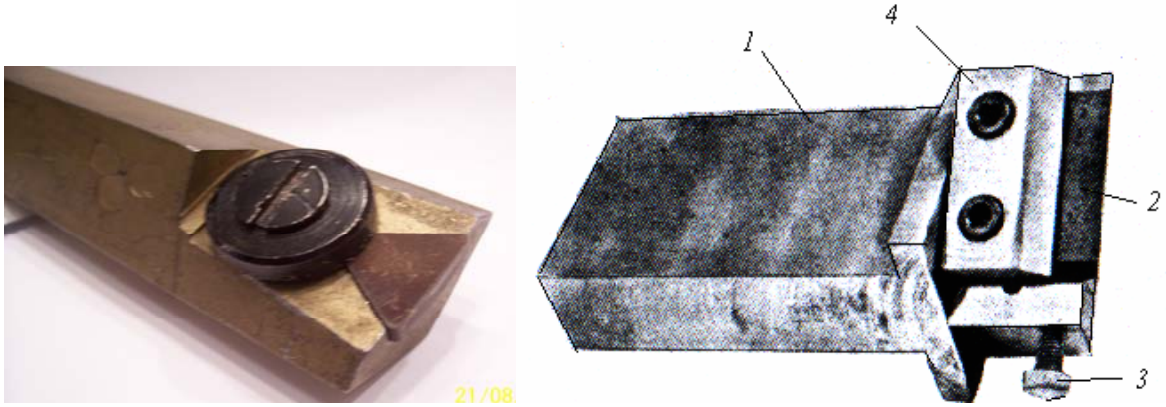
Obr. 7.99 Experimentálna závislosť Ra, Rq a Rz na posuve pri v_c = 365 m.min^{-1} ; r_ε = 0,5 mm

Na obr. 7.100 je experimentálna závislosť *Rz* = f(*f*) pri sústružení mosadze.



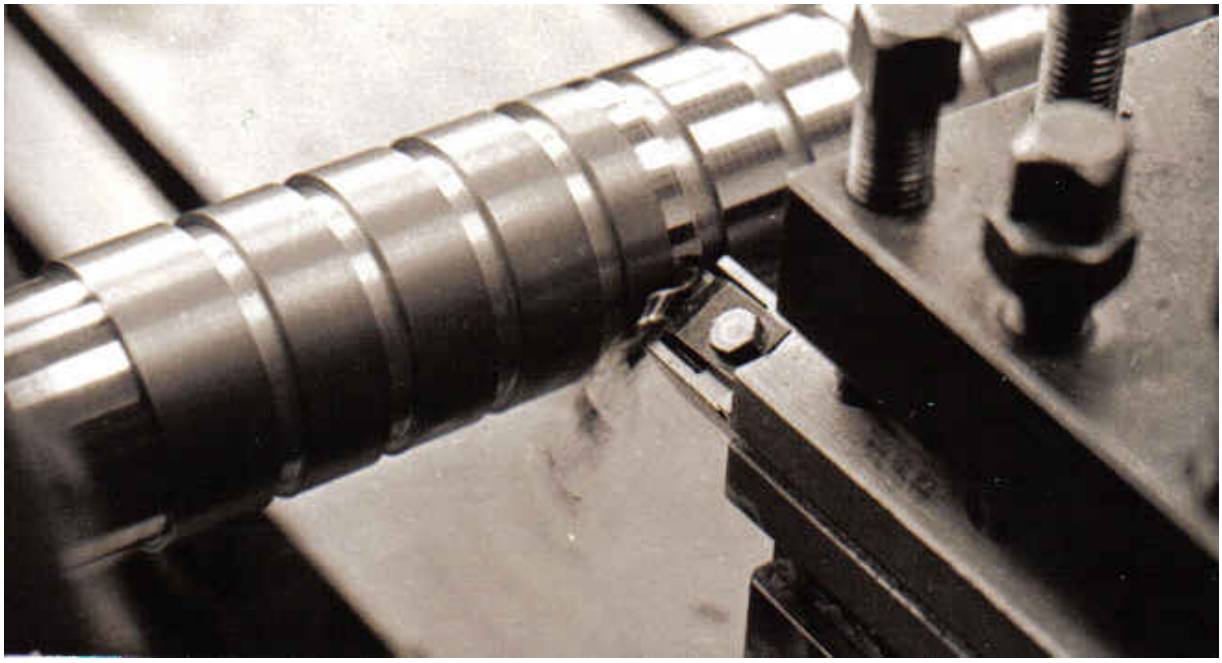
Obr. 7.100 Experimentálna závislosť R = f(f), získaná pri sústružení automatovej mosadze.

Z oboch diagramov vyplýva podstatne menšia nerovnosť povrchu po obrábaní nástrojmi s lineárnou reznou hranou. Na obr. 7.101 sú príklady konkrétnych konštrukcií nástrojov s uhlom $\lambda_S = 45°$.



Obr. 7. 101 Nástroje s lineárnou reznou hranou. 1 – držiak, 2 – rezná platnička, 3 – nastavovacia skrutka, 4 - úpinka

Pohľad na proces sústruženia je na obr. 7.102.



Obr. 7. 102 Pohľad na produkčné sústruženie dlhej valcovej súčiastky (f = 3 mm)

U druhého nástroja možno po opotrebení funkčnej časti reznej hrany presunúť platničku do novej polohy poz´dlž reznej hrany.

Priebeh rezných síl má iný charakter, ako u klasických nástrojov. V tab. 7.3 sú hodnoty jednotlivých zložiek reznej sily pri oboch spôsoboch obrábania.

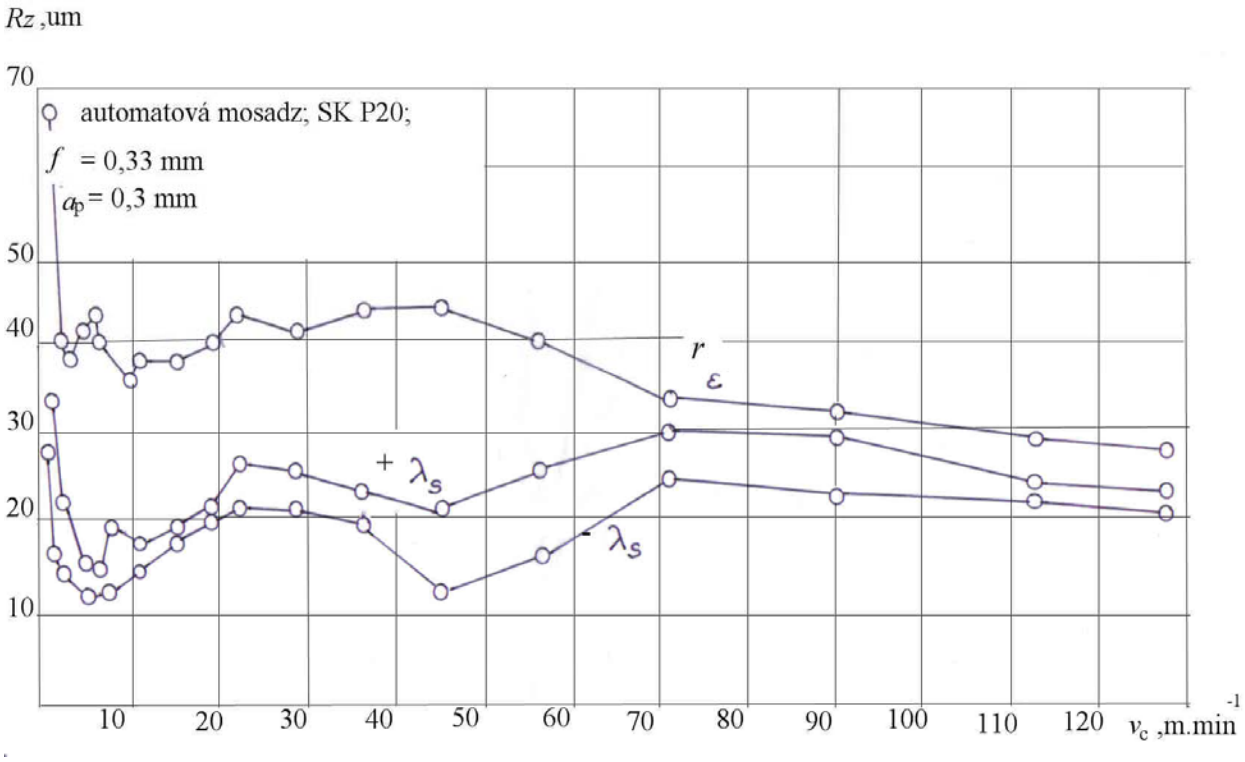
Tab. 7.3 Výsledky merania rezných síl *Tab. 7.3*

v_c = 110 m.min^{-1} f = 0,7 mm a_p = 0,3 mm	lineárna hrana, λ_S = -45°	lineárna hrana, λ_S = +45^0	zaoblený hrot, r_ε = 1 mm
F_c, N	1060	700	530
F_p, N	600	420	260
F_f, N	530	160	160
Pomer F_c:F_p:F_f	1:0,56:0,5	1:0,6:0,23	1:0,49:0,3

Za rovnakých rezných podmienok sú všetky zložky reznej sily pri sústružení nástrojom s lineárnou hranou vyššie, ako u klasického nástroja. Je to dané väčšou dĺžkou styku reznej hrany s prechodovou plochou obrobku a výraznejším vplyvom r_n pri malých hrúbkach triesky. Mení sa pomer jednotlivých zložiek reznej sily.

Možno predpokladať významný vplyv reznej rýchlosti na kvalitu povrchu, aj pri aplikácii nástrojov s lineárnou reznou hranou.

Na obr. 7.103 je experimentálna závislosť *Rz* na reznej rýchlosti pri sústružení mosadze.

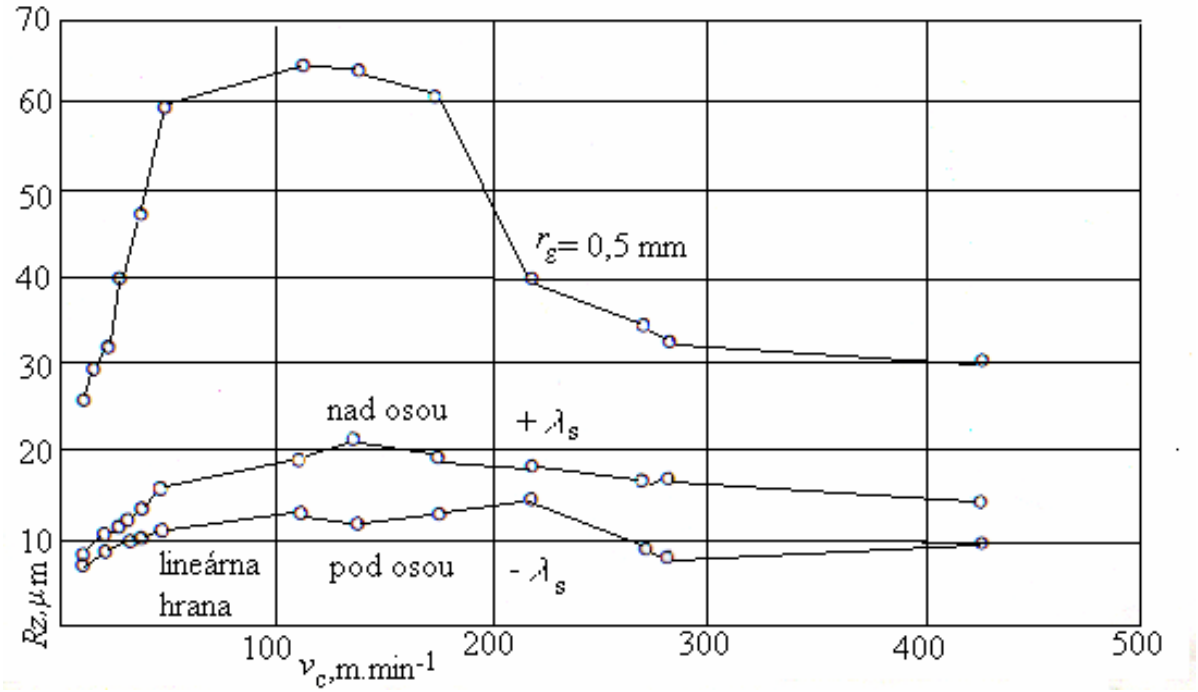


Obr. 7.103 Experimentálna závislosť Rz=f(v_c), získaná pri sústružení automatovej mosadze nožom s polomerom hrotu a lineárnou reznou hranou

Priebeh závislostí pre oba nástroje je podobný, u nástroja s polomerom hrotu je posunutý k vyšším hodnotám. Vplyv nárastku sa u nástrojov s lineárnou reznou hranou prejavuje v menšej miere.

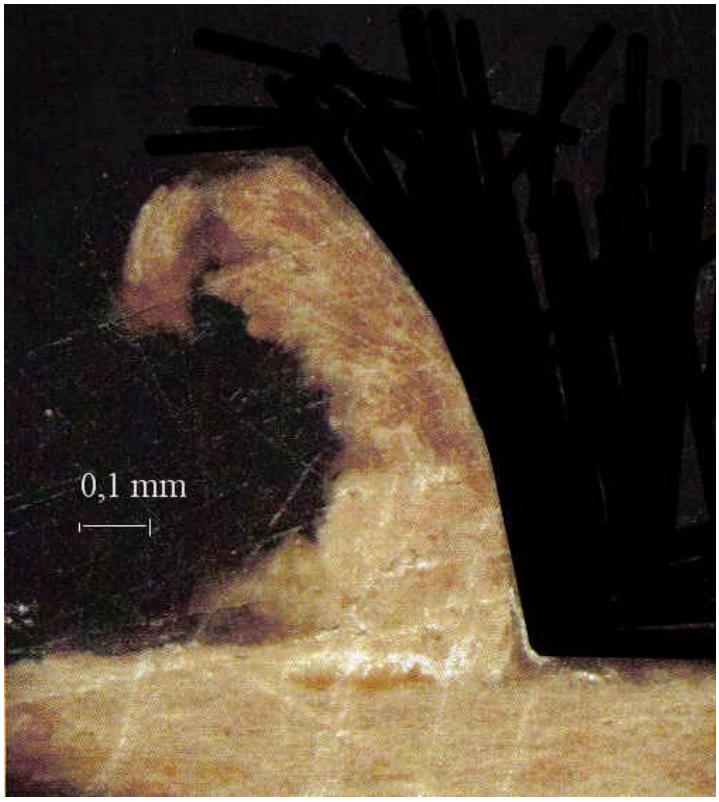
Pre zaujímavosť je na obr. 7.104 experimentálna závislosť, získaná pri obrábaní dreva. Ako vidno, maximum nerovností je v rozsahu 50-170 m.min^{-1}. Aj u tohto materiálu možno predpokladať v tomto rozsahu rezných rýchlostí adhézny súchyt triesky s čelom nástroja. Pri použití nástrojov s lineárnou reznou hranou je vplyv reznej rýchlosti na výšku nerovností veľmi malý.

Zmenšenie najväčšej výšky nerovností profilu je výrazné v celom rozsahu použitých rezných rýchlostí.



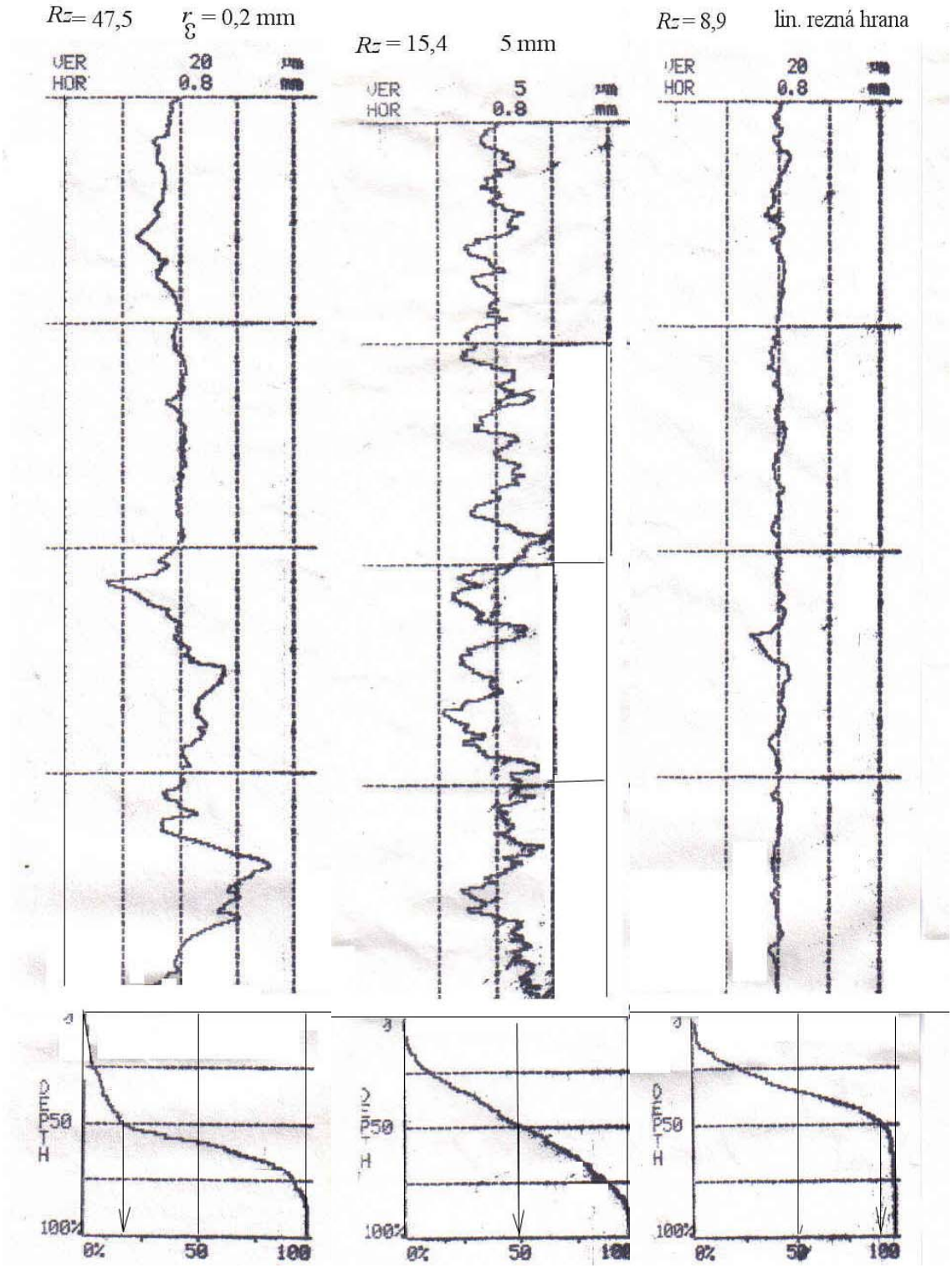
Obr. 7.104 Experimentálna závislosť najväčšej výšky nerovnosti profilu na reznej rýchlosti pri sústružení dreva. a_p = 0,5 mm, f = 0,3 mm, obrobok: hrab, nástroj: SK P20

Pozorovanie výbrusov vznikajúcich triesok svedčí o výraznej plastickej deformácii, podobne, ako u ocelí (obr. 7.105). V sledovanom prípade má stlačenie triesky hodnotu k = 4.



Obr. 7.105 Tvorenie triesky, zachytené pri sústružení dreva reznou rýchlosťou 100 m.min^{-1}.

Na obr. 7.106 je záznam z profilomeru troch povrchov, sústružených nástrojmi s rozličnými polomermi hrotu.

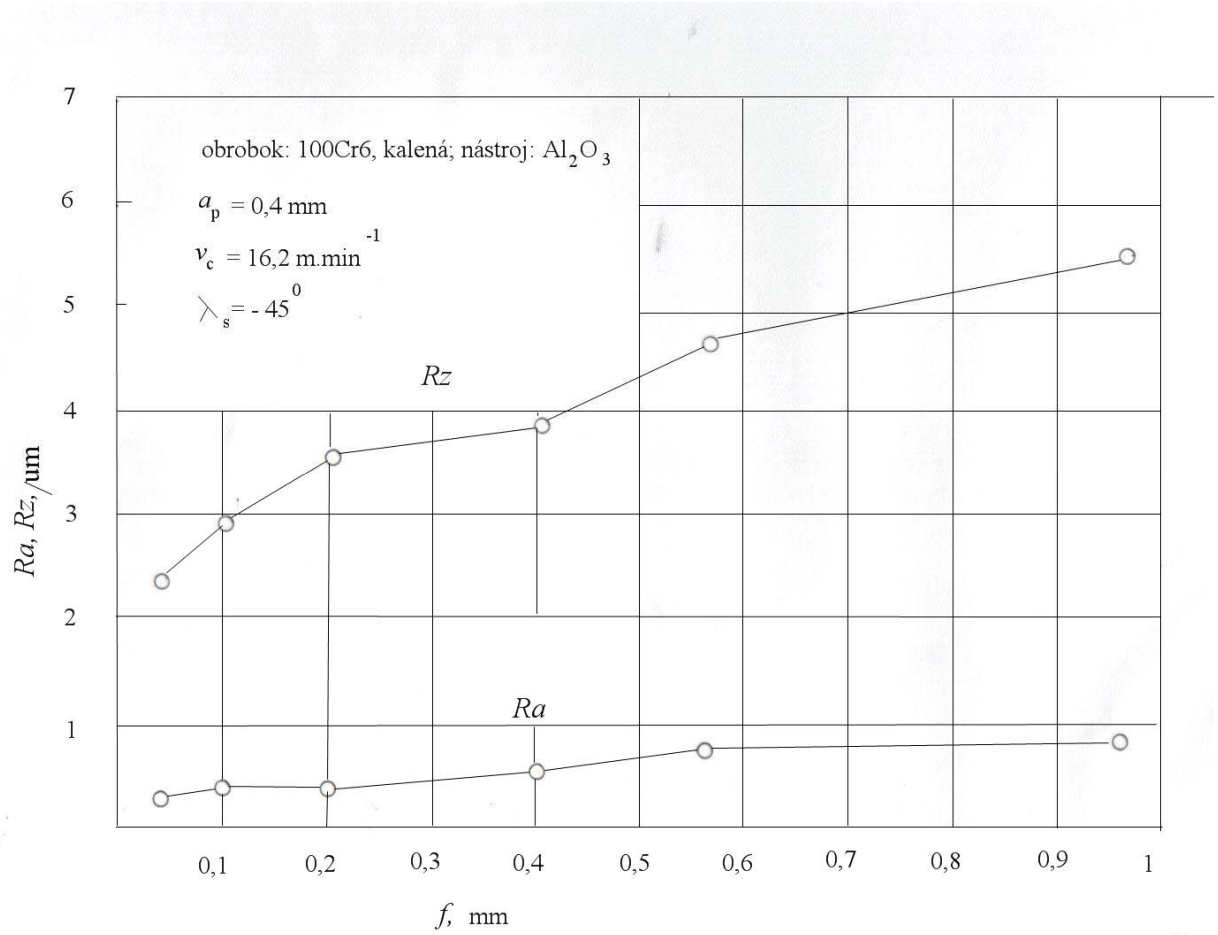


Obr. 7.106 Záznam profilu obrobeného povrchu dreva po sústružení nástrojmi s rozličnými polomermi hrotu.

Vidno, že krivka materiálového podielu má odlišný charakter. Pri polomere r_ε = 0,2 mm je pri 50% hĺbke profilu materiálový podiel len 20%. So zväčšovaním r_ε materiálový podiel rastie. Pri r_ε = 5 mm je 50% a pri sústružení nástrojom s lineárnou reznou hranou až 90%. Je to profil vysoko únosný.

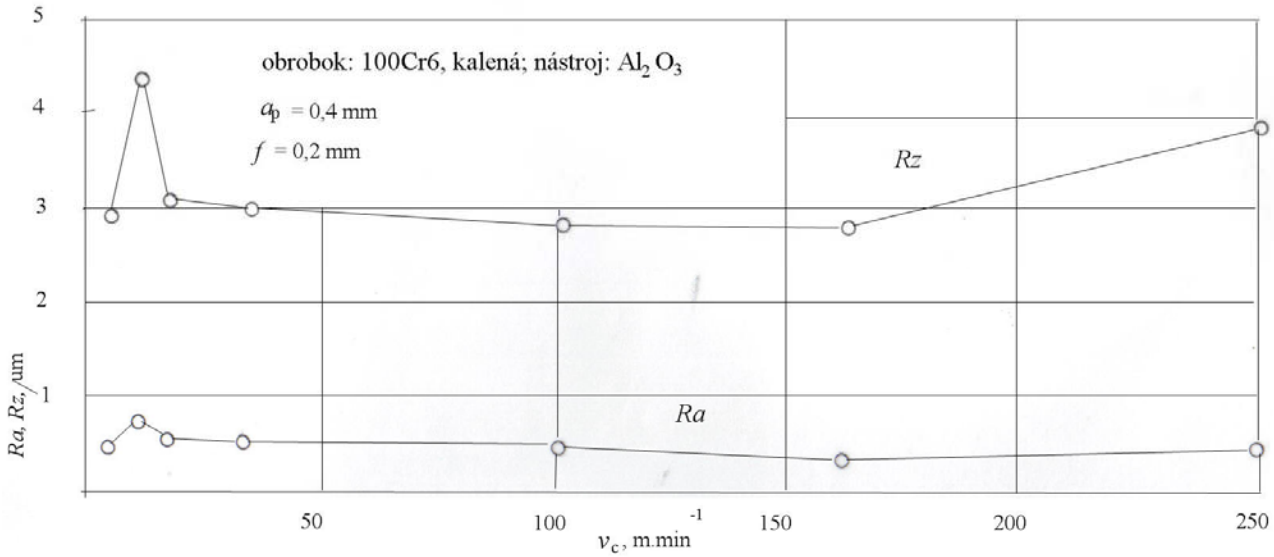
Všeobecne možno konštatovať, že pri použití nožov s lineárnou reznou hranou je *Rz* menej citlivá na reznú rýchlosť. Je to zrejme spôsobené tým, že povrch je vytváraný v podmienkach minimálnej hrúbky triesky, kde je obmedzená tvorba nárastku.

Pre úplnosť je na obr. 7.107 experimentálna závislosť *Ra* a *Rz* na posuve. Dokumentuje možnosť dosiahnuť *Ra* pod 1 mm, teda možnosť nahradiť brúsenie produkčným sústružením.



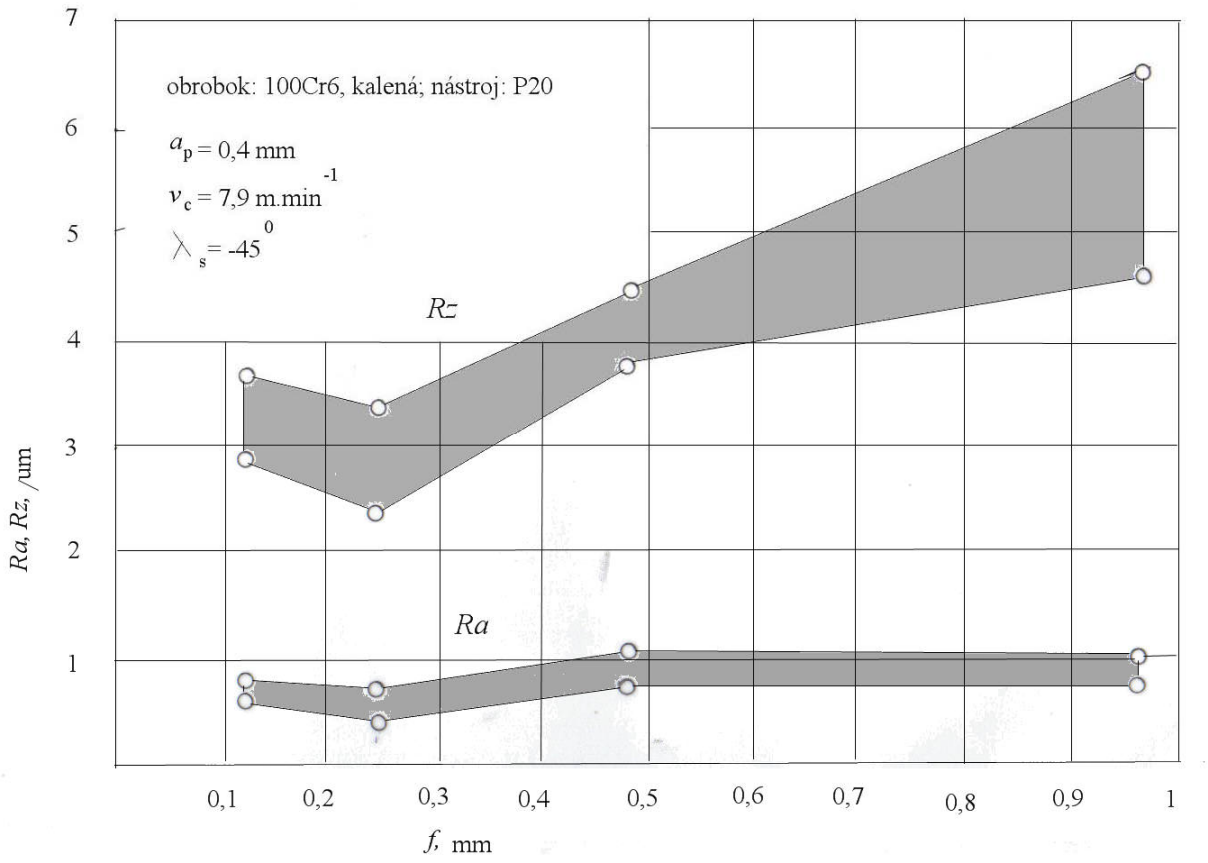
Obr. 7. 107 Experimentálna závislosť Ra a Rz na posuve pri sústružení kalenej ocele

Na obr. 108 je experimentálna závislosť *Ra* a *Rz* na reznej rýchlosti



Obr.108 Experimentálna závislosť Rz a Ra na reznej rýchlosti

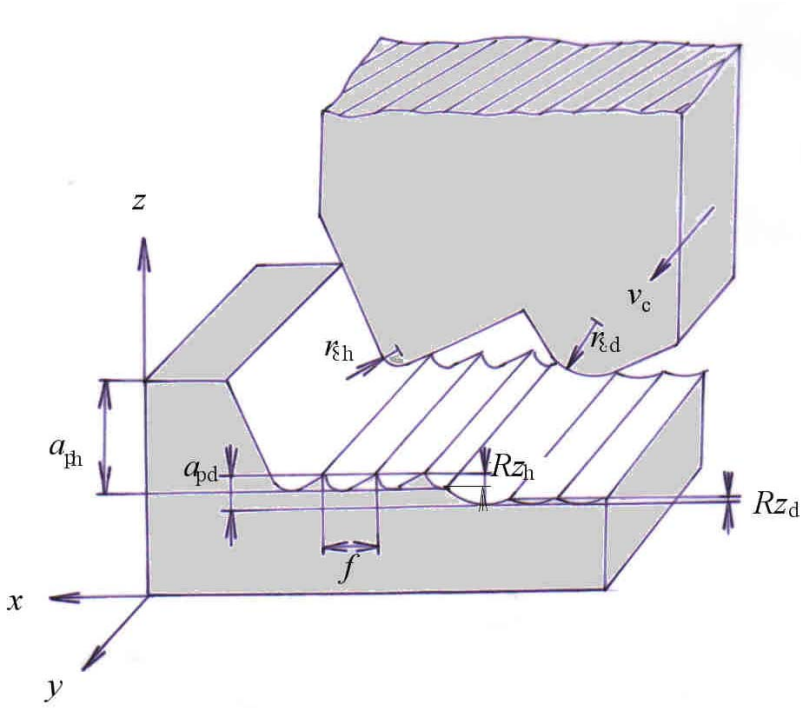
Experimentálna závislosť pri použití nástroja zo spekaného karbidu je na obr. 7.109.



Obr. 7. 109 Experimentálna závislosť Ra a Rz na posuve pri sústružení kalenej ložiskovej ocele nástrojom zo spekaného karbidu

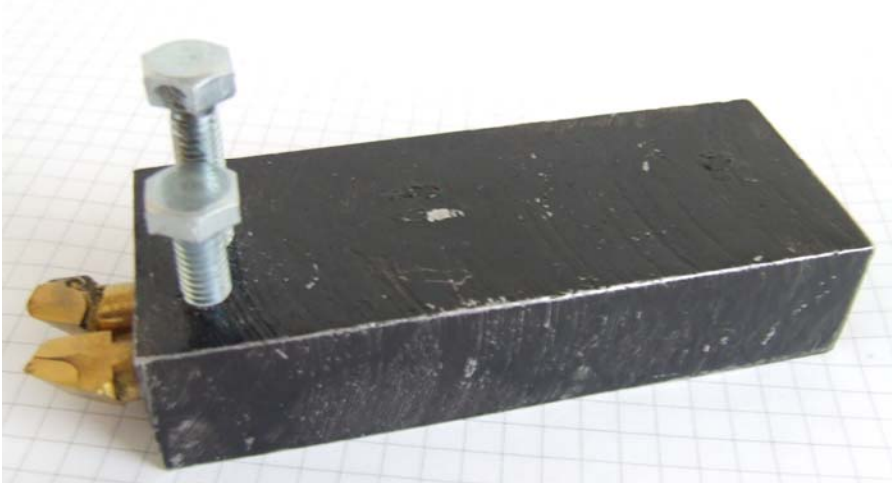
Problémom aplikácie nástrojov s enormným polomerom hrotu pri veľkom posuve je skutočnosť, že ich pri obrábaní vysoko pevných materiálov nemožno použiť pri veľkých hĺbkach rezu. Predlžuje sa totiž aktívna dĺžka reznej hrany v zábere a sústava má sklon ku kmitaniu. Je potrebné skloniť nástroj pod uhlom λ_s. Problém je riešiteľný aj aplikáciou združeného nástroja, ktorý integruje hrubovanie a dokončovanie. Jeho základná schéma, aplikovaná pri hobľovaní je na obr. 7.110.

Nástroj pracuje pri veľkom posuve, pričom druhý hrot je nastavený tak, aby dokončovacia hĺbka rezu málo prevyšovala nerovnosti, vzniknuté pri hrubovaní: $a_{pd} \rangle Rz_h$



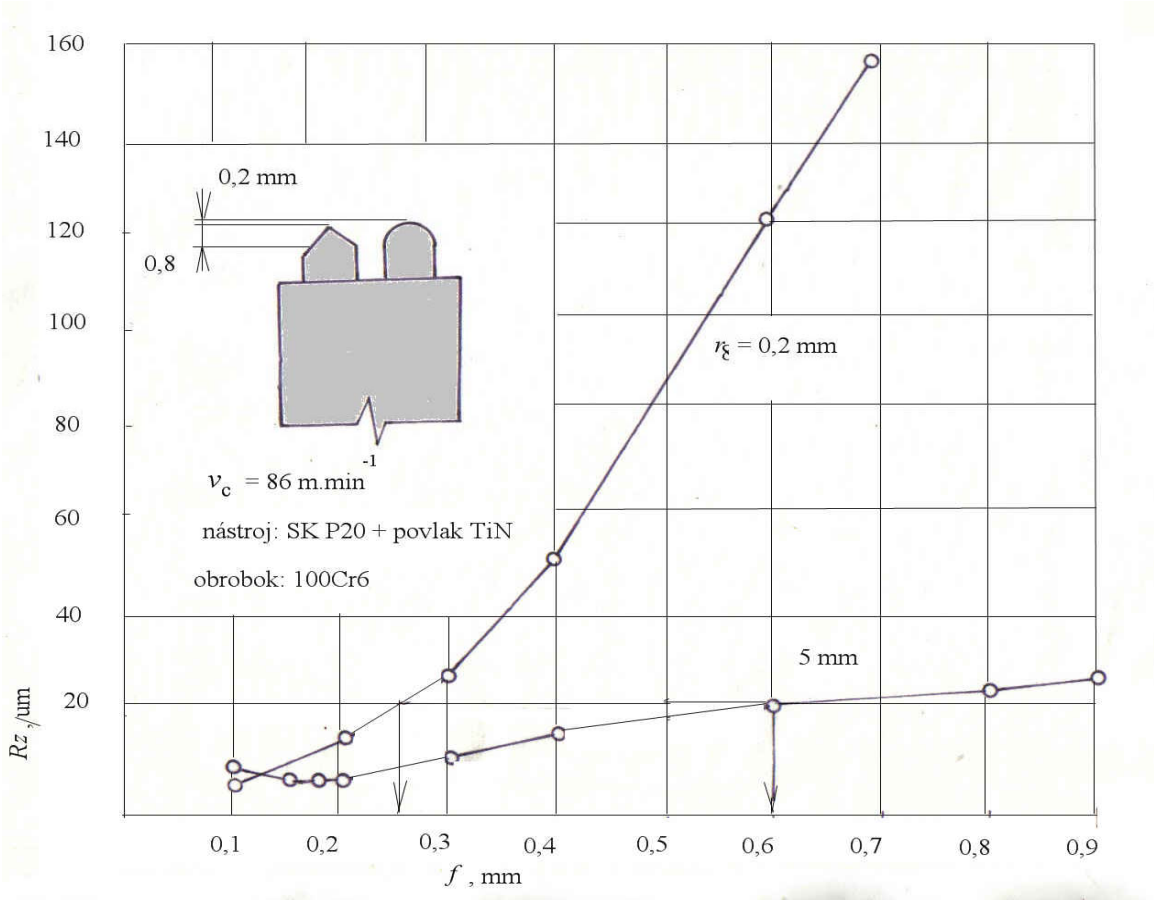
Obr. 7.110 Princíp hobľovania združeným nástrojom

V tom prípade je dĺžka reznej hrany v zábere pomerne malá a ku kmitaniu nedochádza. Pri sústružení valcových povrchov môžeme polomer hrotu zväčšovať prakticky neobmedzene., Na obr. 7.111 je takáto konštrukcia nástroja, určená na produktívne sústruženie dlhých valcových obrobkov. Prvý nástroj je klasický uberací nôž, ktorý pracuje s hĺbkou rezu a_{ph}, druhý je nôž s veľkým polomerom hrotu. Odoberá minimálnu hrúbku rezu a_{pd}, ktorá je málo väčšia ako je *Rz* po hrubovaní.



Obr. 7.111 Skúšobný nástroj na súčasné hrubovanie a dokončovanie

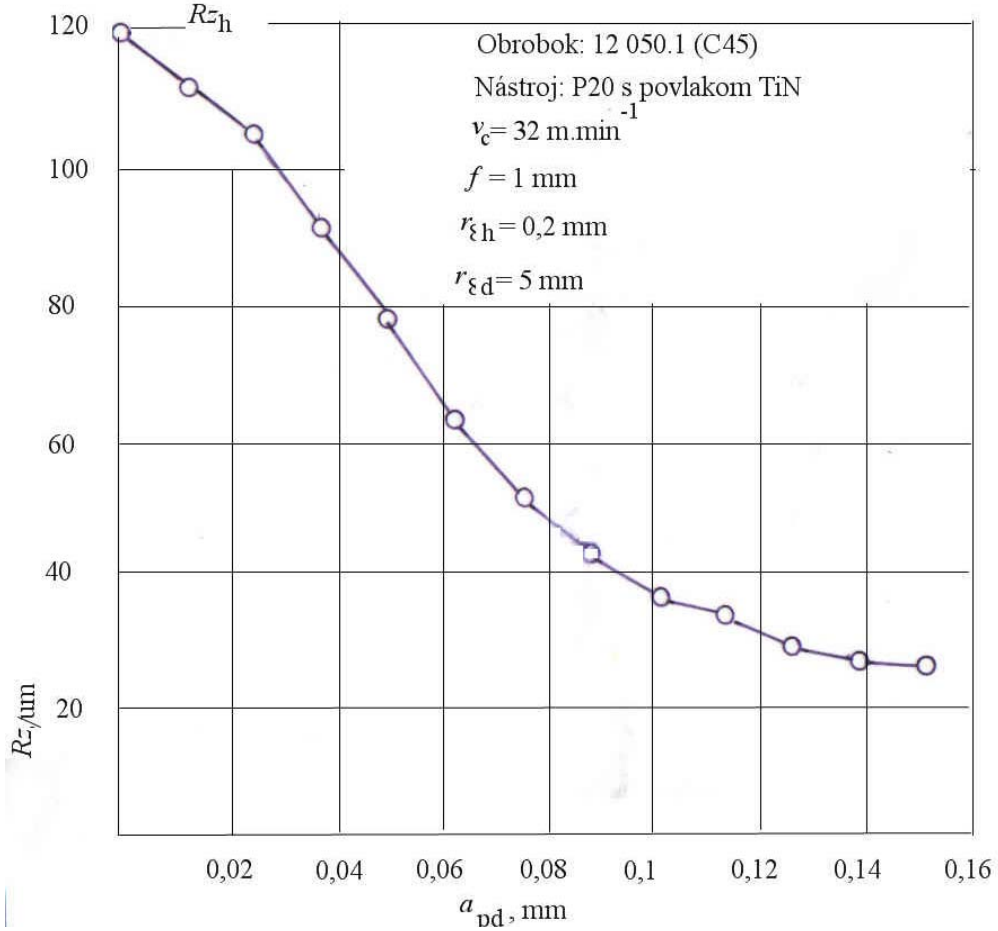
Na obr. 7.112 je výsledok experimentálneho sledovania kvality obrobeného povrchu, dosahovanej nástrojom.



Obr. 7.112 Experimentálna závislosť Rz na posuve, získaná pri sústružení nástrojom z obr. 7.118

Ak zvolíme požadovanú *Rz* napr. 20 mm, možno z diagramu vidieť, že pri použití klasického noža je potrebný posuv $f \leq 0{,}1\,\text{mm}$. Združený nástroj dosahuje túto hodnotu pri *f* = 0,6 mm. Umožňuje teda podstatne skrátiť čas obrábania danej plochy.

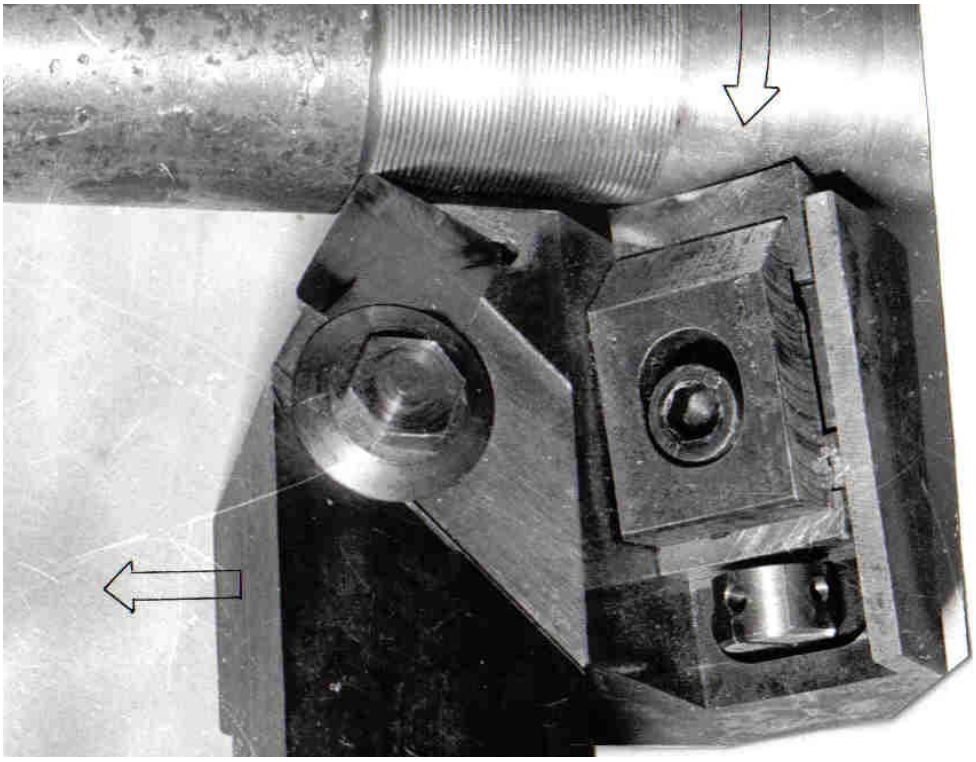
Na určenie veľkosti a_{pd} boli vykonané skúšky obrábania s postupne rastúcou a_{pd}. Pri posuve 1 mm sa za hrubovacím nástrojom dosahovala *Rz* = 120 mm. Závislosť *Rz* = f(a_{pd}) je na obr. 7.113.



Obr. 7. 113. Experimentálna závislosť Rz na a_{pd}

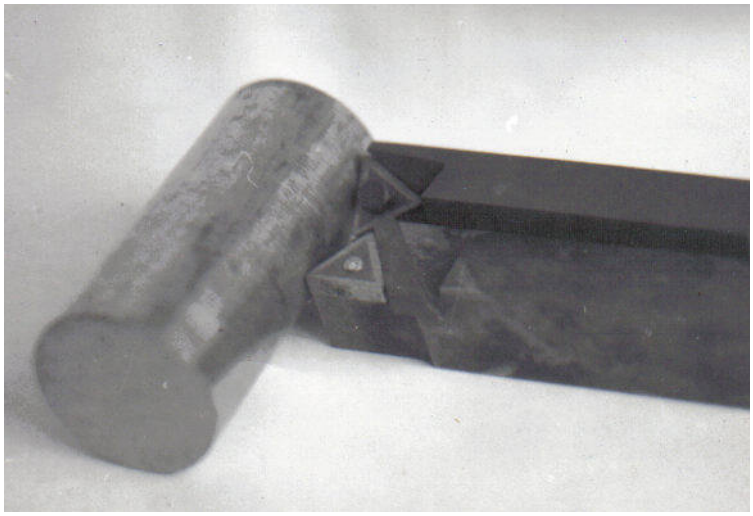
Z diagramu vyplýva monimálna a_{pd}, nad ktorou už nedochádza k ďalšiemu poklesu *Rz* 0,15 mm. Táto hodnota je o málo väčšia, ako Rz_h (120 mm).

Polomer hrotu dokončovacieho nástroja môžeme zväčšovať až do limitnej hodnoty keď $r_\varepsilon \to \infty$. Dokončovací nástroj má potom lineárnu reznú hranu, sklonenú k osi obrobku o uhol λ_s. Fotografia nástroja je na obr. 7.114.



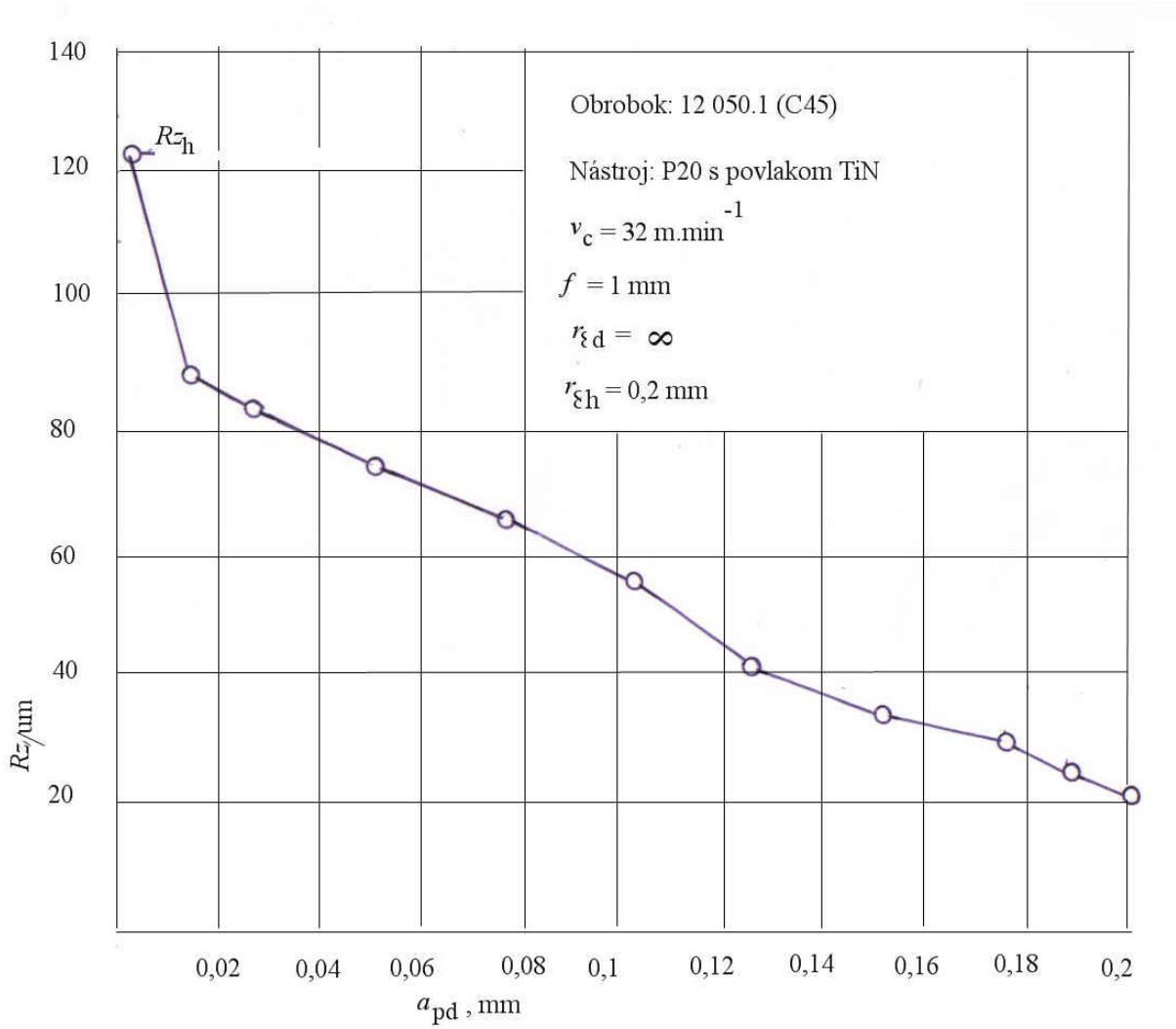
Obr. 7.114 Združený nástroj na súčasné hrubovacie a dokončovacie sústruženie

Nastavovanie a_{pd} sa realizuje mikrometrickou skrutkou. Variántom tohto nástroja je združený nástroj, pri ktorom možno na hrote opotrebenú hrubovaciu platničku použiť ako dokončovaciu. Princíp je na obr. 7.115.



Obr. 7.115 Hrubovací a dokončovací nástroj v tandeme

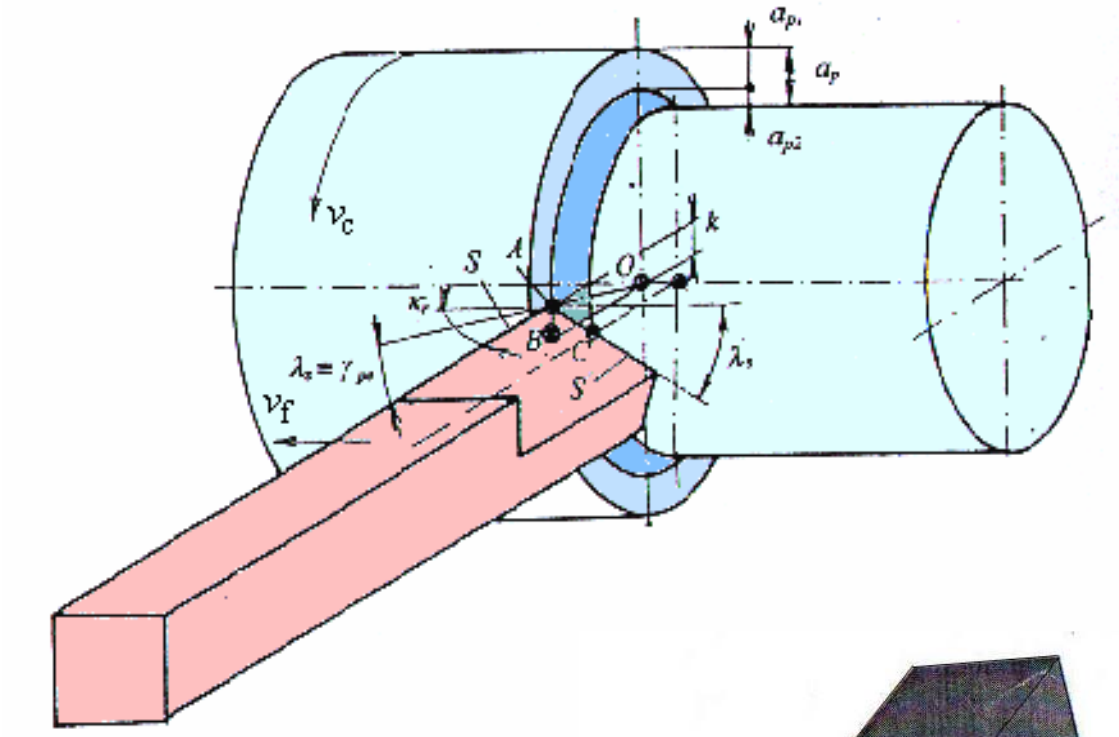
S nástrojom z obr. 7.115 bol vykonaný podobný experiment, ako vyššie. Výsledok je na obr. 7.116.



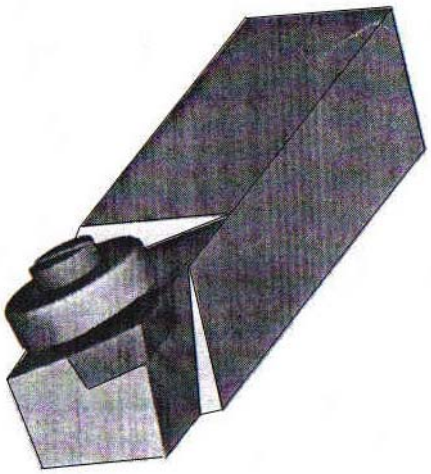
Obr. 7.116. Experimentálna závislosť Rz = f(a_{pd}), získaná pri obrábaní nástrojom z obr. 7.98

Vidno, že kvalita obrobeného povrchu sa zlepšuje aj po dosiahnutí $a_{pd} = Rz_h$.

Vyhovujúca kvalita obrobeného povrchu sa týmto nástrojom dosahuje bežne pri posuvoch na otáčku 1 mm. Ako vyplýva z diagramu na obr. 7.116 nástroj s lineárnou hranou nie je vhodný pre malé posuvy. Oproti klasickému nástroju *Rz* stúpa už pri hodnote $f \langle 0{,}25$ mm. Nedostatkom nástroja z obr. 7.114, 115 je potreba značného výbehu a nábehu. Je preto vhodný len na sústruženie rovných valcových plôch. Na odstránenie tohto problému bol vyvinutý nástroj podľa obr. 7.117. Ide o itegrovaný nástroj, ktorý odoberá prídavok na obrábanie na jeden záber, teda súčasne realizuje hrubovanie a dokončovanie [65].



a



b

Obr. 7.117 Schéma obrábania hrubovaco - dokončovacím nožom (a), pohľad sa skutočný nástroj(b) a tvar triesky(c), tvorenie triesky (d)

c

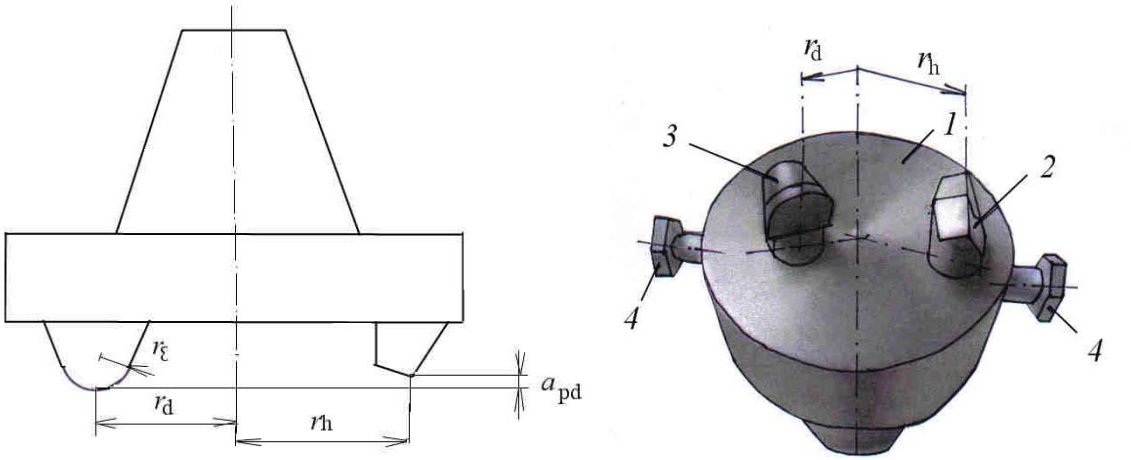
d

Hlavná rezná hrana odoberá hĺbku rezu a_{p1}, vedľajšia a_{p2}. Vzájomný pomer $\frac{a_{p1}}{a_{p2}}$ závisí od hodnoty nadstavenia hrotu noža nad os obrobku *k*. V prípade ak *k* = 0 nástroj pracuje ako klasický uberací nôž. Zväčšovaním k rastie a_{pd} na úkor a_{ph}. Nástroj má niektoré geometrické zvláštnosti. Ak $\kappa_r = 90^0$ bude podľa obr. 7.124:

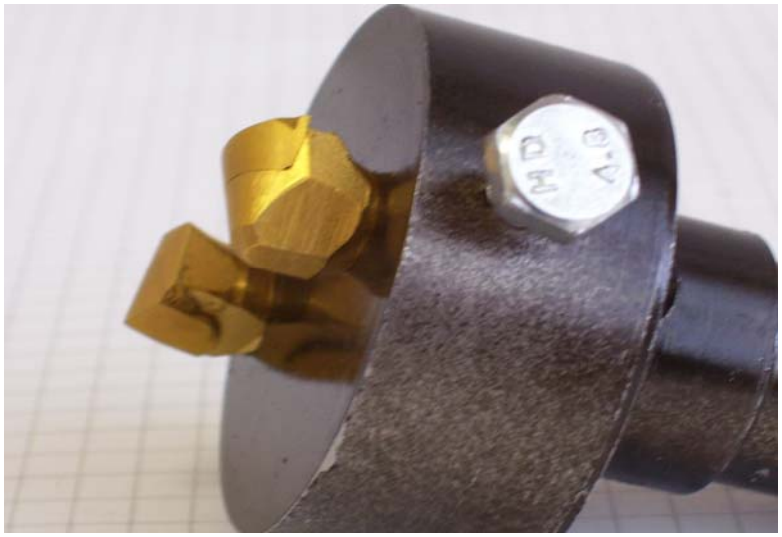
$$\lambda_s = \gamma_{p_A};\ \lambda_s' = \gamma_o. \tag{7.50}$$

Výsledky obrábania sú rovnaké ako u nástroja s lineárnou hranou. Tento nástroj však umožňuje použiť podstatne väčšie hĺbky rezu.

Podobným spôsobom možno riešiť produktívny nástroj na frézovanie. Podstata konštrukcie a fotografia skúšobného nástroja je na obr. 7.118.



a *b*

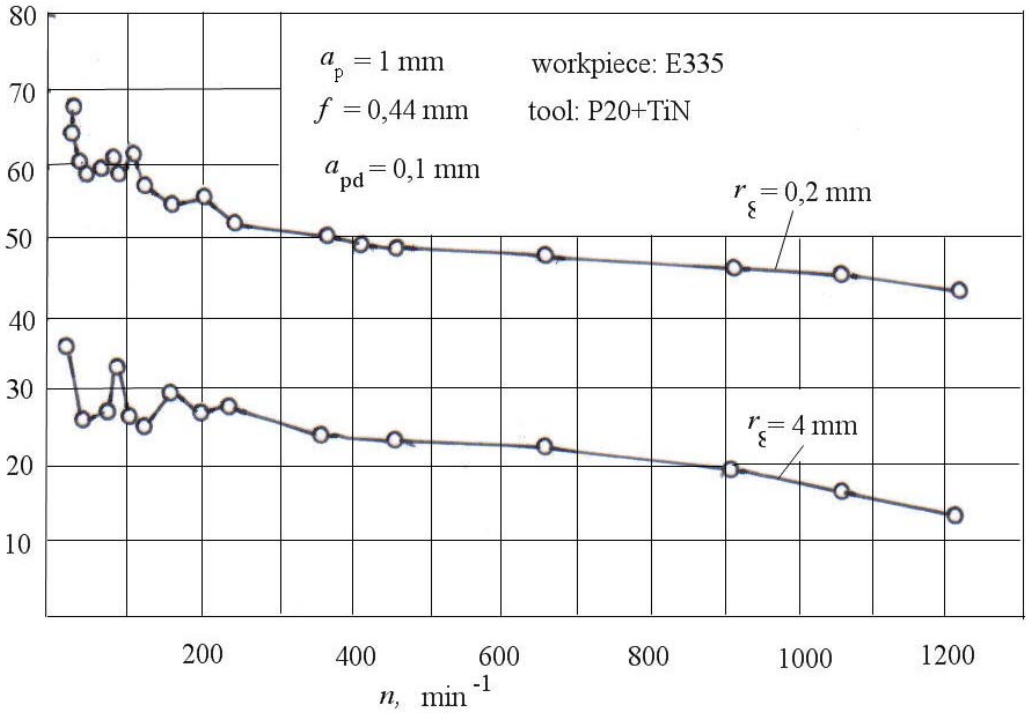


c

Obr. 7.118 Integrovaný frézovací nástroj. a- schéma, b - fotografia. c – fotografia reálneho dvojzubového skúšobného nástroja 1- teleso nástroja, 2 - hrubovacia platnička, 3 - dokončovacia platnička,4 - upínacie skrutky

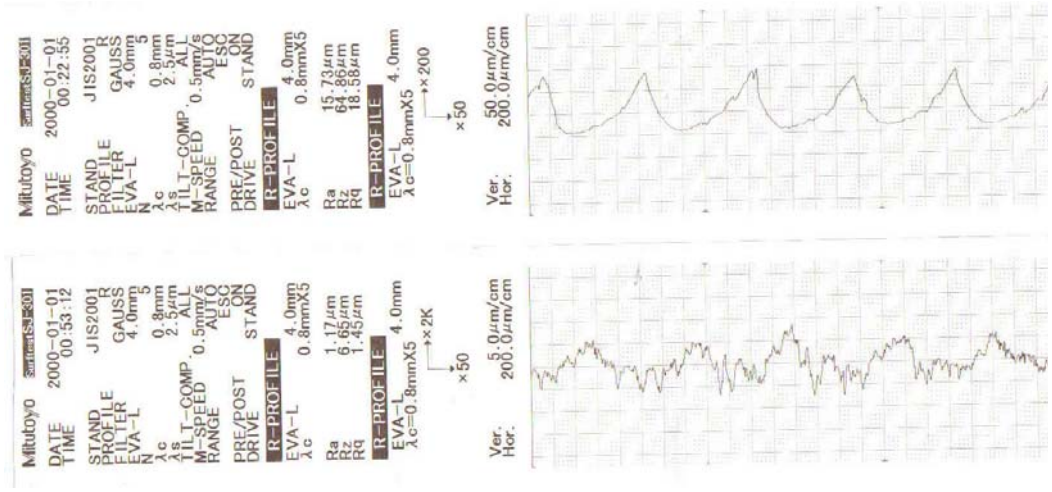
Na polomere r_h je hrubovacia rezná platnička *2* s malým polomerom hrotu. Dokončovacia platnička *3* s výrazne väčším polomerom hrotu r_ε je posunutá radiálne na polomer r_d . Súčasne je posunutá v axiálnom smere o hodnotu dokončovacej hĺbky rezu a_{pd}.

Pretože obe platničky nie sú umiestnené na rovnakom priemere, teda pracujú pri inej reznej rýchlosti, bola získaná závislosť najväčšej výšky nerovností profilu uvedená v závislosti na frekvencii otáčania frézy. Odpovedajúci diagram je na obr. 7.119.



Obr. 7.119 Experimentálna závislosť Rz na n, po hrubovacom a dokončovacom reznom kline.

Vidno, že *Rz* klesá so stúpajúcou frekvenciou otáčania. Rozdiel v absolútnych hodnotách *Rz* po hrubovacom a dokončovacom hrote je výrazný. Na obr. 7.120 je záznam nerovnosti povrchov na profilomere Mitutoyo Surftest SJ-301.

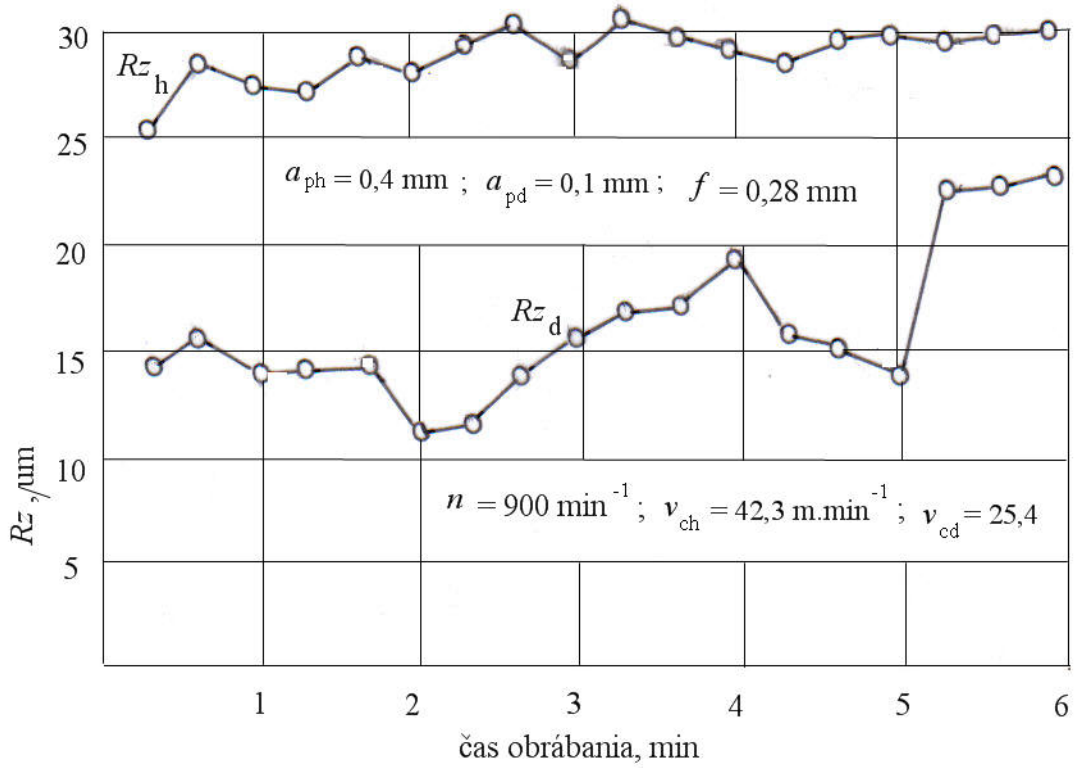


Obr. 7.120 Záznam profilu obrobenej plochy po hrubovaní a dokončovaní

Záznamy odpovedajú frekvencii otáčania 335 min^{-1}, teda reznej rýchlosti 62 $m.min^{-1}$ (hrubovanie) a 42 $m.min^{-1}$ (dokončovanie) . Vidno, že po hrubovacom nástroji je viditeľná „stopa“ posuvu, po dokončovaní sa na profile povrchu viac prejavujú nerovnosti reznej hrany.

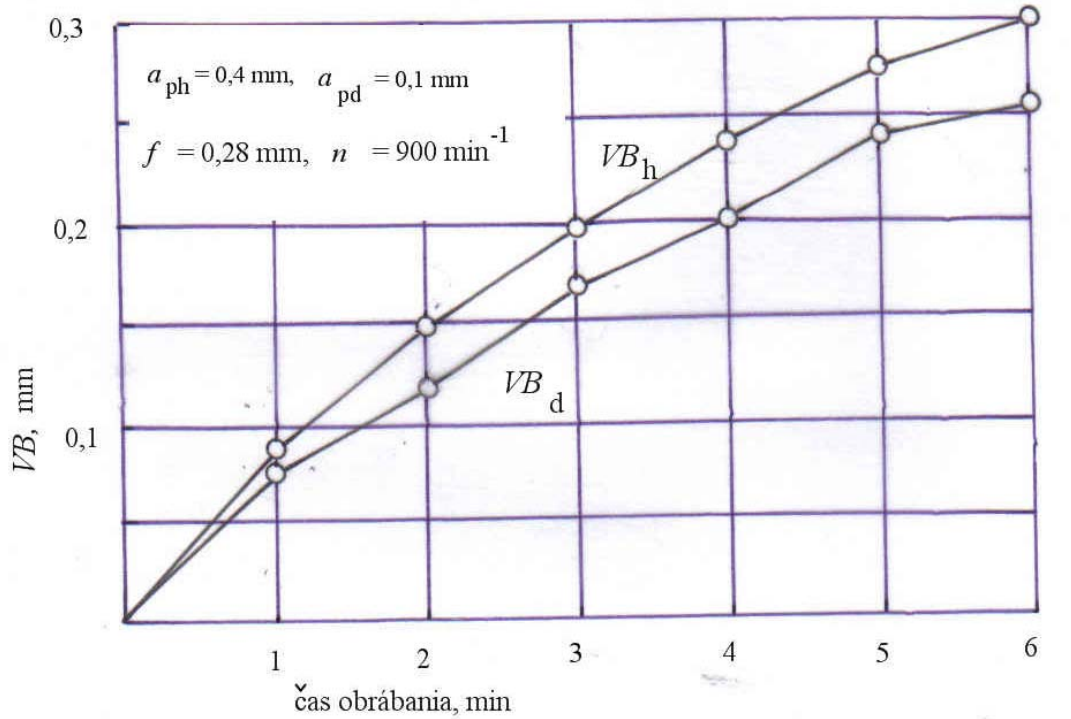
Z hľadiska praktickej realizácie nástrojov je potrebné poznať aj zmenu kvality obrobeného povrchu v závislosti na opoptrebení oboch nástrojov.

Na obr. 7.121 je experimentálny diagram priebehu najväčšej výšky nerovnosti profilu v závislosti na strojovom čase τ_s. Z diagramu je zrejmé, že *Rz* po hrubovaní lineárne stúpa, zatiaľ čo po dokončovacom nástroji striedavo stúpa a klesá, čo je dôsledkom vytvárania sekundárnych hrotov nástroja. Rozdiel v hodnotách najväčšej výšky nerovností profilu sa zachováva aj pri opotrebení oboch nástrojov.



Obr. 7.121 Experimentálna závislosť Rz na strojovom čase po hrubovacom a dokončovacom reznom kline.

Priebeh opotrebenia oboch hrotov na čase obrábania je na obr. 7.122.

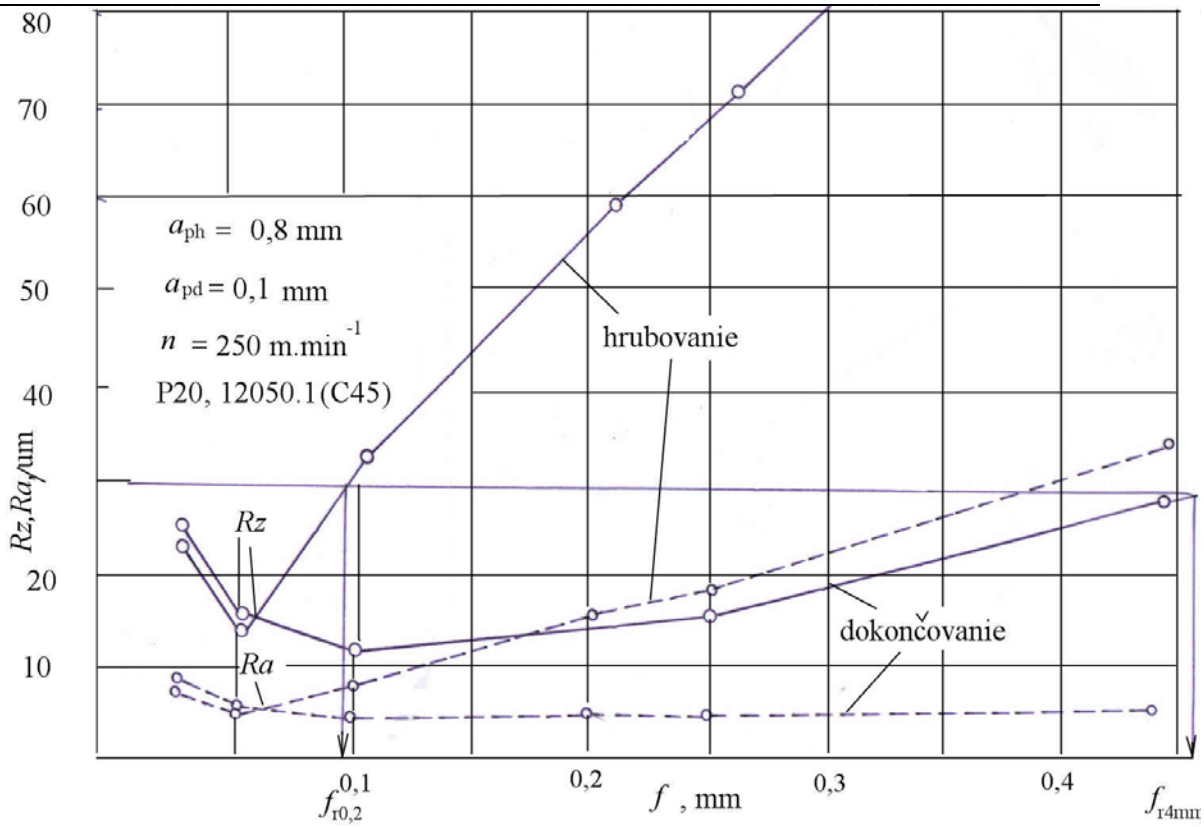


Obr. 7.122 Experimentálna závislosť zmeny VB s časom obrábania pri frézovaní združeným nástrojom.

Na podmienky frézovania bol použitý veľký posuv, z dôvodov skrátenia skúšky. Intenzita opotrebenia je u dokončovacieho nástroja o málo menšia ako hrubovacieho, čo je dôsledkom výrazne menšej hĺbky rezu. To potrdzuje domnienku, že dokončovacia hĺbka rezu a_{pd} sa môže voliť len o málo väčšia ako *Rz* po hrubovaní.

Naznačená cesta zvyšovania produktivity základných metód obrábania, pri zachovaní kvality obrobeného povrchu je založená na vzťahu medzi najväčšou výškou nerovností profilu, posuvom a polomerom zaoblenia hrotu nástroja. Jeho výsledkom je skutočnosť, že zväčšovanie posuvu musí sprevádzať výrazné zväčšenie polomeru hrotu. Pri frézovaní je to realizovateľné konštrukciou kombinovanej frézy s hrubovacími a dokončovacími zubami v jednom nástroji.

Zaujímavý je výsledok merania závislosti *Rz* a *Ra* na posuve frézy. Na obr. 7.123 je priebeh týchto závislostí, získaný za uvedených rezných podmienok. Z diagramu možno identifikovať, že napr. na dosiahnutie *Rz* = 30 μm by pri klasickom nástroji bol potrebný posuv cca 0,1 mm. Pri použití dokončovacieho zuba možno takúto výšku nerovnosti dosiahnut pri posuve cca 0,4 mm, čo znamená podstatné skrátenie času frézovania.



Obr.7.123 Experimentálna závislosť Rz a Ra, dosiahnutých po hrubovacom a dokončovacom hrote nástroja

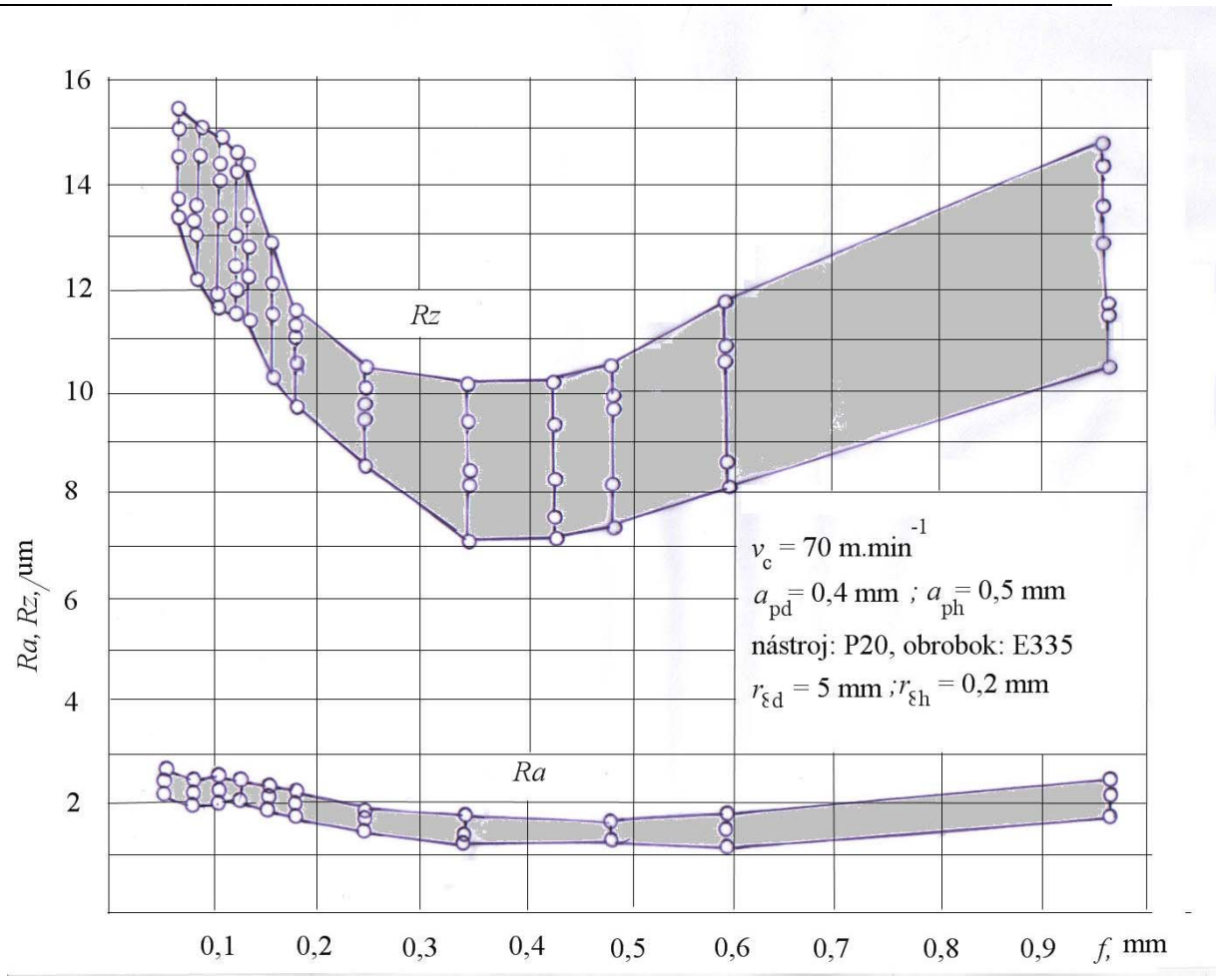
Na obr. 7.124 je profesionálna čelná fréza s dvoma hrubovacími a dvoma dokončovacími zubami.

Pohľad na obrobenú plochu je na obr. 7.125. Dokončovacia hĺbka rezu je nastavená fixne na 0,4 mm. Fotografia vizuálne dokumentuje záznam z obr. 7.120. Po hrubovaní je obrobený povrch tvorený pravidelnýmidrážkami ktorých rozteč odpovedá použitému posuvu. Povrch po dokončovacej platničke je zvrásnený v dôsledku deformácie materiálu pod rezným klinom, vplyvom polomeru zaoblenia reznej hrany. Pri veľkom polomere hrotu nástroja nie je pozorovateľná veľkosť posuvu.

Na obr. 7.126 je výsledok experimentálnych skúšok frézovania. Ako vidno z diagramu, najmenšia mikronerovnosť obrobeného povrchu je v rozsahu posuvov 0,2 – 0,5 mm. So stúpajúcim posuvom rastie. Naopak, pri $f \langle 0{,}2$ mm začína prudko stúpať. Je to zrejme spôsobené minimálnou hrúbkou odrezávanej vrstvy, ktorá je porovnateľná s polomerom zaoblenia reznej hrany. Rozptyl hodnôt *Rz* a *Ra* je v celom použitom rozsahu posuvov pomerne rovnomerný. Diagram potvrdzuje skutočnosť, že nástroj je vhodný pre väčšie posuvy (nad 0,2 mm). V rozsahu $f \in \langle 0{,}2;0{,}6 \rangle$ mm sa dá dosiahnuť $Ra \langle 2$ μm.

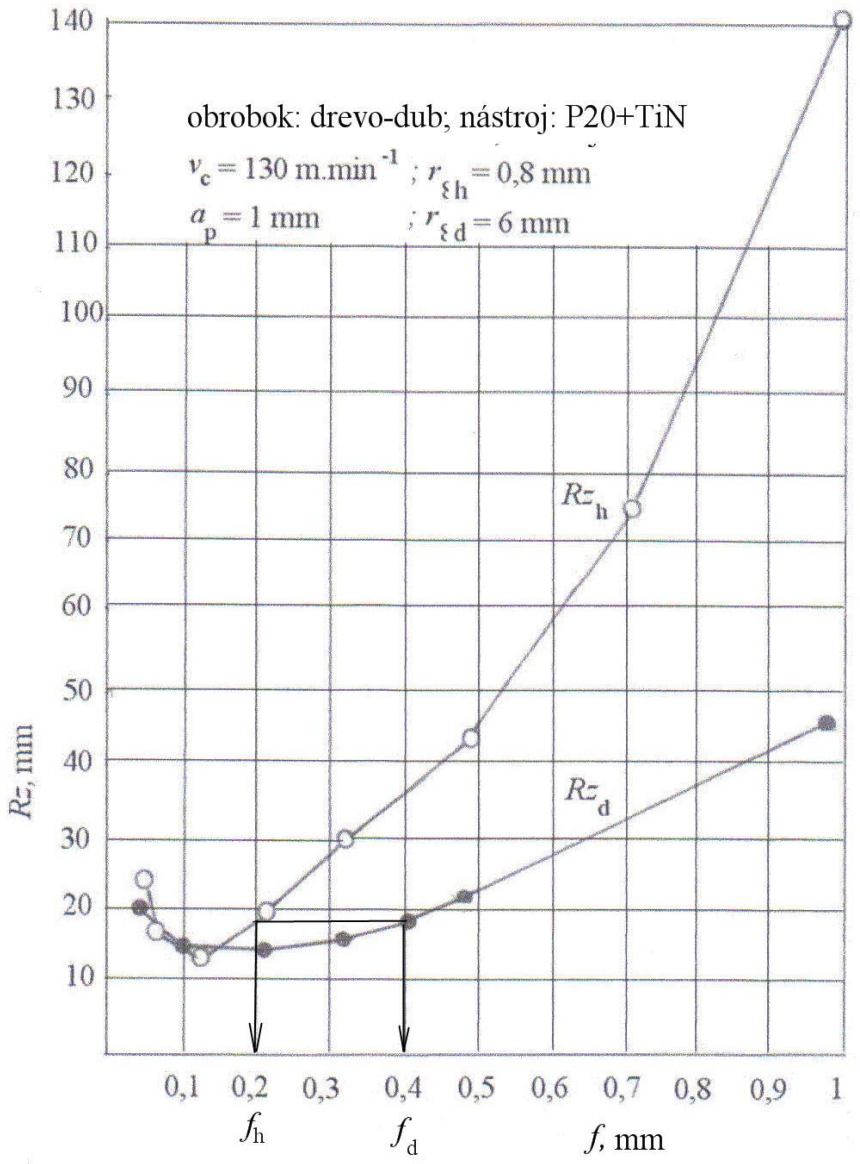
Obr. 7.124 Štvorzubová fréza na súčasné hrubovanie a dokončovanie

Obr. 7.125 Pohľad na frézovaný povrch s úsekom hrubovania a dokončovania



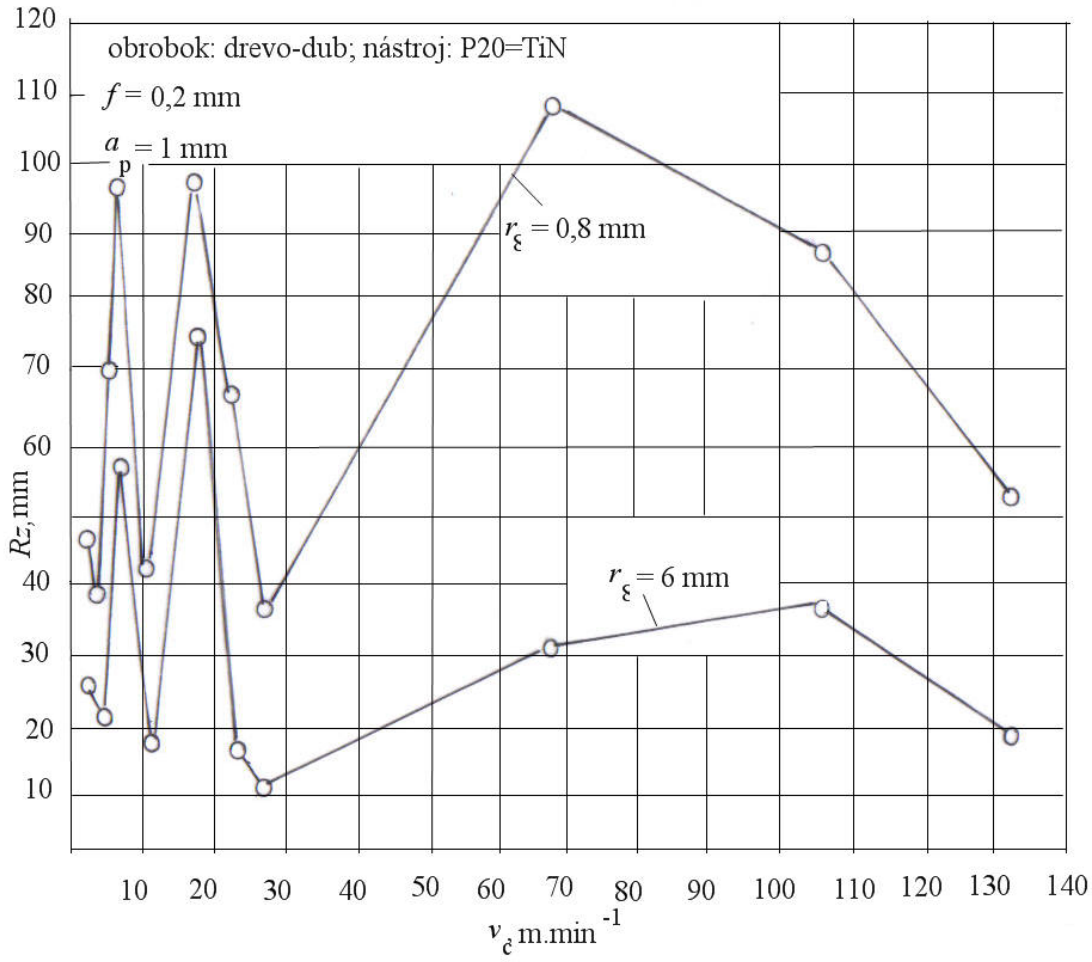
Obr. 7.126 Experimentálna závislosť charakteristík kvality obrobeného povrchu na posuve pri vyšej reznej rýchlosti s rozptylom nameraných hodnôt

Na obr. 7.127 je experimentálny závislosť *Rz* na *f* pri frézovaní dreveného obrobku. Vidno, že na dosiahnutie rovnakej kvality obrobeného povrchu možno u kombinovaného nástroja zväčšiť posuv dvojnásobne (napr. z 0,2 na 0,4 mm).



Obr. 7.127 Experimentálna zývislosť Rz na f pri frézovaní dubového dreva

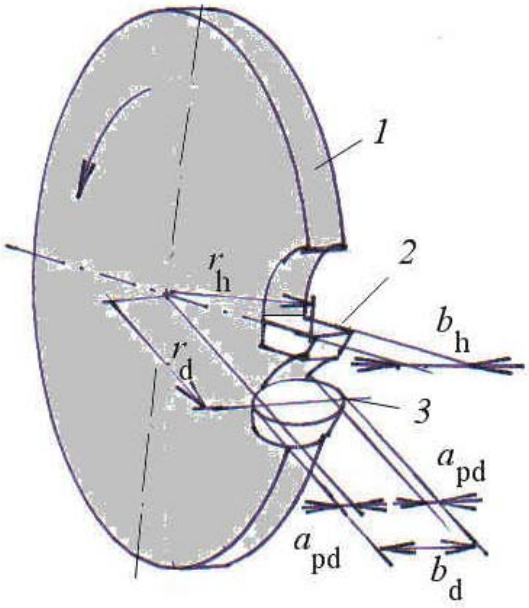
Na obr. 7.128 je podobná závislosť $Rz = f(v_c)$.



Obr. 7.128 Experimentálna závislosť najväčšej výšky nerovností profilu na reznej rýchlosti pri frézovaní dreveného obrobku kombinovaným nástrojom

Pri malých rezných rýchlostiach je zaznamenaný značný rozptyl hodnôt *Rz*. Maximum sa objavuje pri $v_c \approx 80$ m.min^{-1}. Pri ďalšom nýraste reznej rýchlosti *Rz* rýchle klesá. Pri obrábaní dreva sa aplikujú rezné rýchlosti nad uvedené hodnoty.

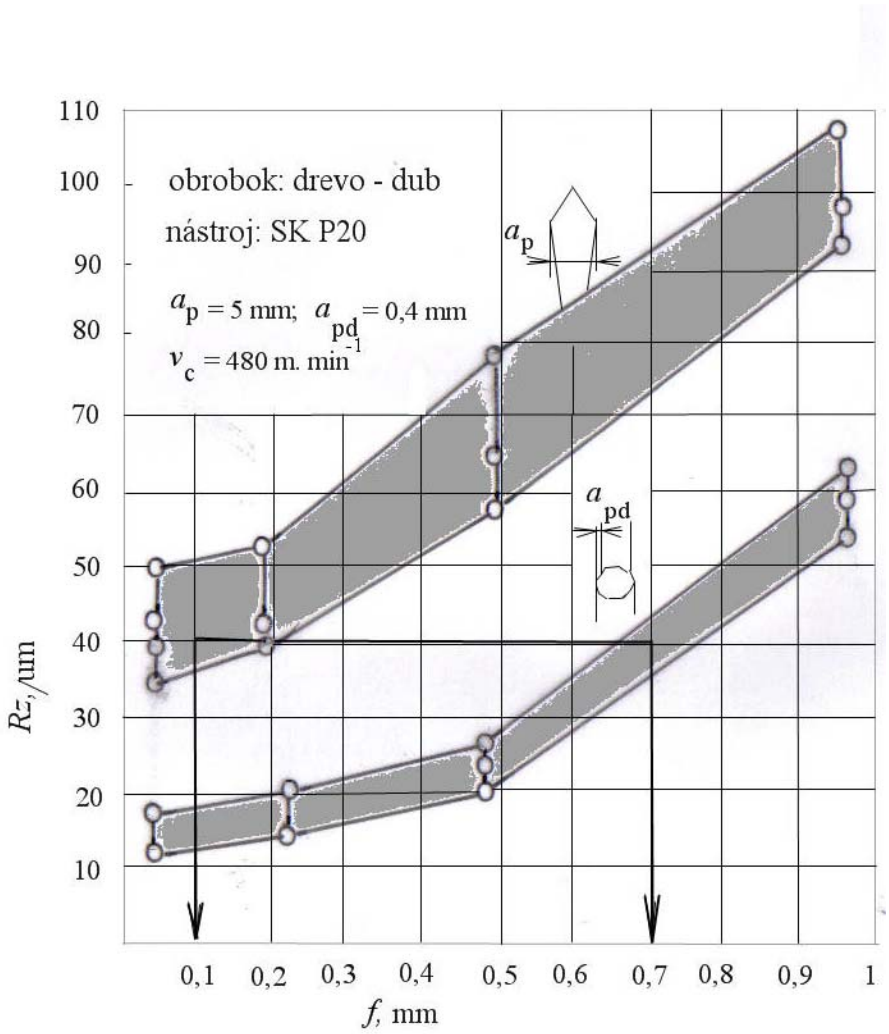
Podobný výsledok bol dosiahnutý pri aplikácii drážkovacej (deliacej) frézy, resp. kotúčovej píly. Schéma usporiadania platničiek a úberu je na obr. 7.129. Hrubovacia platnička *2* je radiálne predsunutá pred dokončovaciu (kruhovú) *3*. Dokončovacia hĺbka rezu a_{pd} je o málo menšia, ako najvyššia výška nerovností po hrubovaní *Rz*.



Obr.7.129 Schéma konštrukcie kombinovanej deliacej frézy (pílového kotúča). 1 - teleso nástroja, 2 - hrubovacia rezná platnička, 3 - dokončovacia rezná platnička, r_h - polomer umiestnenia hrubovacej platničky, r_d - polomer umiestnenia dokončovacej platničky, b_h - šírka drážky (rozmer drážky po hrubovaní), a_{pd} – dokončovacia hĺbka rezu, *b_d - rozmer dokončovacej platničky (šírka drážky po dokončovaní)*

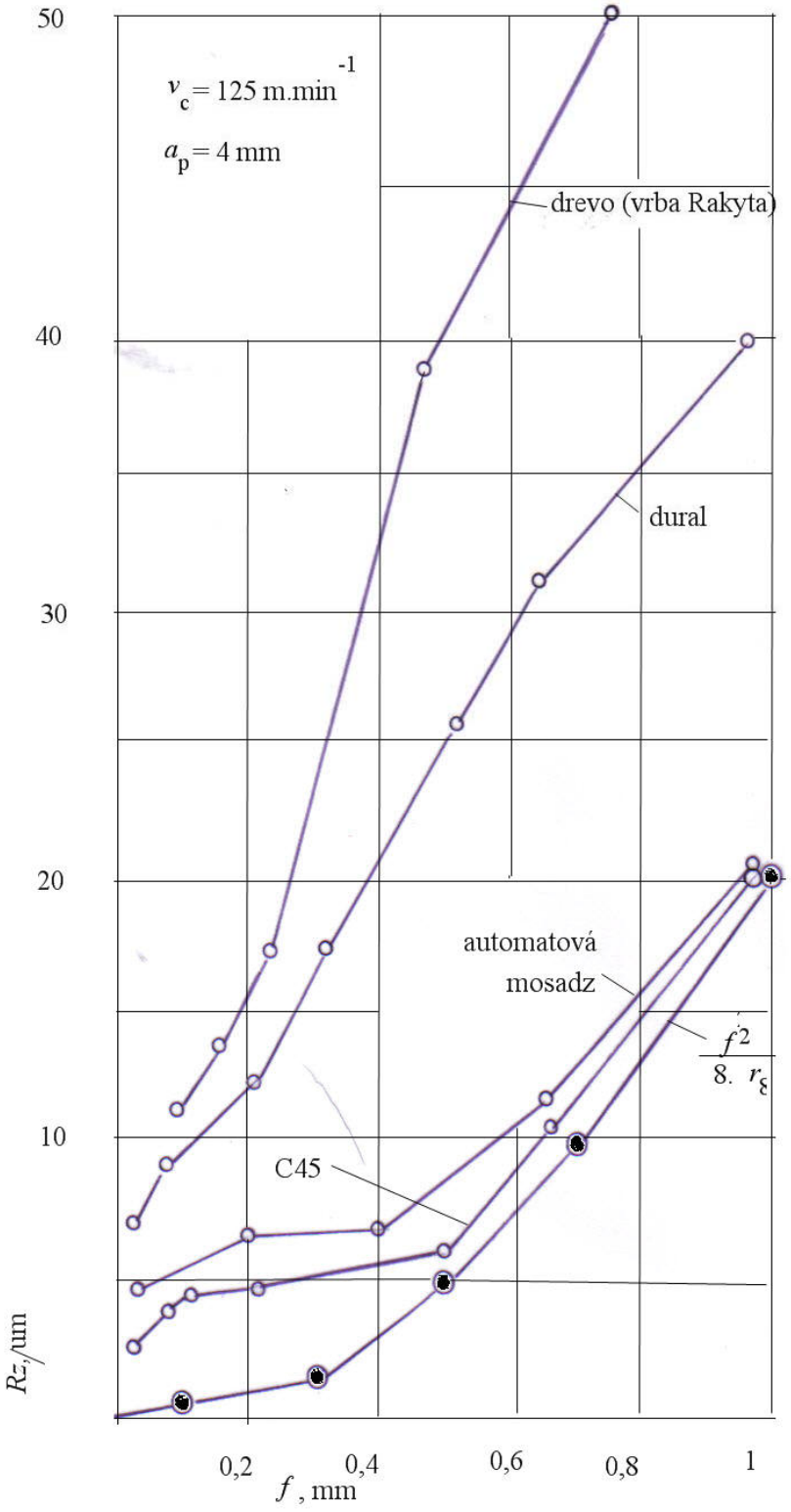
Na obr. 7.130 je experimentálna závislosť *Rz* na posuve po hrubovaní a dokončovaní dreveného obrobku. V danom prípade je hrubovacia platnička klinového tvaru s nástrojovými uhlami nastavenia hlavných rezných hrán: $k_r = 45^0$ v súlade s tab. 3.1.

Obr. 7.130 Experimentálna závislosť Rz = f(f) pri delení dreveného obrobku kombinovaným nástrojom.



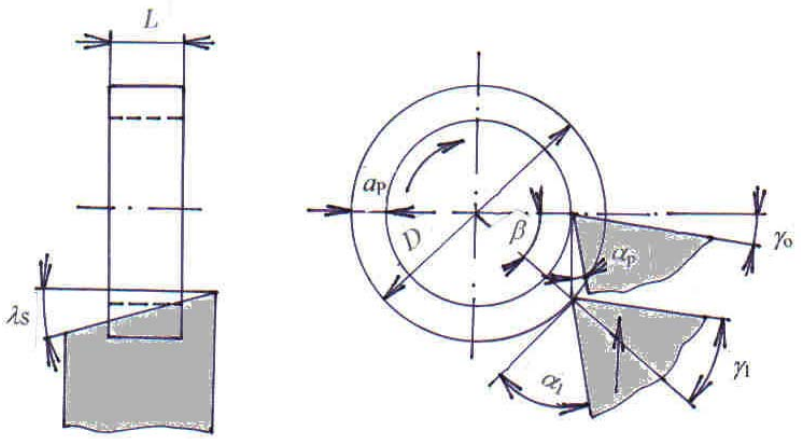
Z diagramu vyplýva, že napr. na dosiahnutie *Rz* = 40 mm je pri klasickom nástroji potrebný posuv 0,1 mm. Pri použití kombinovaného nástroja možno podobný výsledok dosiahnuť pri posuve až 0,7 mm.

Na obr. 7.131 je experimentálna závislosť najväčšej výšky nerovností profilu *Rz* na posuve pri frézovaní drážky týmto nástrojom v rozličných materiáloch.



Obr. 7.131 Experimentálna závislosť Rz = f(f)pri delení rozličných materiálov rovnakým kombinovaným nástrojoma porovnanie s teoretickým priebehom

Alternatívou obrábania nástrojom s lineárnou reznou hranou je tangenciálne sústruženie. Základný princíp je na obr. 7.132. Nástroj sa pohybuje v danom prípade zdola nahor, pričom sa hrúbka odrezávanej triesky postupne zväčšuje. V konečnej polohe odpovedá stavu ako pri klasickom sústružení keď je nástroj v osi obrobku.



Obr. 7.132 Princíp tangenciálneho sústruženia s priamočiarym posuvom nástroja

Ak by relatívna dráha noža oproti obrobku bola Archimedová špirála, a hrúbka triesky by bola konštantná, musel by byť posuv premenlivý. Pretože sa to nedá zabezpečiť, je hrúbka triesky počas obrábania premenlivá. Nástroj má mať spravidla sklonenú reznú hranu pod uhlom λ_s, aby bola obmedzená šírka triesky. Obrobená plocha je potom jednoosovým hyperboloidom, ktorého rovnicu možno na základe schém na obr. 7.133-134 napísať:

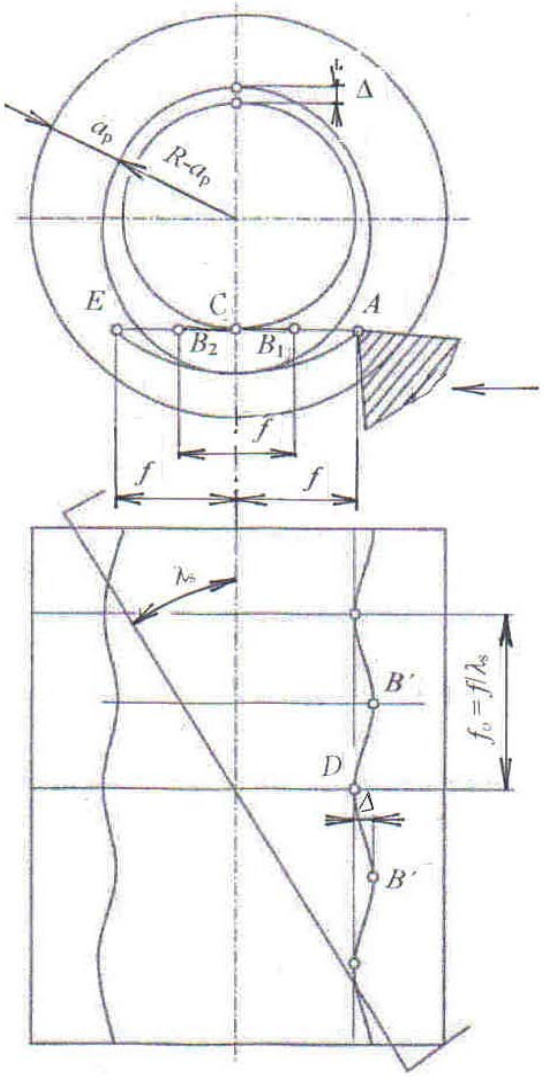
$$\frac{z^2}{\left(\frac{D}{2}-a_p\right)^2}-\frac{x^2}{\left(\frac{\frac{d}{2}}{tg\lambda_s}-a_p\right)^2}=1 \qquad (7.51)$$

Maximálna hrúbka triesky:

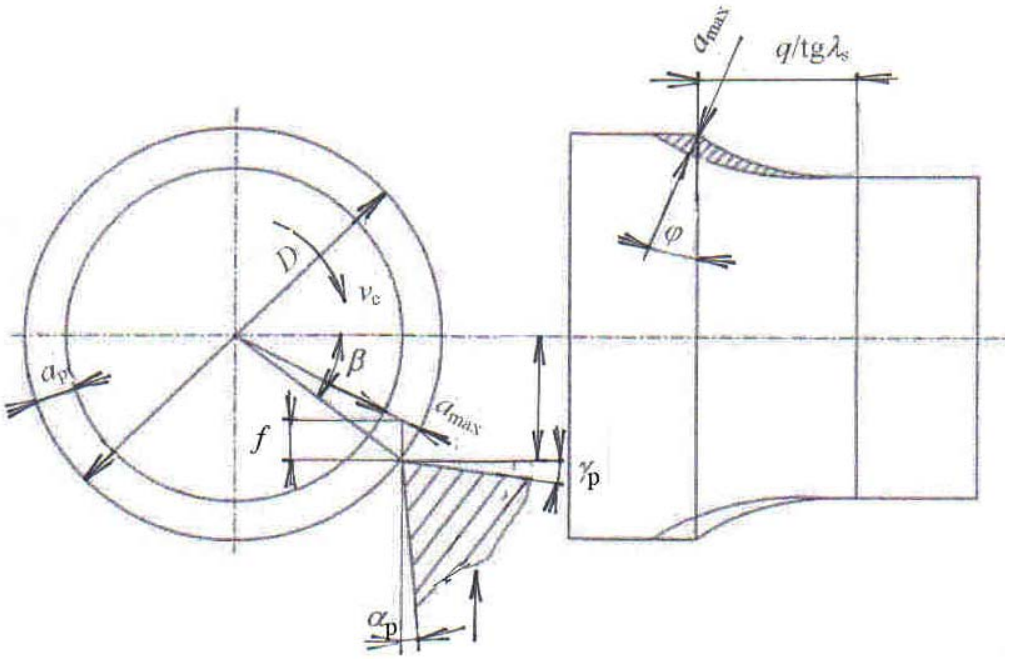
$$a_{max}=f.\sin\beta.\cos\varphi, \qquad (7.52)$$

kde φ je uhol sklonu dotyčnice k hyperbole v bode definovanou súradnicami:

$$z_1=\frac{D}{2};x_1=\frac{d.\sin\beta}{2.tg\lambda_s}$$



Obr. 7.133 Vznik nerovností obrobenej plochy pri tangenciálnom pohybe noža



Obr. 7.134 Určenie maximálneho prierezu triesky pri tangenciálnom sústružení

Z rovnice dotyčnice v tomto bode možno získať závislosť:

$$\mathrm{tg}\varphi = \frac{q.tg\lambda_s}{\frac{D}{2}} = \mathrm{tg}\lambda_s.\sin\beta\,, \tag{7.53}$$

pričom uhol β je v tomto vzťahu definovaný:

$$\sin\beta = \frac{2}{D}.\sqrt{a_p.(D-a_p)}\,. \tag{7.54}$$

Ak dosadíme túto hodnotu, dostaneme:

$$a_{max} = \frac{2.f.\sqrt{a_p.(D-a_p)}}{z.\sqrt{D^2 + tg^2\lambda_s.4.(D-a_p)a_p}} \tag{7.55}$$

Plocha odrezávanej vrstvy sa dá stanoviť zo vzťahu:

$$S = \frac{a_p.f}{\mathrm{tg}\lambda_s}\,. \tag{7.56}$$

Potom stredná hrúbka triesky bude:

$$a_{str} = \frac{a_p.f}{\mathrm{tg}\lambda_s.m}\,. \tag{7.57}$$

Parameter *m* predstavuje dĺžku rezu hyperboloidu, približne sa však dá nahradiť priamkou:

$$m = \sqrt{\left(\frac{q}{\mathrm{tg}\lambda_\mathrm{s}}\right)^2 + a_\mathrm{p}^2} = \frac{1}{\mathrm{tg}\lambda_\mathrm{s}}.\sqrt{a_\mathrm{p}\left(D - a_\mathrm{p} + a_\mathrm{p}.\mathrm{tg}^2\lambda_\mathrm{s}\right)}. \tag{7.58}$$

Po dosadení do vzťahu pre $a_{\max}$ dostávame:

$$a_\mathrm{str} = \frac{a_\mathrm{p}.f}{a_\mathrm{p}\sqrt{D - a_\mathrm{p} + a_\mathrm{p}.\mathrm{tg}^2\lambda_\mathrm{s}}}. \tag{7.59}$$

Podobne ako hrúbka, mení sa v priebehu obrábania aj šírka rezu. Stredná dráha bodu reznej hrany sa dá stanoviť zo vzťahu:

$$l_o = \frac{\pi\left(D - a_p\right).q}{f} = \frac{\pi\left(D - a_p\right).a_p\sqrt{D - a_p}}{a_{str}.z\sqrt{D - a_p + \mathrm{tg}^2\lambda_s.a_p}}. \tag{7.60}$$

Pre strojový čas platí:

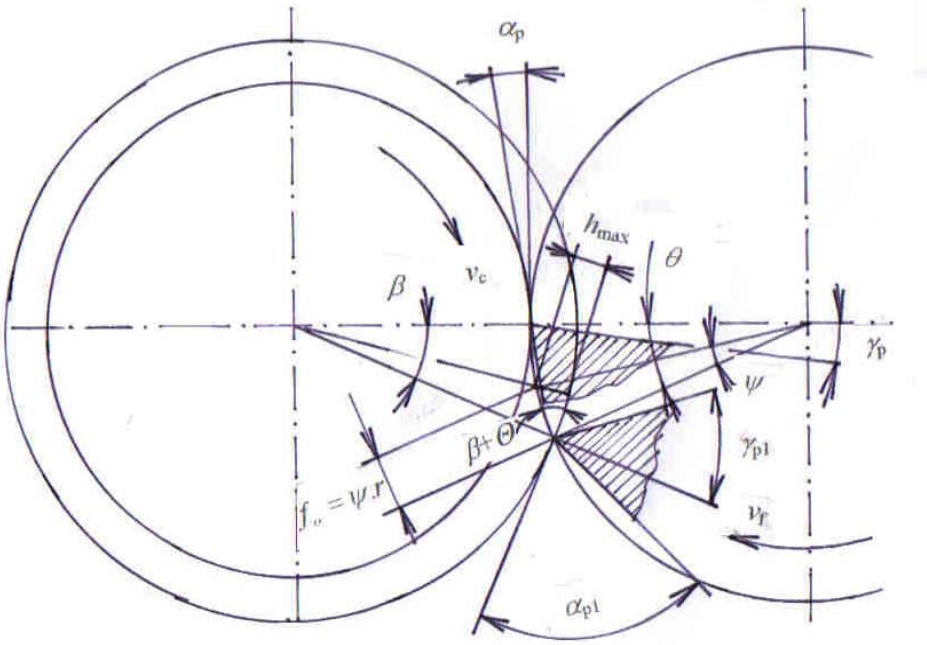
$$\tau_\mathrm{s} = \frac{q + L.tg\lambda_\mathrm{s}}{f.n} = \frac{\pi.D\sqrt{a_\mathrm{p}}.\sqrt{a_\mathrm{p}\left(D - a_\mathrm{p}\right)} + L.tg\lambda_\mathrm{s}}{1000.v_\mathrm{c}.a_\mathrm{str}\sqrt{D - a_\mathrm{p} + a_\mathrm{p}.\mathrm{tg}^2\lambda_\mathrm{s}}}, \tag{7.61}$$

alebo po zjednodušení:

$$\tau_s = \frac{\pi.D\sqrt{D.a_p}}{1000.v_c.a_p}.\left(\sqrt{a_p.D} + L.tg\lambda_s\right). \tag{7.62}$$

7.2.3 Sústruženie s kruhovým posuvom

Alternatívou tangenciálneho sústruženia s lineárnym posuvom je kruhový posuv nástroja, proti, alebo vo smere otáčania obrobku. Na obr. 7.135 je prípad protismerného sústruženia nástrojom, umiestneným na obvode kružnice, ktorej os je mimo obrobku (sústruženie s vonkajším dotykom). Princíp funguje aj pri opačnom posuve, keď smer v_c a v_f je totožný.



Obr. 7.135 Schéma obrábania vonkajšej valcovej plochy nástrojom, pohybujúcim sa po kružnici s vonkajším dotykom nástroja a obrobku

Podobne, ako pri lineárnom tangenciálnom sústružení sa bude hrúbka odrezávanej vrstvy meniť z h_{max} do h_{min}= 0.

Pre obrábanie s vonkajším dotykom nástroja bude platiť:

$$h_{max} = f_o.\sin(\beta+\theta) = \frac{2.\pi.r.n_n}{n}.\sin(\beta+\theta), \tag{7.63}$$

kde n_n je frekvencia otáčania nástroja, min^{-1},
n_o – frekvencia otáčania obrobku, min^{-1}.

Stredná hrúbka odrezávanej vrstvy:

$$h_{str} = \frac{a_o.f_o}{\theta.r} = \frac{2.\pi.n_n.a_o}{h_{str}}, \tag{7.64}$$

kde a_o je hĺbka rezu, mm.

Dráha bodov reznej hrany sa dá určiť zo vzťahu:

$$l_o = l_{str} = \frac{\pi.(D-a_o).a_o}{h_{str}} \tag{7.65}$$

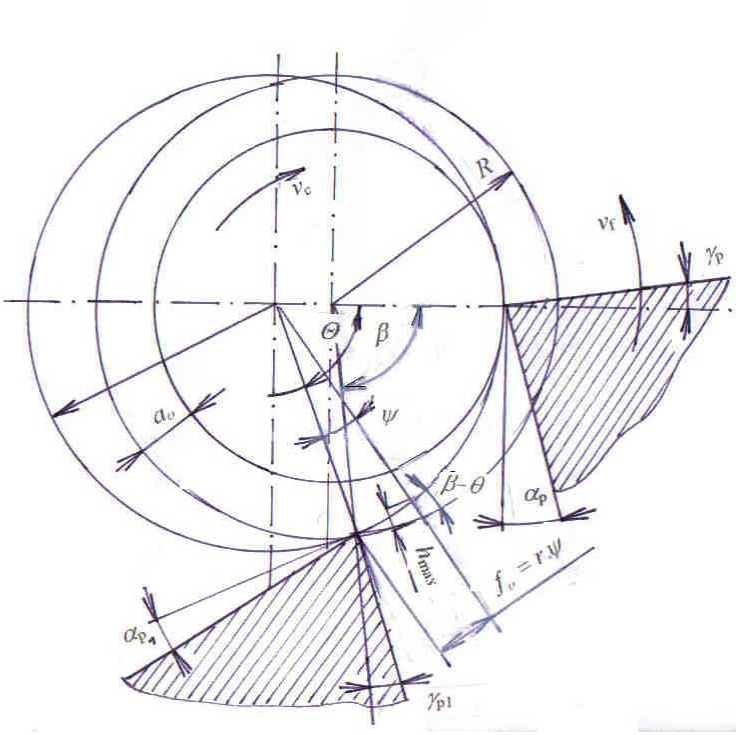
Ak sú jednotlivé zuby nástroja sklonené pod uhlom λ_s, bude pre maximálnu šírku odrezávanej vrstvy platiť:

$$b_{\max} = \frac{r.\theta}{\sin \lambda_s}. \tag{7.66}$$

Strojový čas sa stanoví zo vzťahu:

$$\tau_s = \frac{r.\theta + b.tg\lambda_s + (90 - \theta)r}{f_o.n_o}. \tag{7.67}$$

Pri obrábaní s vnútorným dotykom nástroja podľa obr. 7.136 bude platiť:



Obr. 7.136 Schéma obrábania vonkajšej valcovej plochy nástrojom, pohybujúcim sa po kružnici s vnútorným dotykom nástroja a obrobku

$$h_{\max} = f_o.\sin(\beta - \theta) = \frac{2.\pi.r.n_n}{n_o}.\sin(\beta - \theta). \tag{7.68}$$

Odchýlka kruhovitosti sa stanoví z úvahy, že každý bod reznej hrany sa dotkne v určitom momente konečného priemeru obrobku. V dôsledku nepretržitého pohybu obrobku sa na obrobenom povrchu vytvára ovál, ktorý pozostáva z dvoch rovnakých vetiev, ktoré sa pretínajú v bode, ktorý je na úrovni osi obrobku. Platí.

$$\Delta = \sqrt{(R - a_o)^2 + \frac{f_o^2}{4}}.(R - a_o). \tag{7.69}$$

Ak je rezná hrana sklonená pod uhlom λ_s, každý bod reznej hrany dosiahne vzdialenosť R-a_o v rozličných časových intervaloch. Z obr. 7.141 vplýva súvislosť tangenciálneho sústruženia s axiálnym obrábaním nožom s lineárnou reznou hranou, pričom veľkosť axiálneho posuvu bude daná vzťahom:

$$f = \frac{f_o}{\mathrm{tg}\lambda_s}. \tag{7.70}$$

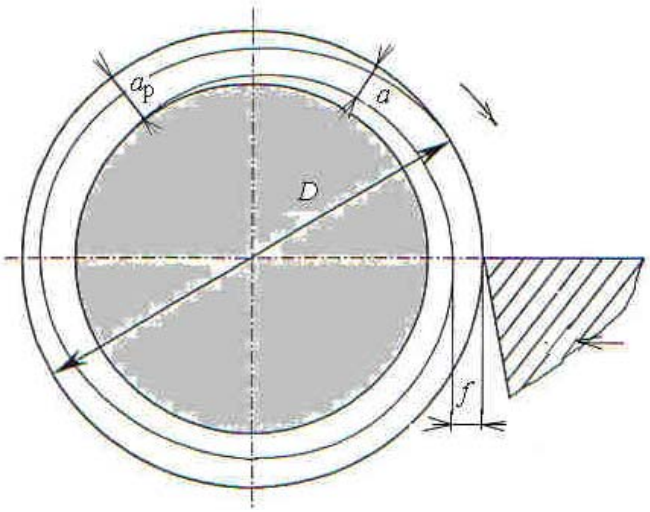
Je zrejmé, že body reznej hrany, posunuté o f budú vytvárať rovnaký profil obrobenej plochy. Medzi týmito bodmi bude mať profil obrobku vlnitý charakter, so stúpaním vlny rovným f a výškou vlny:

$$\Delta = \sqrt{(r-a_o)^2 + \frac{f_o^2}{4}} - (R-a_o) = \sqrt{(r-a_o)^2 + h_{str}.\frac{R}{2.a_o}} - (R-a_o). \tag{7.71}$$

Tento profil sa dosiahne aj pri sústružení s kruhovým posuvom, pričom Δ bude o niečo väčšia pri vonkajšom dotyku, ako vnútornom.

7.2.4 Sústruženie širokým nožom s radiálnym posuvom

Schéma obrábania touto klasickou metódou je na obr. 7.137. Trajektóriou pohybu nástroja je Archimedová špirála.



Obr. 7.137 Schéma obrábania širokým nožom s radiálnym posuvom

Hrúbka odrezávanej vrstvy je konštantná a rovná:

$$a = \frac{S}{m} = \frac{f.L}{L} = f. \tag{7.72}$$

Šírka rezu:

$$b = L\,.$$

Stredná dráha každého bodu reznej hrany:

$$l_{\mathrm{n}} = l = \pi(D-t).\frac{a_{\mathrm{p}}}{f} = \pi(D-a_{\mathrm{p}}).\frac{a_{\mathrm{p}}}{a}\,. \tag{7.73}$$

Strojový čas sa dá určiť:

$$\tau = \frac{a_{\mathrm{p}}}{f.n} = \frac{a_{\mathrm{p}}.\pi.D}{a.1000.v_{\mathrm{c}}}\,. \tag{7.74}$$

Pri porovnaní strojových časov, potrebných na obrobenie určitej plochy jednotlivými metódami sústruženia uvažujeme s rovnakými parametrami v_{c} a h_{str}. Potom možno jednotlivé metódy rozdeliť do nasledovných skupín:

- Pozdĺžne sústruženie pevným a rotujúcim nožom
- Radiálne sústruženie širokým nožom
- Tangenciálne sústruženie

Ak by sme za rovnakých technologických podmienok sústružili pevným a rotujúcim miskovým nožom, strojový čas by sa charakterizoval vzťahom:

$$\tau_{\mathrm{sr}} = \tau_{\mathrm{sp}}.\frac{1}{\sin\lambda_{\mathrm{s}}\left(1+\frac{r}{a_{\mathrm{o}}}.0{,}75\right)}\,. \tag{7.75}$$

Zo vzťahu vyplýva, že strojový čas rotujúceho noža sa skracuje so zväčšovaním r a zmenšovaním a_{o}.

Metódy sústruženia širokým nožom s radiálnym posuvom a tangenciálne sústruženie Zabezpečujú veľkú šírku rezu a kratší strojový čas v porovnaní so sústružením klasickým nožom. Vyžadujú si však tuhú sústavu stroj – nástroj - obrobok.

Metóda tangenciálneho sústruženia s vnútorným dotykom vyžaduje dlhší strojový čas ako pri lineárnom pohybe nástroja.

Metóda sústruženia s vonkajším dotykom zabezpečuje v porovnaní s tangenciálnym sústružením s priamočiarym posuvom kratší strojový čas a súčasne pri nej vznikajú vyššie rezné sily.

Ak zrekapitulujeme poznatky o strojovom čase pre jednotlivé metódy, môžeme napísať:

a) Sústruženie klasickým uberacím nožom:

$$\tau_{\mathrm{s}} = \frac{L.\pi.D.a_{\mathrm{o}}}{b_{\mathrm{o}}.h.1000.v_{\mathrm{c}}.\cos\lambda_{\mathrm{s}}} \tag{7.76}$$

b) Sústruženie miskovým rotujúcim nožom:

$$\tau_s = \frac{L.\pi.D.a_o}{b_o.h_{str}.1000.v_c} \tag{7.77}$$

c) Sústruženie širokým nožom s radiálnym posuvom:

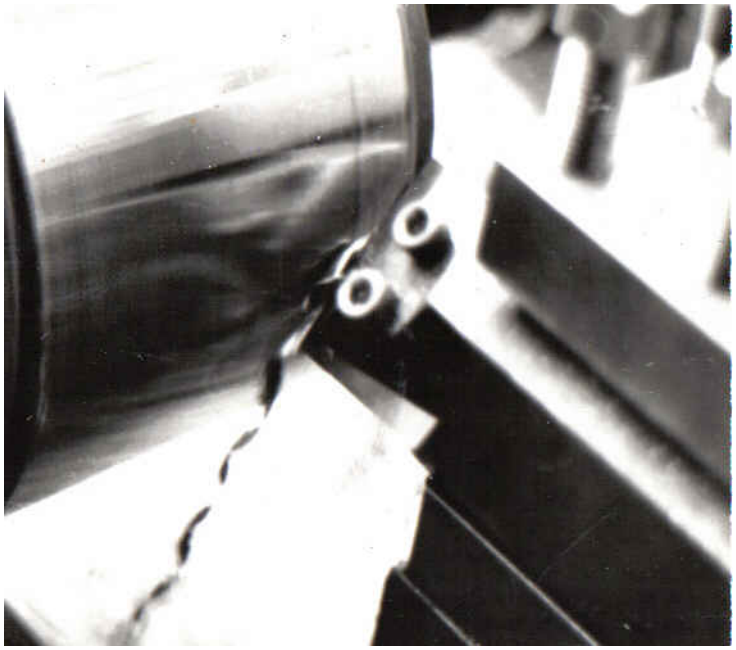
$$\tau_s = \frac{L.\pi.D.a_o}{b_o.h.1000.v_c} \tag{7.78}$$

d) Tangenciálne sústruženie s priamočiarym posuvom:

$$\tau_s = \frac{L.\pi.D.a_o}{b_{str}.h_{str}.1000.v_c.\cos\lambda_s}. \tag{7.79}$$

7.2.5 Niektoré aplikácie

Zabezpečenie podmienok voľného rezu dáva významné výsledky aj pri obrábaní kalených ocelí. Uvedieme príklad praktického overenia metódy sústruženia nástrojom s lineárnou reznou hranou pri obrábaní zakaleného krúžku valčekového ložiska N 224 (obr. 7.138).



Obr. 7.138 Pohľad na obrábanie kaleného krúžku valčekového ložiska N 224

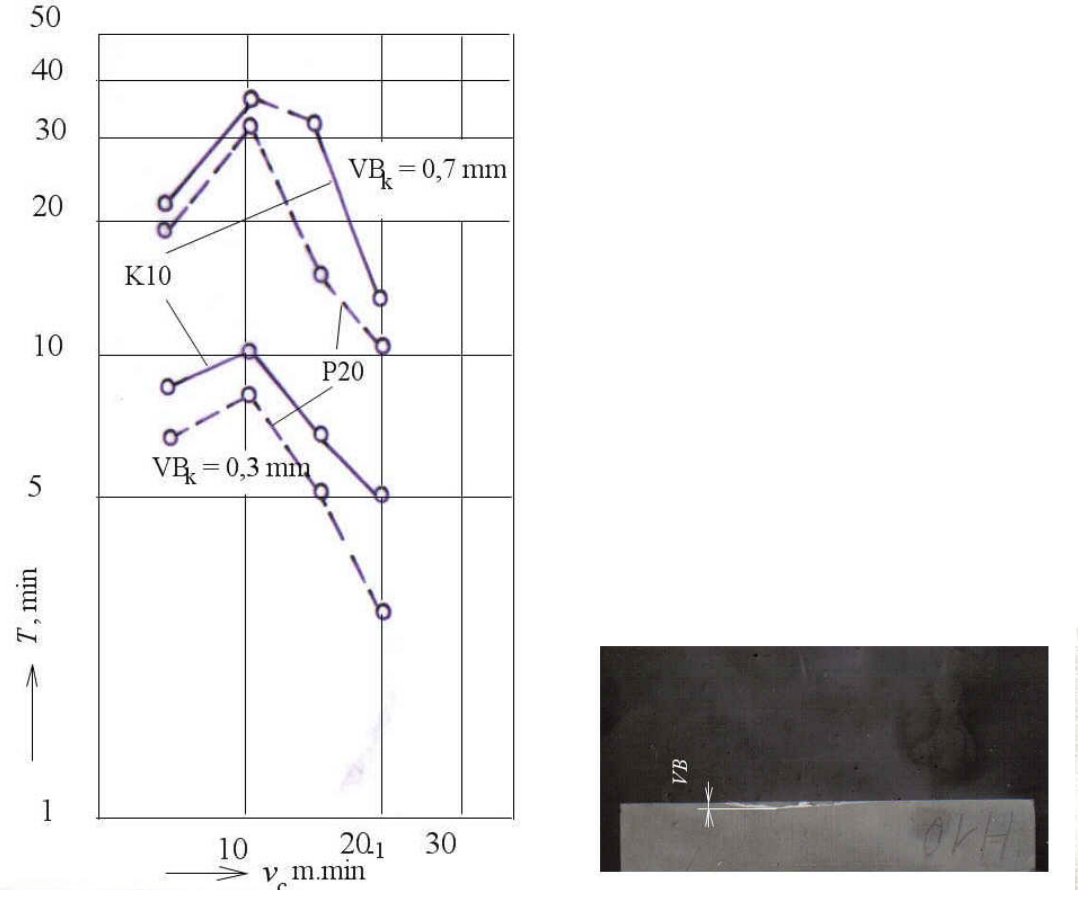
Krúžok bol obrábaný za podmienok:

- rezný materiál – P20 a K10,
- obrábaný materiál – oceľ 14 209.4(100CrMn6), Φ 220 mm, tvrdosť 64 HRC,
- rezná rýchlosť – 10,4; 14,4; 16,8 a 19,5 m.min^{-1},
- kritérium otupenia – VB_k = 0,7 a 0,3 mm,

- hĺbka rezu – a_p = 0,3 mm,
- posuv – f = 1,6 mm!

Pri obrábaní sa opotrebúva určitý úsek reznej hrany, ktorý je v styku s obrobkom. V závislosti od podmienok práce intenzita opotrebenia jednotlivých plôch nástroja je rôzna. Vzhľadom na podmienky trenia nástroj sa intenzívne opotrebuje len na chrbte. Po opotrebení je možné platničku presunúť do novej polohy pozdĺž reznej hrany.

Experimentálne získané T-v_c závislosti pre oba rezné materiály sú v diagrame na obr. 7.139.



Obr. 7.139 Závislosť trvanlivosti nástroja na reznej rýchlosti pri sústružení kalenej ložiskovej ocele(a) a tvar opotrebenia na chrbte platničky(b)

Rozbor priebehu T-v_c závislosti ukazuje, že väčšiu trvanlivosť má nástroj typu K10 ako P20 pri obidvoch kritériách otupenia. Trvanlivosť oboch rezných nástrojov klesá pri reznej rýchlosti menšej a väčšej ako 10 m.min^{-1}.

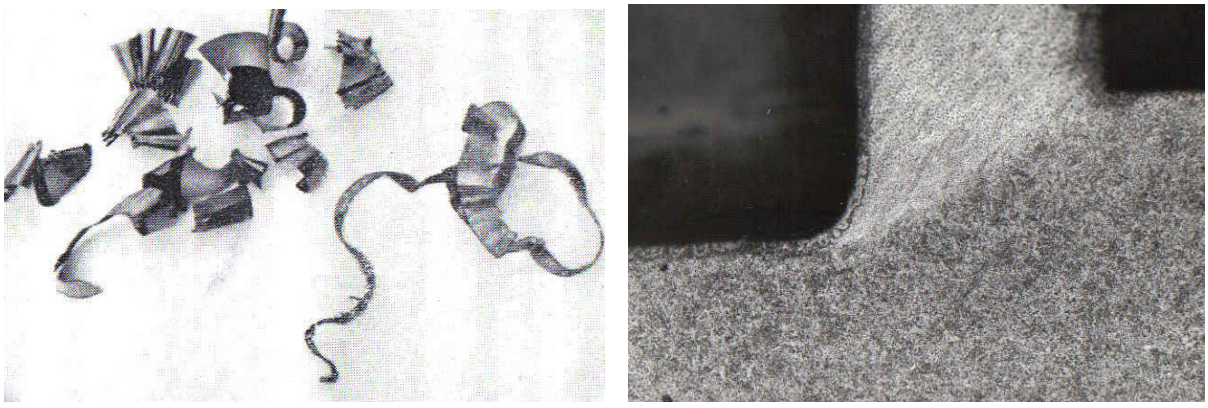
Kvalita obrobenej plochy bola v celom rozsahu v rozmedzí Ra = 1-1,5 μm. Hodnoty trvanlivosti sú zodpovedajúce, aby sa mohli hospodárne obrábať vonkajšie valcové plochy kalených obrobkov.

Porovnanie trvanlivosti týchto nástrojov s klasickými nožmi so zaobleným hrotom je problematické, pretože v oboch prípadoch nemožno použiť rovnaké rezné podmienky (pri obrábaní nožom s lineárnou reznou hranou sa prakticky používa obrátený pomer a_p: f. Možno

však porovnať výrobnosť obidvoch metód, definovanú množstvom odrezaného materiálu za časovú jednotku: $V_\tau = 1000.v_c.f.a_p$, mm.min^{-1}. Z hľadiska dosahovanej kvality obrobeného povrchu môže sústruženie touto metódou nahradiť hrubovacie brúsenie a v niektorých prípadoch sa dá použiť ako dokončovacia operácia obrábania. Dôležitým pozitívnym aspektom je skutočnosť, že obrábanie prebieha bez intenzívneho ohrevu povrchovej vrstvy. Vzhľadom na výrazne nižšiu teplotu rezania sa štruktúra v povrchovej vrstve nemodifikuje a možno predpokladať aj pozitívny priebeh zvyškových napätí (tlakové v povrchovej vrstve).

Zaujímavý je vonkajší tvar odchádzajúcej triesky. Vzhľadom na malú hrúbku a veľkú šírku odrezávanej vrstvy je trieska plochá a stáča sa do kužeľových útvarov. Trieska je krehká a nárazom na prekážku sa láme na krátke úseky, čo podmieňuje jej jednoduchý transport z miesta obrábania.

Na obr. 7.140 je vonkajší tvar a metalografický výbrus odchádzajúcej triesky.

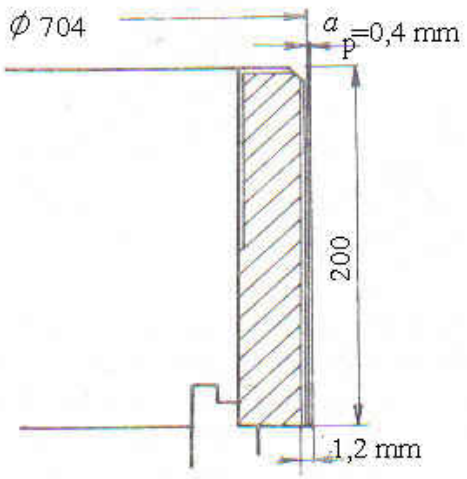


a *b*

Obr. 7.140 Tvar odchádzajúcej triesky (a) a metalografický výbrus zóny tvorenia triesky (b), pri v_c= 14,4 m.min^{-1}

Oblasť deformácie triesky sa javí bielym sfarbením, čo svedčí o zmene štruktúry. Tým sa zreteľne vymedzuje hranica plastickej deformácie. Stlačenie triesky je pomerne malé (k = 1,5) , uhol hranice plastických deformácií $\phi = 35°$.

Metódu je vhodné aplikovať najmä na obrábanie rozmerných, tuhých obrobkov. Ako príklad je aplikácia na sústruženie veľkorozmerného krúžku valčekového ložiska, ktorého vonkajší priemer je 704 mm a výška 200 mm (obr. 7.141).



Obr. 7.141Delenie prídavku pri sústružení kaleného krúžku veľkorozmerného ložiska

Pri sústružení na karuseli SKQ 12NC boli použité rezné podmienky:

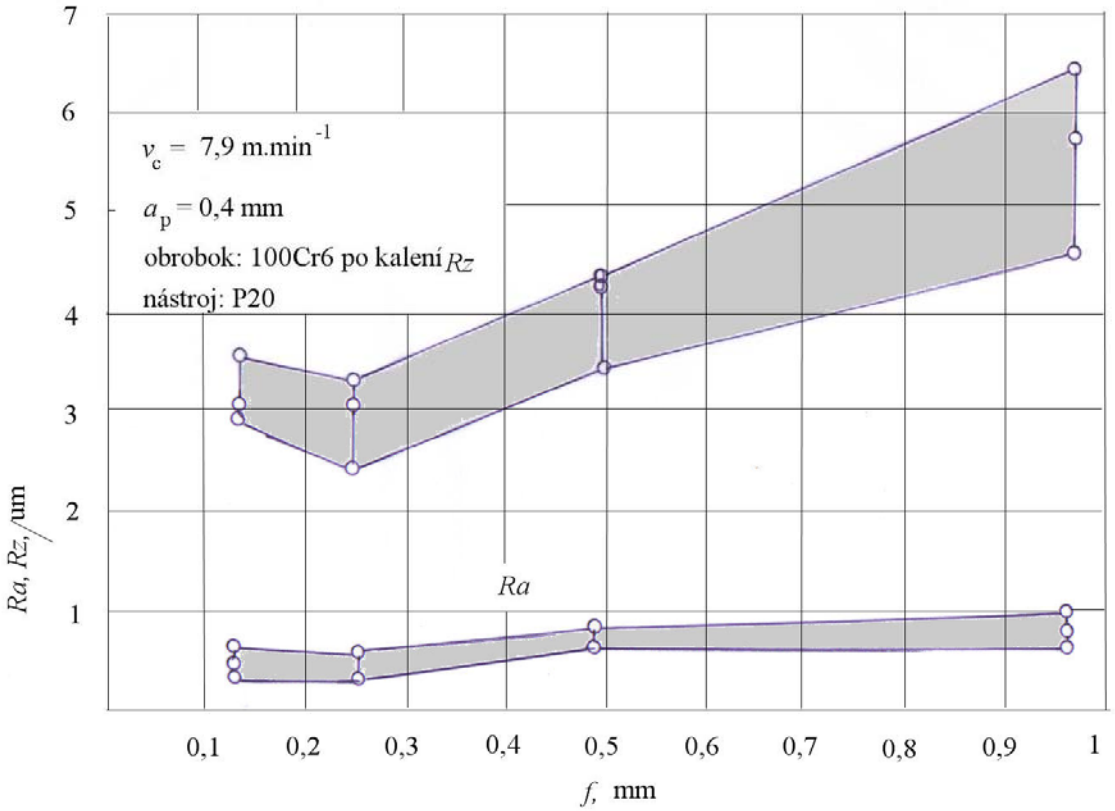
- posuv: f = 3 mm
- hĺbka rezu: a_p = 0,4 mm
- frekvencia otáčania vretena: n = 15 min^{-1} (v_c = 33 $m.min^{-1}$).

Celkový čas na obrobenie vonkajšej valcovej plochy je t_s = 17 min. pri hodnotení kvality obrábania boli zaznamenané tieto hodnoty:

- stredná aritmetická výška nerovností profilu: Ra = 0,8 μm
- odchýlka kruhovitosti : 0,085 mm
- odchýlka priamosti valcovej plochy: 0,08 mm/200 mm

Pretože odchýlka kruhovitosti odpovedala požadovanej pred operáciou brúsenia na hotovo, možno vynechať operáciu brúsenia na hrubo.

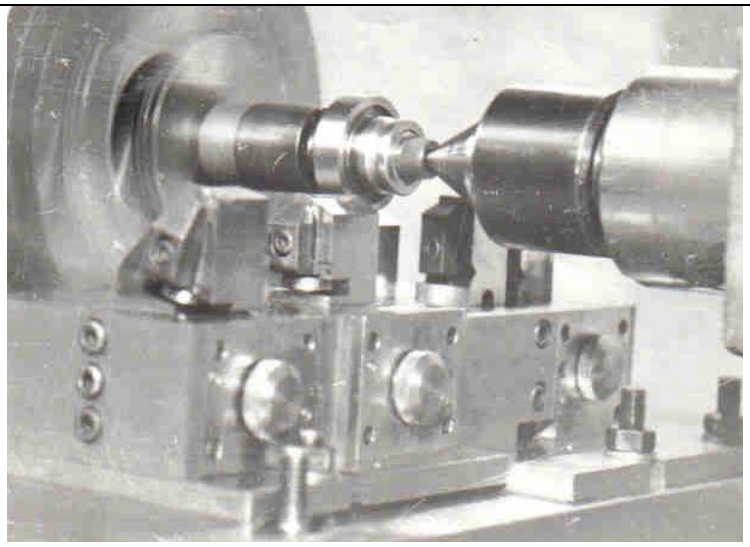
Podobný výsledok je na obr. 7.142.



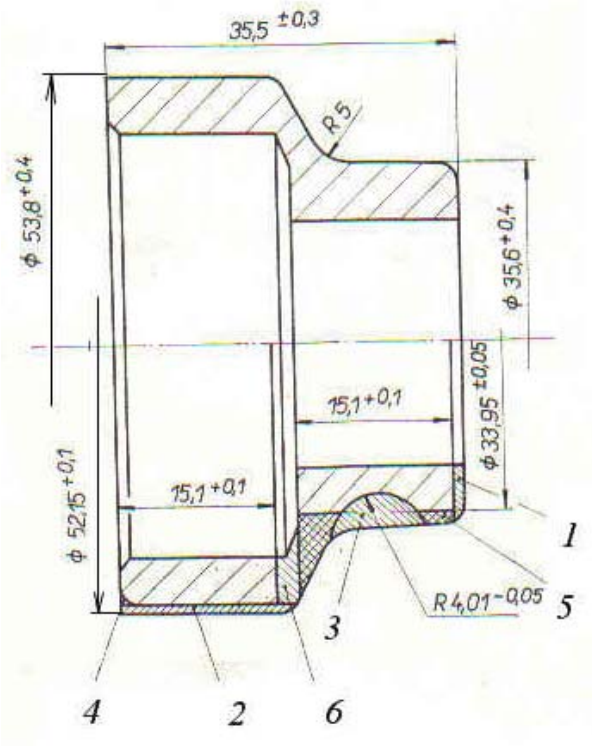
Obr. 7.142. Experimentálna závislosť charakteristík mikrogeometrie obrobeného povrchu na posuve. priemer obrobku: 180 mm, l_s = -45^0 (obrábanie pod osou)

Vidno, že aplikáciou nástroja možno v celom rozsahu posuvov dosiahnuť $Ra \langle 1$ mm, teda nahradiť brúsenie sústružením.

Na obr. 7.143 je príklad aplikácie sústruženia s lineárnym tangenciálnym posuvom. Ide o sústruženie siedmych čelných, vonkajších rotačných a tvarových plôch dvojvýkovku na krúžky valivého ložiska, podľa obr. 7.144.

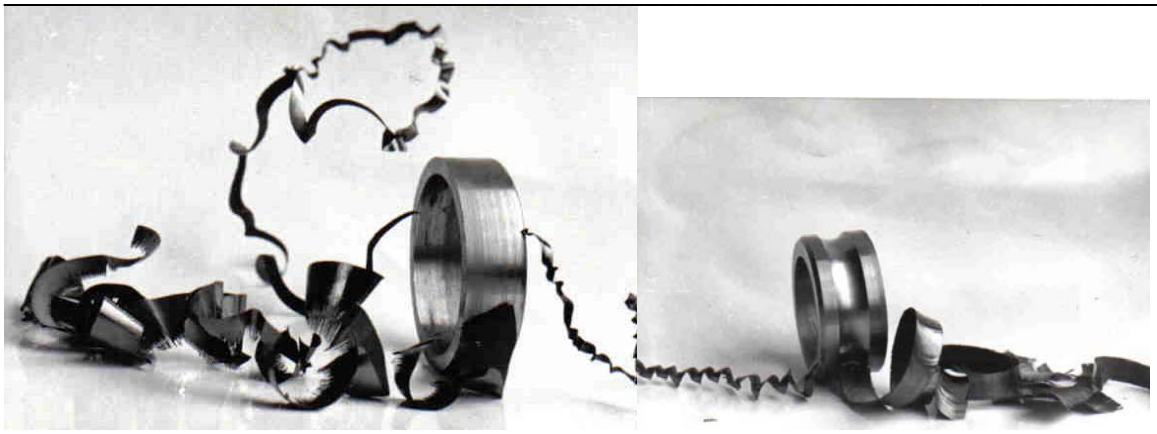


Obr. 7.143 Pohľad na sústruženie dvojvýkovku na krúžky guľkového ložiska združeným nástrojom



Obr. 7. 144 Výkres dvojvýkovku guľkového ložiska s vyznačením postupnosti úberu materiálu jednotlivými nástrojmi

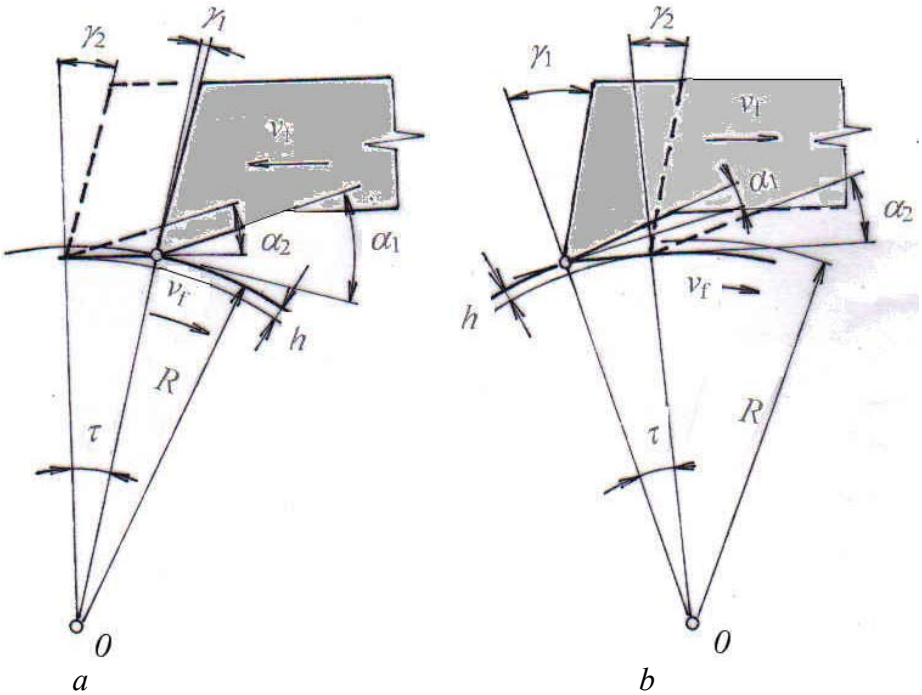
Na obr. 7.145 je pohľad na obrobené krúžky valivého ložiska s trieskou z jednotlivých plôch.



Obr. 7. 145 Osústružené krúžky a trieska, získaná z jednotlivých plôch

Zvláštnosťou tangenciálneho aj radiálneho sústruženia, kde nástroj má lineárnu, reznú hranu je skutočnosť, že v bode kontaktu reznej hrany s obrobenou plochou je hrúbka odrezávanej vrstvy rovná nule. V dôsledku toho vzniká malá nerovnosť obrobeného povrchu, ale aj trieska má odpovedajúci profil. Jej hrúbka je veľmi malá a prechádza postupne do nuly (ľavý obrázok triesky z vonkajšieho priemeru). Trieska je článkovitá, jej pevnosť je veľmi malá a prakticky sa láme dotykom o ľubovoľnú prekážku na obrábacom stroji. Podobná trieska vzniká pri tangenciálnom sústružení obežnej dráhy (pravý obrázok). Skrutkovité triesky na fotografii sú zo zrazenia hrán a tangenciálneho sústruženia čiel.

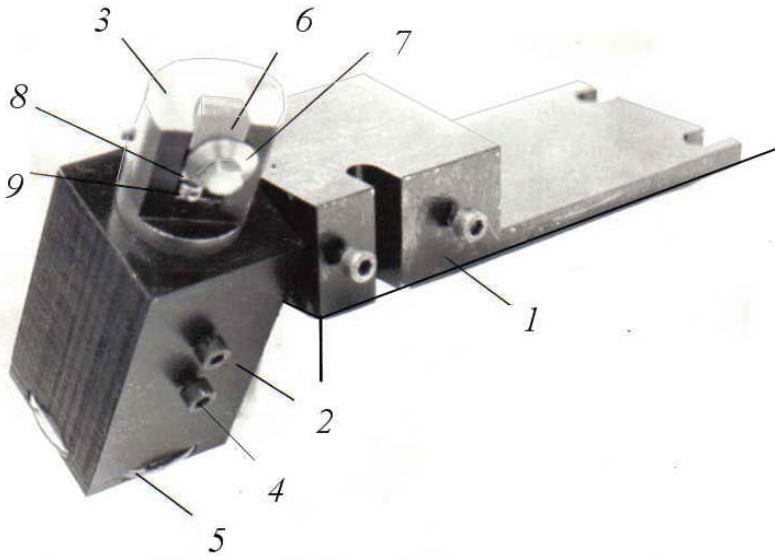
Treba uviesť že tento spôsob obrábania možno realizovať s posuvom vo smere, alebo proti smeru vektora reznej rýchlosti, ako súsmerné a protismerné sústruženie. Oba prípady sa odlišujú najmä zmenou pracovnej geometrie. Na obr. 7.146 sú naznačené oba prípady tangenciálneho sústruženia.



a *b*

Obr. 7. 146 Protismerný(a) a súsmerný (b) posuv pri tangenciálnom sústružení

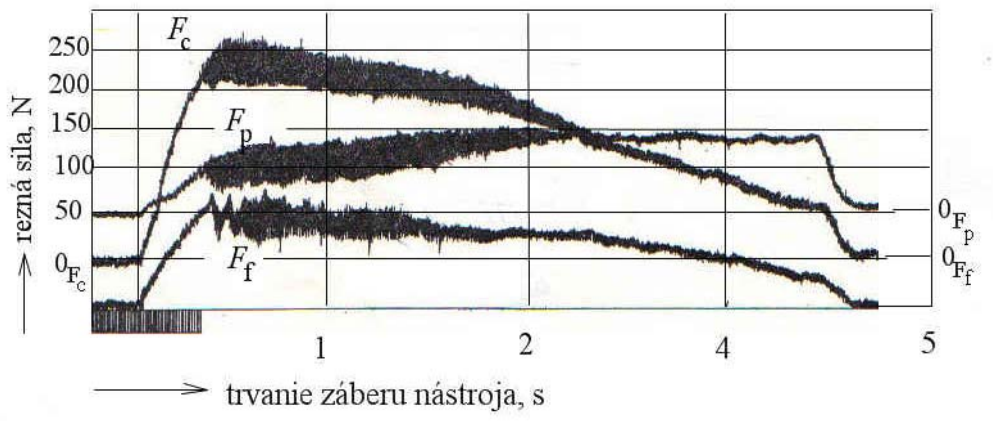
V prvom prípade dochádza pri pohybe nástroja do polohy osi obrobku k pracovnému zväčšovaniu uhla čela. Tento spôsob je vhodný na sústruženie materiálov vyššej pevnosti a tvrdosti. Opačný prípad (*b*) začína s veľkým pracovným uhlom čela (γ_1), preto je vhodný pri obrábaní farebných a ľahkých kovov. Pre experimentálne skúšky bol vyvinutý prípravok ktorý umožňuje meniť polohu nástroja oproti obrobku (uhly λ_S ; α_n ; γ_n), (obr. 7.147).



Obr. 7.147 Prípravok na experimentálne skúšky sústruženia s tangenciálnym a axiálnym posuvom

Na telese *1* je upevnené výkyvné rameno *2*, v ktorom je nástrojový držiak *3*, upínaný skrutkami *4* a nastaviteľný mikrometrickou skrutkou 5. Rezná platnička *6*, upínaná skrutkou *7* je prestaviteľná v držiaku prvkom *8*, ovládaným skrutkou *9*.

S prípravkom boli vykonané experimenty na stanovenie závislostí výstupných parametrov obrábania na rezných podmienkach. Na obr. 7.148 je priebeh rezných síl počas záberu nástroja.

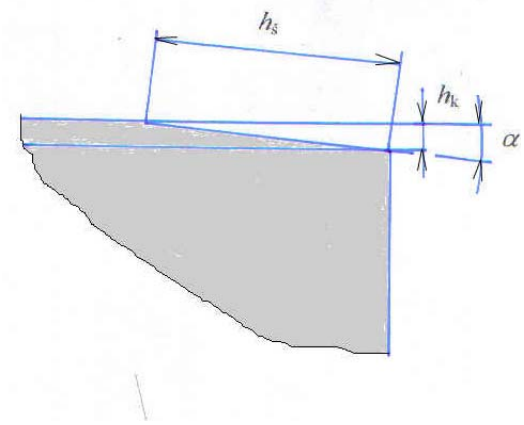


Obr. 7.148 Priebeh rezných síl pri tangenciálnom sústružení. obrobok: oceľ 14 109.3(100Cr6, nástroj: SK P20, f = 0,055 mm, n = 600 min^{-1}, v_c = 76 m.min^{-1}

V dôsledku zmeny hrúbky odrezávanej vrstvy dochádza na začiatku k nárastu všetkých troch zložiek reznej sily. Po dosiahnutí maximálnej hrúbky odoberanej vrstvy rezné sily kontinuálne klesajú na nulu

7.3 Spevnenie povrchovej vrstvy a zvyškové napätia

Zvýšenie pevnosti a tvrdosti materiálu pod obrobeným povrchom poznáme pod pojmom spevnenie povrchovej vrstvy. Stupeň spevnenia vrstvy kovu sa hodnotí meraním mikrotvrdosti. Najväčšiu mikrotvrdosť má trieska, zabrzdená vrstva a nárastok. Na obrobenom povrchu majú najväčšiu tvrdosť povrchové vrstvy. Smerom do vnútra materiálu mikrotvrdosť klesá, až sa ustáli na hodnote, odpovedajúcej základnému materiálu. Vzdialenosť od povrchu po túto hodnotu je hĺbka spevnenia. Pretože hrúbka spevnenej vrstvy je malá, nedá sa väčšinou merať v kolmom reze. Efektívne je meranie v šikmom reze obrobku, ktorý sa vytvorí elektrochemicky, aby podpovrchová vrstva nebola sekundárne ovplyvnená. Na obr. 7.149 je spôsob merania tvrdosti v šikmom reze. Pri malom uhle a sa podstatne rozvinie hĺbka h_k na $h_š$, na ktorej možno pohodlne zmerať tvrdosť.



Obr. 7.149 Meranie mikrotvrdosti v šikmom reze vzorky

Veľkosť uhla α je 1 – 2°. Skutočnú vzdialenosť odtlačku meracieho ihlana od povrchu v kolmom smere dostaneme zo vzťahu:

$$h_k = h_š . \cos\alpha \qquad (7.80)$$

Na štruktúrnu analýzu podpovrchovej spevnenej vrstvy sa najviac používajú metódy elektrónovej difrakcie, röntgenová analýza a elektrónová mikroskopia. Štruktúrne stavy povrchových vrstiev po obrábaní sú rozmanité. Možno predpokladať, že pri sústružení, frézovaní, hobľovaní a preťahovaní pri malých rezných rýchlostiach nedochádza k fázovým premenám. Najväčšie funkčné nároky sa kladú na povrchová vrstvy brúsených a dokončovaných súčiastok, kde dochádza aj k fázovým premenám.

V povrchových vrstvách brúsenej ocele sa tvoria nasledovné zóny:

- Prvá zóna – austeniticko – martenzitická, ktorá sa metalograficky javí ako rovnorodá, ťažko leptateľná vrstva. Jej zvláštnosťou je zmena stupňa tetragonálnosti martenzitu v porovnaní so štruktúrou kalenej ocele. Zóna sa tvorí pri nadkritických teplotách
- Druhá zóna obsahuje popustený martenzit, alebo ferit, austenit a malé množstvo sekundárneho martenzitu. Z metalografického hľadiska je táto zóna prechodná. Jej zvláštnosťou je zmenšenie mriežky a zväčšené parametre austenitickej fázy.

- Tretia zóna predstavuje ferit a karbidy. Je dobre leptateľná. Má zmenšené parametre mriežky feritu, blokovú štruktúru fázy a je väčšia. Karbidická fáza je jemnozrnná.
- Štvrtá zóna tvorí štruktúrny prechod od popúšťania k základnému tepelnému spracovaniu. Obsahuje martenzit premennej tetragonálnosti a do hĺbky rozptýlený zvyškový austenit.

Vznik týchto zón závisí na rezných podmienkach. Pri vysokých rezných parametroch sa objavujú štyri zóny. Pri obrábaní nízkymi rýchlosťami a priečnymi posuvmi vzniká len štvrtá alebo tretia zóna. Intenzita a hĺbka spevnenia povrchovej vrstvy závisí na vlastnostiach obrábaného materiálu.

Intenzita spevnenia mäkkej ocele po sústružení dosahuje 50% a tvrdšej ocele 25%. Hĺbky spevnenia dosahuje niekoľko stotín, alebo desatín mm. Náklonnosť kovu na spevnenie závisí na jeho pôvodnom stave a vlastnostiach. Spevnenie niektorých kovov obrábaných za rovnakých podmienok má nasledovné orientačné hodnoty:

- oceľ s pevnosťou 600 MPa 100%
- hliník 25%
- mosadz 70%

Pri obrábaní konštrukčných ocelí sa zaznamenáva väčší stupeň a hĺbky spevnenia ako pri obrábaní rýchlorezných legovaných ocelí. Hĺbky spevnenia pri obrábaní volframových rýchlorezných ocelí je relatívne menšia ako pri obrábaní uhlíkových nástrojových ocelí. Čím vyššia je tvrdosť zakalenej ocele, tým obťažnejšie sa oceľ plasticky deformuje a tým menší je stupeň a hĺbka spevnenia jej povrchovej vrstvy.

Fyzikálnu podstatu vplyvu rôznych činiteľov možno vysvetliť účinkom teplotných javov, plastickej deformácie a trenia v procese obrábania. Faktory, ktoré robia proces zložitejším a obťažnejším (ide najmä o zmenšenie uhla hranice plastických deformácií ϕ) a zvyšujú stredný koeficient trenia medzi trieskou a čelom noža, zväčšujú aj hĺbku spevnenia. Zmenšením uhla ϕ sa zintenzívňuje prenikanie plastickej deformácie do hlbších vrstiev.

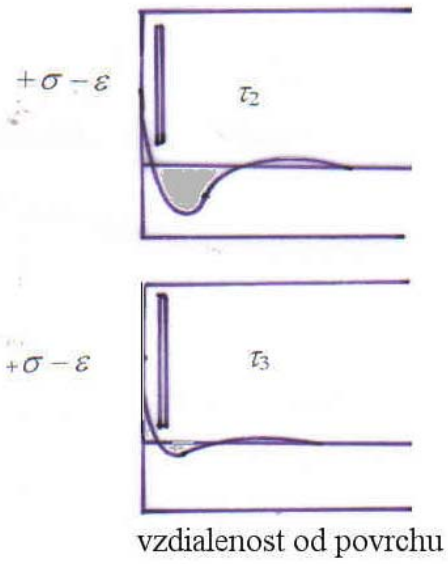
Zväčšenie koeficientu trenia vyvoláva prudké brzdenie kovu na plochách nástroja, vytvára vysoký gradient rýchlosti obtekania týchto vrstiev. V dôsledku toho zabrzdená vrstva čiastočne zateká na tvoriacu sa plochu a vytvára hlbokú spevnenú povrchovú vrstvu. Pri zmenšení koeficicenta trenia relatívne rastie rýchlosť pohybu trúcich sa plôch (triesky, obrobku a nástroja), znižuje sa gradient rýchlosti a nepreniká do takej hĺbky ako pri opačnej tendencii. Zmenšuje sa hĺbka a stupeň spevnenia. V tomto smere pôsobí aj zvyšovanie teploty, čo vyvoláva uvoľnenie kovu spevneného pri obtekaní vrstiev. V tab. 7.4 sústredné hodnoty hĺbky spevnenia pri niektorých technologických operáciách.

Stredné hodnoty hĺbky spevnenia *Tab.7.4*

Spôsob obrábania	Hĺbka spevnenia, mm
jemné sústruženie	0,05
sústruženie kalenej ocele (49 – 66 HRC)	0,5 – 0,1
valcové frézovanie	0,12
čelné dokončovacie frézovanie	0,1
ševingovanie	0,1
vystruhovanie	0,2
brúsenie nezakalenej ocele	0,015 – 0,02
brúsenie zakalenej ocele	0,02 – 0,04

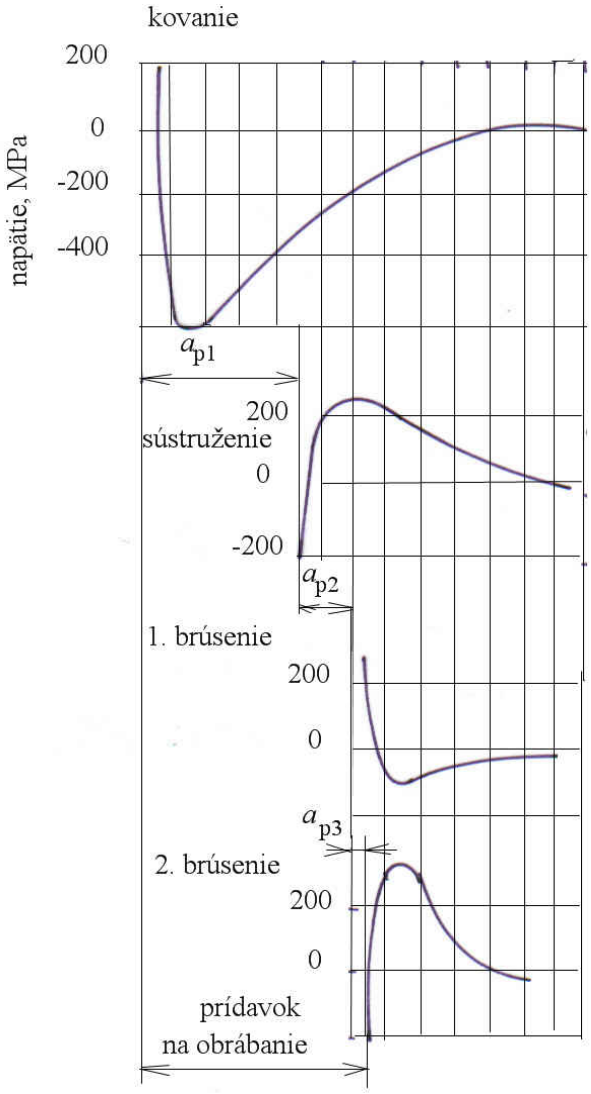
V dôsledku plastickej deformácie a intenzívneho ohrevu obrobeného povrchu vznikajú pod obrobeným povrchom zvyškové napätia. Zachovávajú sa v obrobených súčiastkách aj už nepôsobí vonkajšie zaťaženie.

Podstatu ich vzniku možno objasniť podľa obr. 7.150. V hornej časti obrázku je priebeh teploty pod brúseným povrchom v momente brúsenia a po prejdení brúsneho kotúča sledovaným miestom. Predstavme si obrobok, ktorý má pod povrchom úzku štrbinu, ktorá oddeľuje povrchovú a podpovrchovú vrstvu. Pri prechode brúsneho kotúča po povrchu súčiastky (čas τ_1) sa povrchová vrstva intenzívne ohrieva a hlbšie položené vrstvy sú chladnejšie. Povrchová vrstva tepelne dilatuje, čomu bránia podpovrchové vrstvy, preto v nej vzniká tlakové napätie ktoré spôsobuje plastickú deformáciu. Po vychladnutí sa vrstva skráti, ale nie do pôvodného stavu, pretože v nej prebehla plastická deformácia. Dôsledkom toho je vznik zvyškového ťahového napätia v povrchovej vrstve.



Obr. 7.150 Schéma na vysvetlenie vzniku podpovrchových zvyškových napätí

Zvyškové napätia v povrchovej vrstve závisia na rozdelení teplôt, tepelno-fyzikálnych parametrov obrábaného materiálu, jeho mechanických vlastností a spôsobu upevnenia súčiastky pri obrábaní. Pri následných operáciách (napr. pri brúsení) sa superponujú a menia znamienko. Ich konečné rozloženie v súčiastke sa stabilizuje až v prevádzke súčiastky v zariadení. Tento jav by sme mohli nazvať dedičnosť zvyškových napätí. Na obr. 7.151 je vznik podpovrchových napätí pri postupnom obrábaní súčiastky.



Obr. 7.151 Zmena zvyškových napätí pod povrchom pri jednotlivých operáciách obrábania krúžku valivého ložiska

Vidno, že s každým nasledujúcim obrábaním sa napätie, ktoré bolo v odoberanej vrstve ruší a vnútorné napätie v danej hĺbke sa sčítava s novovytvoreným. Tomu odpovedá aj odlišný priebeh jednotlivých kriviek. Treba povedať, že po sústružení nasledovalo kalenie, ktoré zrušilo zvyškové napätia od sústruženia. Z tohto príkladu vidno, že proces vytvárania zvyškových napätí v technologickom procese je zložitý a prebieha od výroby polovýrobku po ukončenie poslednej dokončovacej operácie.

Veľkosť zvyškových napätí, ktoré vznikajú pri ohriati tenkej povrchovej vrstvy možno približne určiť z nasledovnej úvahy. Vonkajšie vrstvy *1, 2* sa pri ohrievaní usilujú tepelne dilatovať o veličinu:

$$\Delta l_0 = l(\theta_2 - \theta_1).\alpha, \qquad (7.80)$$

kde l je dĺžka ohrievanej vrstvy, mm,

θ_2 – teplota ohrevu, ^{0}C,

θ_1 – pôvodná teploty, ^{0}C,

α – koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti, mm.°C^{-1}

Ohrievané vrstvy *1, 2* sú spojené s nižšou vrstvou *3*, ktorá sa nezohreje a nerozširuje. Vrstva *3* bráni rozširovaniu vrstiev *1* a *2* a vyvoláva v nich vnútorné tlakové napätie. Potom je však od účinkom rozširujúcich sa vonkajších vrstiev, v dôsledku čoho sa v nej prejavuje ťahové napätie.

Pretože vrstvy *1, 2, 3* sú navzájom spojené do jedného celku, ohrievaná vrstva *1, 2* vyvolá predĺženie všetkých troch vrstiev o rovnakú veľkosť Δl_{sk}. Veličina Δl_{sk} je menšia ako teplotné predĺženie Δl_0, alebo vrstva *3* kladie odpor proti deformácii a zmenšuje ju. Skutočnú veľkosť predĺženia vrstiev *1, 2, 3* možno určiť bez príslušných experimentov. Pre orientačné stanovenie veľkosti zvyškových napätí a stanovenie všeobecnej charakteristiky ich zmeny možno jednoducho predpokladať, že odpor ťahovej deformácie vrstvy *3* je taký veľký, ako odpor tlakovej deformácie vrstiev *1* a *2*. Potom veličina $\Delta l_{sk} = 0{,}5.\ \Delta l_0$. Rozšírenie strednej vrstvy *3* o veličinu Δl_{sk} , vyvolá v nej vnútorné napätia, ktorých veľkosť sa môže počítať z Hookovho zákona. Podľa neho napätie:

$$\sigma = \varepsilon.E\ , \tag{7.81}$$

kde E je modul pružnosti v ťahu, MPa,

ε – pomerné predĺženie.

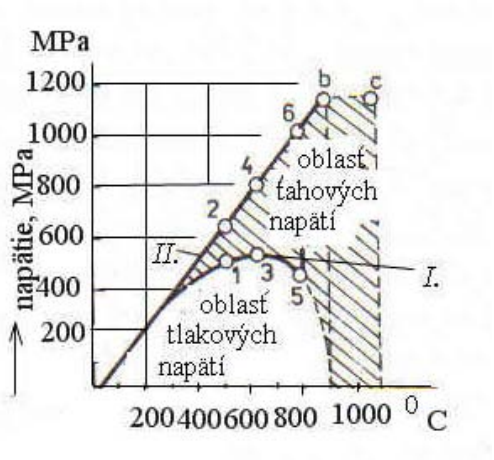
$$\sigma = \frac{\Delta l_{sk}}{l}.E = \frac{0{,}5.\Delta l_0}{l}.E = \frac{0{,}5l(\theta_2 - \theta_1).\alpha}{l}.E \tag{7.82}$$

a po úprave:

$$\sigma = 0{,}5(\theta_2 - \theta_1).\alpha.E\ . \tag{7.83}$$

Ak tento vzťah použijeme na orientačný výpočet, musíme rátať s tými hodnotami modulu pružnosti E, ktoré zodpovedajú teplote ohriatia povrchovej vrstvy.

Charakter zmeny vnútorných napätí v závislosti na teplote ohriatia povrchovej vrstvy je na obr. 152.



Obr. 7.152 Charakter zmeny vnútorných napätí v závislosti na teplote ohrevu povrchovej vrstvy

Veľkosť vnútorných napätí v povrchovej vrstve rastie so zvyšovaním teploty ohrevu. V súvislosti s poklesom modulu pružnosti sa však napätia nezväčšujú lineárne, ale podľa krivky, ktoré má svoje maximum v zóne teplôt 600 – 7000C. Pri ďalšom zvýšení teploty ohrevu prechádza kov povrchovej vrstvy do úplne plastického stavu. Modul pružnosti prudko klesne a krivka napätia klesne na nulu (priebeh krivky nad 800°C je vyznačený čiarkovane).

V takomto prípade nemožno vypočítať priebeh napätí, lebo chýbajú údaje o veľkosti modulu pružnosti. Keby sa pri ohrievaní modul pružnosti nemenil a vnútorné napätia by sa v závislosti na teplote menili lineárne, ich priebeh by sa nevyjadril krivkou *I*, ale krivkou *II*. V tom prípade by pri ochladzovaní prebehlo vyrovnanie a napätia v povrchovej vrstve by sa odstránili.

Orientačné údaje o zmene modulu pružnosti s teplotou sú v tab. 7.5.

Zmena modulu pružnosti s teplotou (oceľ strednej pevnosti) *Tab. 7.5*

θ, ^{0}C	20	100	200	300	400	500	600	700	800
E, 10^3 MPa	205	200	196	189	180	170	150	130	100

V skutočnosti je ochladzovanie ohriatej povrchovej vrstvy sprevádzané skrátením jej dĺžky o veličinu Δl_{sk} a vyvolá v nej vnútorné ťahové napätia. Tieto napätia sú väčšie ako boli vnútorné tlakové napätia vznikajúce pri ohrievaní, lebo modul pružnosti chladnúceho kovu je podstatne väčší ako v ohriatom stave.

Veľkosť vnútorných napätí vznikajúcich v povrchovej vrstve pri ochladzovaní sa môže graficky znázorniť krivkou *II*. Rozdiel medzi veľkosťou vnútorných ťahových napätí, vznikajúcich pri ochladzovaní a vnútorných tlakových napätí vznikajúcich pri ohrievaní povrchovej vrstvy, charakterizuje veľkosť teplotných zvyškových napätí v tejto vrstve.

Doterajšie úvahy ukazujú, že pri procesoch obrábania, kde je intenzívna plastická deformácia pri nízkych teplotách (sústruženie, frézovanie...) vznikajú v povrchovej vrstve prioritne tlakové napätia. Naopak, ak dochádza k intenzívnemu ohrevu povrchovej vrstvy (brúsenie), vznikajú na povrchu ťahové napätia.

Z predchádzajúceho možno konštatovať, že teplotné zvyškové napätia v ťahu môžu vznikať v povrchovej vrstve obrobku len v tom prípade, ak vnútorné napätie vzniknuté pri ohreve prevýši medzu sklzu obrábaného materiálu a nastane v ňom plastická deformácia. Táto podmienka sa dá vyjadriť vzťahom:

$$\sigma = \alpha.E\left(\theta_2 - \theta_1\right) \geq R_{\mathrm{e}}, \tag{7.84}$$

kde R_{e} je medza sklzu obrábaného materiálu s uvažovaním deformačného spevnenia.

Ak zanedbáme teplotu θ_1 pre jej malú hodnotu, možno z predchádzajúceho vzťahu napísať:

$$\theta = \frac{R_{\mathrm{e}}}{\alpha.E}, \tag{7.85}$$

kde θ je teplota ohrevu povrchovej vrstvy kovu, pri ktorej prekročení vznikajú teplotné zvyškové napätia.

V tab. 7.6 sú výsledky výpočtu kritickej teploty ohrevu, pri ktorej vznikajú teplotné zvyškové napätia.

Kritická teplota pre vznik teplotných zvyškových ťahových napätí *Tab. 7.6*

Materiál	Teplota, ^{0}C
oceľ 11 600(E335)	260
oceľ 14 209(100CrMn6)	240
zliatina titánu VT3-1	910

Veľkosť teplotných zvyškových napätí v závislosti na teplote ohrevu povrchovej vrstvy sa dá určiť zo vzťahu:

$$\sigma = E.(\alpha_\theta.\theta) - \frac{R_e^{'}}{E_\theta}, \qquad (7.86)$$

kde E je modul pružnosti obrábaného materiálu pri danej teplote, MPa,

θ - teplota ohrevu obrábaného materiálu, ^{o}C,

α_θ - koeficient lineárnej teplotnej rozťažnosti pri danej teplote, ^{o}C

$R_e^{'}$ - medza sklzu obrábaného materiálu pri teplote ohrevu, MPa.

Tento vzťah platí len v prípade, ak ohrev povrchovej vrstvy nevyvoláva fázové zmeny v kove.

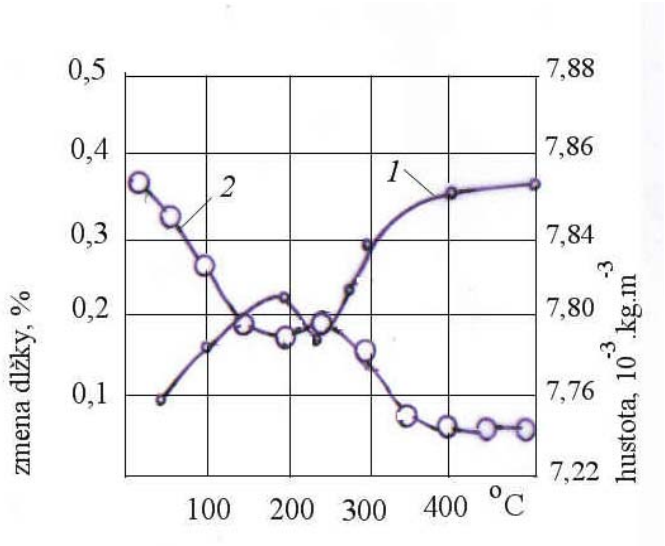
Pri obrábaní kovov, ktoré majú sklon k fázovým zmenám je ohrev povrchovej vrstvy sprevádzaný objemovými zmenami kovu, ktoré vedú ku vzniku zvyškových ťahových napätí.

Ohrev kalenej ocele môže viesť k rozpadu zvyškového austenitu, transformácii tetragonálneho martenzitu na kubický, alebo vytváraniu feriticko-perlitickej štruktúry (troostit, sorbit). Okrem toho takýto ohrev pri obrábaní vysokými reznými rýchlosťami môže vyvolať popustenie a miestne sekundárne zakalenie v dôsledku rýchleho odvodu tepla do vnútra materiálu (pri obrábaní bez chladenia), alebo chladiacim prostredím (vzduch, kvapalina).

Rozličné fázové premeny v povrchovej vrstve zasahujú do hĺbky, ktorá odpovedá teplote transformácie. Napr. pri teplote 400 – 500°C sa tvorí štruktúra troostitu, pri žíhaní na 500 – 600^{o}C vzniká sorbit a pri teplote 600 – 700°C globulárny perlit.

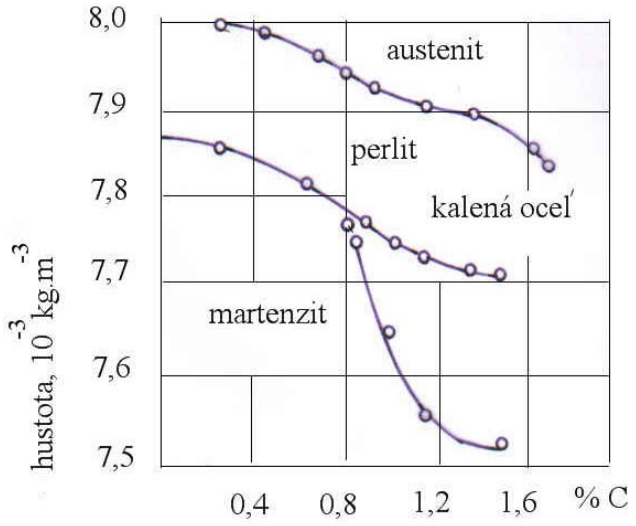
Štruktúrne premeny kovu sú sprevádzané zmenou jeho fyzikálnych a chemických vlastností.

Na obr. 7.153 je zmena dĺžky a hustoty zakalenej ocele pri jej popúšťaní na rozličné teploty.



Obr. 7. 153 Zmena dĺžky (krivka 1) a hustoty (krivka 2) vzorky z kalenej ocele v závislosti na teplote žíhania

Na obr. 7.154 sú hodnoty hustoty rozličných štruktúr ocele v závislosti na obsahu uhlíka. Krivky ukazujú značné rozdiely v hustote ocele, resp. hustote austenitu, perlitu a martenzitu pri rovnakom obsahu uhlíka. Existencia rozličnej štruktúry a hustoty kovu pod obrobeným povrchom vedie ku vzniku značných zvyškových napätí rozličného znamienka.



Obr. 7.154 Hustota γ kalenej ocele a čistých štruktúr

7.3.1 Metódy merania zvyškových napätí

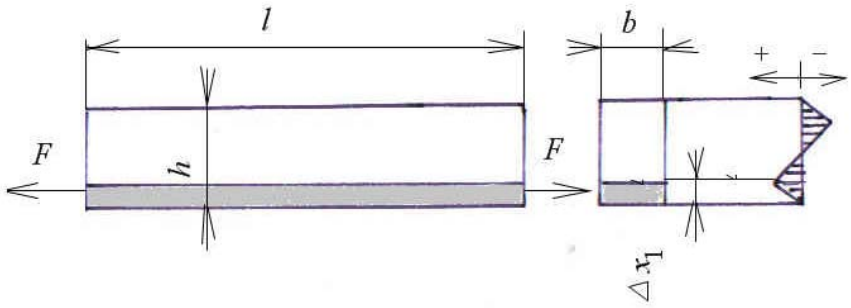
Metódy merania zvyškových napätí môžeme definovať nasledovne:
- mechanické metódy
- röntgenologické metódy
- nepriame metódy

Mechanické metódy sú založené na meraní deformácie skúšobných telies po deštrukcii. Vhodnou metódou je merať zvyškové napätia na tenkostenných krúžkoch. Po vylúčení vonkajších vplyvov na deformáciu sa obrobený krúžok rozreže a postupne sa z neho odleptáva deformovaná vrstva v kyseline (u ocele v HNO_3), alebo elektrolyticky. Pritom sa meria deformácia krúžku pomocou tisícinového odchýlkomera a súčasne sa kontroluje hrúbka odoberanej vrstvy. Na základe závislosti deformácie na veľkosti vrstvy sa vypočíta veľkosť napätia prvého rádu.

Podstatou röntgenografickej metódy je meranie mriežkovej konštanty kryštálov v závislosti od pružnej deformácie využitím difrakcie žiarenia. Ich výhodou je, že sú nedeštruktívne a zaznamenajú iba pružnú deformáciu, ktorá je úmerná veľkosti zvyškového napätia. Nevýhodou je ich obmedzená použiteľnosť, resp. obmedzená presnosť výsledkov v závislosti od toho, či uvedený kov dáva ostré alebo menej ostré difrakčné čiary.

Nepriame metódy dávajú len kvalitatívne výsledky. Spočívajú vo vytvorení krehkých náterov na povrchu súčiastky. Využíva sa aj zmena magnetických vlastností deformovaného materiálu.

Budeme sa zaoberať mechanickou metódou. Majme prizmatický nosník s ľubovoľným rozdelením zvyškových napätí (obr. 7.155).



Obr. 7.155 Schéma na výpočet zvyškových napätí na nosníku

Nosník je v rovnovážnom stave, preto na jeho povrchu nie je napätie. Po odobraní vrstvy Δx_1 zo spodnej strany sa vyvolá deformácia nosníka, ktorá je rovná deformácii od vonkajšej sily F s hodnotou:

$$F = \Delta x_1 . b . \sigma_1 , \tag{7.87}$$

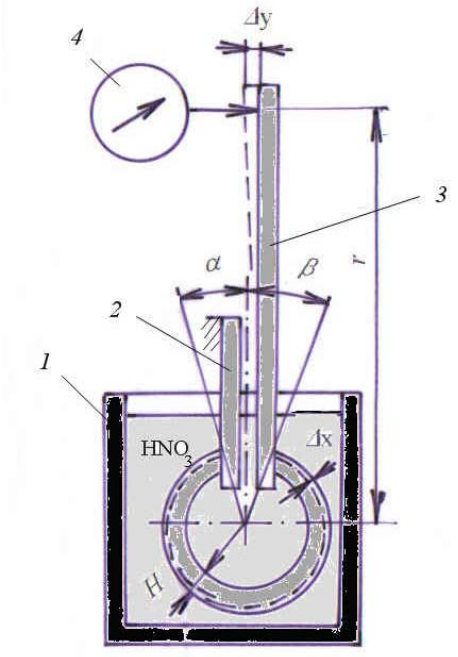
kde σ_1 je ťahové napätie, MPa.

Deformáciou sa nosník predĺži a prehne. Pôvodné zvyškové napätie na novom povrchu σ_2' sa zníži o hodnotu osového napätia vyvolávajúceho predĺženie σ_{2t} a ohybového napätia σ_{20}. Po odobratí vrstvy sa teda na novom povrchu prejaví napätie:

$$\sigma_2 = \sigma_2' - \sigma_{21} - \sigma_{20}. \qquad (7.88)$$

Pri určovaní napätí v ďalších vrstvách treba od hodnoty pôvodného napätia odčítavať osové a ohybové napätia, ktoré vznikli pri odobratí predchádzajúcich vrstiev.

Táto úvaha sa môže rozviesť na rozrezaný krúžok, ktorý možno abstrahovať ako krivý prút. Schéma zariadenia na meranie napätí je na obr. 7.156.



Obr. 7.156 Zariadenie na meranie zvyškových napätí na vonkajšej valcovej ploche tenkostenného krúžku. 1- sklená nádoba, 2 - pevná tyč, 3- pohyblivá tyč, 4 - odchýlkomer

Krúžok je strmeňom, pevne upnutým v ráme ramenom *2* o stenu nádoby *1*. Na jeho opačnom konci je upevnené väčšie rameno *3*. Na plochách, ktoré nebudeme merať je potrebné krúžok pokryť ochranným náterom (farba, vosk). Pred skúškou je potrebné krúžok rozrezať. Po rozrezaní sa krúžok roztvorí, alebo zatvorí, podľa toho, aký charakter a veľkosť mala zvyšková deformácia na povrchu krúžku. Je to prvý údaj o povrchovom napätí. Deformácia sa meria na konci voľného strmeňa odchýlkomerom, vo vzdialenosti *r*. od stredu krúžku. Po naliatí leptadla sa začne kov na nechránenom povrchu krúžku roztápať v leptadle a rameno *3* sa bude pohybovať striedavo pohybovať vpravo, alebo vľavo, podľa charakteru uvoľňovaného napätia z povrchu krúžku. Pred experimentom je potrebné kalibrovaním získať závislosť medzi hrúbkou odleptanej vrstvy a časom leptania. Vychýlenie Δy je súčtom deformácie krúžku Δy_1, spôsobenej momentom zvyškových napätí a pootočenia strmeňa Δy_3 strmeňa.

Deformácia od vnútorných síl vo vrstvičke:

$$\Delta y_1 = \frac{1}{E.I} \int_{\alpha}^{2.\pi-\beta} M.x.\mathrm{d}x \tag{7.89}$$

kde E je modul pružnosti v ťahu, MPa,

I – moment zotrvačnosti prierezu krúžku, mm^4

$M = \dfrac{1}{2.\sigma.\Delta.x.b.H}$, N.m

σ – napätie po odleptaní vrstvy, MPa

$b.H$ – rozmery krúžku,

φ x – doplnkový uhol: $\varphi = \dfrac{\pi}{2} - \beta$,

$dx = r.\mathrm{d}\varphi$

Pre $\alpha = \beta = 30^0$,

$$\Delta y_1 = \frac{(5.\pi + 3) M.r_k^2}{3.E.I}. \tag{7.90}$$

kde r_k je polomer krúžku, mm.

Deformácia, vyvolaná predĺžením krúžku

$$\Delta y_2 = l.\frac{\sigma}{E} = \frac{10.\pi}{6}.\frac{\sigma.\Delta.x.r_k}{H.E}, \tag{7.91}$$

kde l je dĺžka krúžku: $l = r_k.(2.\pi - \alpha - \beta)$.

Pootočenie meracieho strmeňa

$$\Delta y_3 = (r\text{-}r_k).\mathrm{d}\varphi \tag{7.92}$$

$$\Delta\varphi = \frac{1}{E.I}. \int_{\alpha}^{2.\varphi-\beta} M.\mathrm{d}s \tag{7.93}$$

$$\Delta y_3 = \frac{2.\pi}{3}.(r - r_k).\frac{M.r_k}{E.I}, \tag{7.94}$$

kde r - r_k je dĺžka ramena meracieho strmeňa, mm

Výsledná deformácia.

$$y = \Delta y_1 + \Delta y_2 + \Delta y_3. \tag{7.95}$$

Po dosadení a úprave

$$\Delta\psi = \sigma.\frac{b.h.r_{\mathrm{k}}.\Delta x}{6.E.I}\left[(5.\pi+3).r_{\mathrm{k}} + 10.3.\pi.\frac{I}{b.H^2.r_{\mathrm{k}}} + 5.\pi.(r-r_{\mathrm{k}})\right]. \qquad (7.96)$$

Úpravou tejto rovnice a zosumovaním konštantných hodnôt dostaneme vzorec pre hodnoty napätia v prvej vrstve

$$\sigma_1 = \text{const.}\frac{\Delta y}{\Delta x} \quad , \qquad (7.97)$$

kde Δy je údaj odchýlkomera, μm

Δx – hĺbka odleptanej vrstvy, μm

Na určenie napätia v ďalších vrstvách treba od vypočítaného napätia odčítať napätie vyvolané odoberaním predchádzajúcich vrstiev. Všeobecný tvar rovnice na výpočet napätia v *n*-tej vrstve je:

$$\sigma_{\mathrm{n}} = k.h_{\mathrm{n}}^2.\frac{1}{d_{\mathrm{n}}(d_{\mathrm{n}}.c+2.a)}\Delta y_{\mathrm{n}} - \sum_{0}^{\mathrm{n}-1}\sigma_{\mathrm{n}-1}.\frac{4.\Delta}{h_n-\Delta} \quad , \qquad (7.98)$$

kde h_{n} je hrúbka steny krúžku s vrstvou *n*, mm,

d_{n} – stredný priemer krúžku, mm,

y_{n} – deformácia, ktorá vznikla odleptaním *n*-tej vrstvy, mm,

$\sum_{0}^{\mathrm{n}-1}\sigma_{n-1}$ - súčet zvyškových napätí v predchádzajúcich vrstvách, MPa,

Δ –hĺbka odleptanej vrstvy, mm

k – konštanta $\left(\frac{2.E}{5.\pi.\Delta}\right)$,

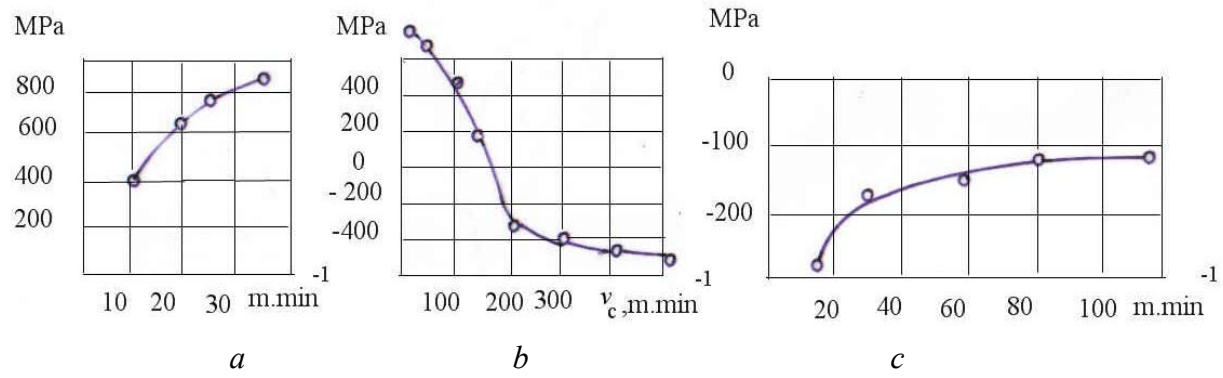
c – konštanta $\left(1+\frac{3}{5.\pi}\right)$.

Pri malom počte odobratých vrstiev je rozdiel medzi σ_1 a σ_{n} prakticky zanedbateľný.

7.3.2 Vplyv podmienok obrábania na zvyškové napätia

Rezné podmienky podstatne vplývajú na plastickú deformáciu a teplotné pomery, možno očakávať aj ich vplyv na zvyškové napätia. Experimentálne štúdium ukazuje, že so zvyšovaním reznej rýchlosti zvyškové napätia klesajú.

S reznou rýchlosťou úmerne stúpa aj teplota rezania. Pri obrábaní plastických materiálov, keď pod vplyvom napäťového stavu v kove vznikajú v povrchovej vrstve ťahové napätia, vedie zvyšovanie reznej rýchlosti ku vzniku ďalších ťahových napätí, ktoré predchádzajúce zväčšujú (obr. 7.157).



Obr. 7.157 Vplyv reznej rýchlosti na zvyškové napätia. a – mäkká oceľ, b – kaliteľná oceľ, c – zakalená oceľ

Pri obrábaní plastických kaliteľných ocelí môže zvyšovanie reznej rýchlosti viesť k zakaleniu kovu v povrchovej vrstve. Zväčšenie objemu kovu povrchovej vrstvy pri jeho zakalení vedie k zmenšeniu ťahových zvyškových napätí a nárastu tlakových zvyškových napätí, najmä pri vysokých rezných rýchlostiach (*b*).

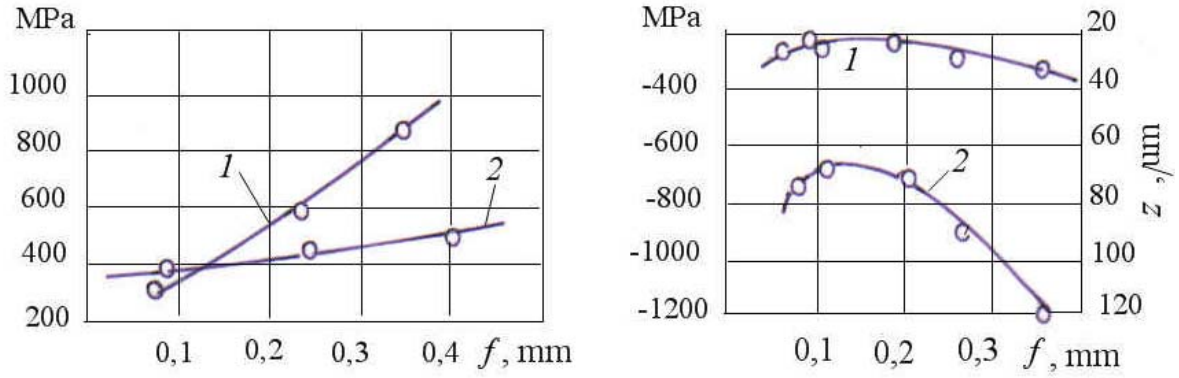
Pri obrábaní málo plastických kovov, ktoré tvoria pri obrábaní elementárnu triesku a majú tlakové zvyškové napätia, môže zvyšovanie rezných rýchlostí viesť k ich zmenšeniu, resp. ku vzniku ťahových napätí. Pri sústružení kalených ocelí môže zvyšovanie reznej rýchlosti (ohrevu povrchovej vrstvy viesť k popusteniu a zmenšeniu hustoty kovu. Tlakové napätia poklesnú (*c*).

Nad reznou rýchlosťou 150 m.min^{-1} sa už mikrogeometria obrobeného povrchu v podstate nemení a podmienky plastickej deformácie sú stabilizované. Je stabilizovaná aj hĺbka preniknutia tlakových a ťahových napätí. Zmena hĺbky v ktorej sú ťahové napätia (0,02 – 0,04 mm) je väčšia oproti vrstve s tlakovým napätím (0,001 – 0,004 mm). Pritom pomerná zmena hĺbky, do ktorej zasahuje tlakové napätie je väčšia ako u ťahových.

Dá sa dokázať, že tlakové zvyškové napätie v tenkej povrchovej vrstve závisí na podmienkach trenia kovu, ktorý tvorí povrchovú vrstvu, o chrbát nástroja. Ťahové napätia závisia od podmienok trenia o povrchovú vrstvu.

Zvyškové napätia v povrchovej vrstve v hĺbke 0,003 mm v oblasti rezných rýchlostí nad 150 m.min^{-1} neprevyšujú 100 MPa. So zvyšovaním reznej rýchlosti zmeny zvyškových napätí v sledovanej hĺbke narastajú, čo je vyvolané vplyvom teploty na štruktúrny stav kovu v tejto vrstve.. Napätia v tejto hĺbke sú ťahové a len v niektorých prípadoch tlakové. Zmeny vo veľkosti zvyškových napätí závisia aj od stavu reznej hrany nástroja. Už malé vyštrbeniny reznej hrany vedú k ich zaplneniu kovom, čo zvyšuje zvyškové napätia.

Zväčšovanie posuvu vedie k nárastu plastickej deformácie kovu v povrchovej vrstve a vzrastu ťahových napätí (obr. 7.158).

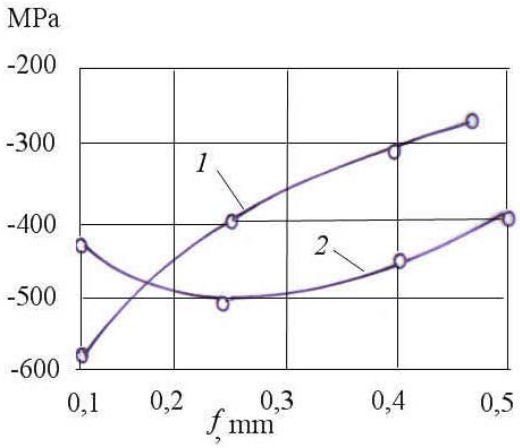


a *b*

Obr. 7.158 Vplyv posuvu na zvyškové napätia pri sústružení. a – plastická oceľ, 1 – oceľ 11 373(S235JRG1), 2 – oceľ 11 600(E335), b – titánová zliatina VT 6, 1 – zvyškové napätie, 2 – hĺbka spevnenia

Zväčšovanie posuvu pri sústružení málo plastických materiálov (napr. zliatiny titánu VT6 (*b*) vyvoláva zväčšenie plastickej deformácie, zvyškových tlakových napätí, a hĺbky ovplyvnenej vrstvy.

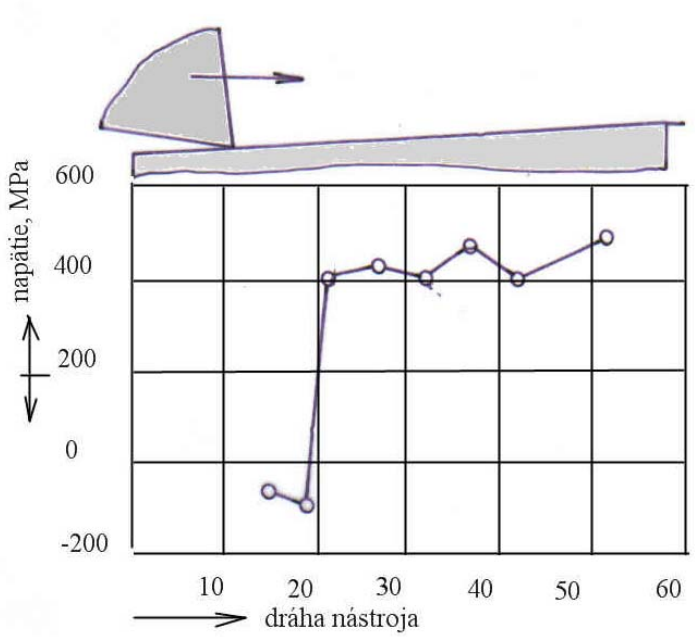
Pri obrábaní málo plastických, kalených ocelí vedie zväčšovanie posuvu k značnému zvýšeniu teploty v zóne rezania. Môže to viesť ku vzniku ťahových teplotných napätí, ktoré redukujú predchádzajúce tlakové napätia v povrchovej vrstve (obr. 7.159).



Obr. 7.159 Vplyv posuvu na zvyškové napätie v kalenej oceli, 1 – oceľ na valivé ložiská, 2 – antikorózna oceľ

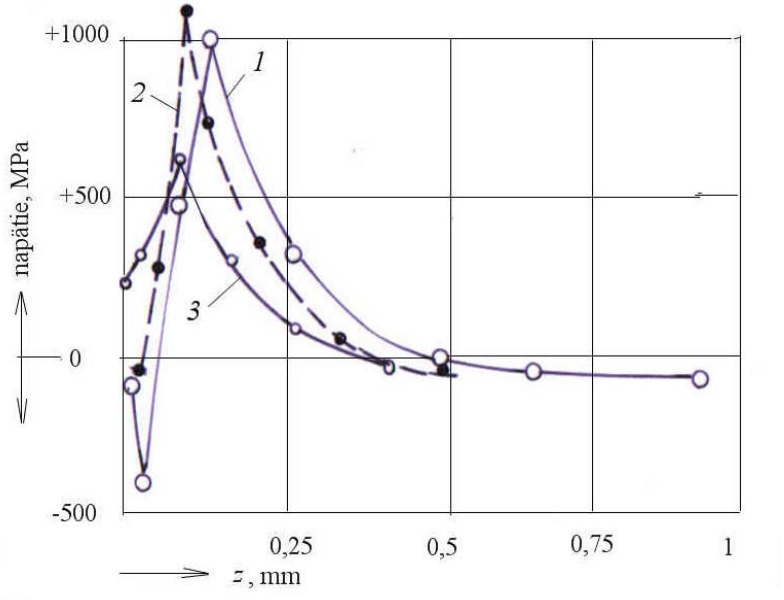
Vplyv hĺbka rezu možno dokumentovať pokusom s vrezávaním nástroja do šikmej vzorky podľa obr. 7.160. **O**brábal sa klinový obrobok s maximálnou hrúbkou odrezávanej vrstvy 0,1 mm, na dĺžke 60 mm, rýchlorezným nástrojom s uhlom čela $\gamma_n = -5^0$, a chrbta $\alpha_n = 5^0$ [39]. Na prvom úseku dráhy nástroja nedochádza k tvoreniu triesky. Materiál je vtlačovaný pod rezný klin. Na povrchu preto vzniká tlakové napätie. V okamžiku vzniku triesky zvyškové napätie nadobúda pomerne veľké kladné hodnoty, ktoré s rastúcou hĺbkou rezu stúpajú. Rovnako rastie hĺbka vrstvy, ktorá je pod vplyvom zvyškového napätia. Vidno, že v zóne plastického stlačenia vzniká pod povrchom menšie tlakové napätie. Na počiatku vzniku triesky vzniká veľký skok

s ťahovým napätím, ktorého hodnota sa málo mení. Experiment potvrdzuje skutočnosť o pozitívnom vplyve plastickej deformácie povrchu na vznik tlakového zvyškového napätia.



Obr. 7.160 Schéma postupného vrezávania nástroja do záberu

Diagram závislosti zvyškových napätí na hĺbke rezu pri brúsení ocele je na obr. 7.161.

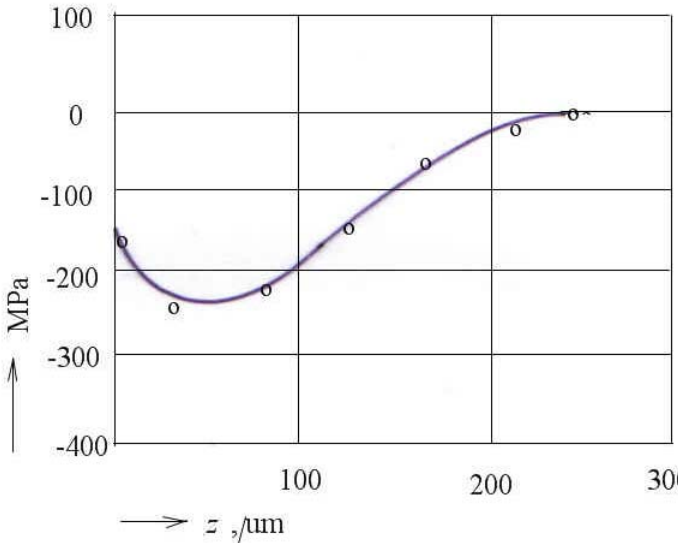


Obr. 7.161 Rozdelenie napätí v povrchovej vrstve v závislosti na hĺbke pod povrchom pri troch hĺbkach rezu: 1 – a_p = 0,6 mm, 2 – 0,4 mm, 3 – 0,2 mm

Bezprostredne pod brúseným povrchom vznikajú pri malej hĺbke rezu malé tlakové napätia, ktoré dosahujú v istej hĺbke maximum. Vo väčšej hĺbke menia znamienko na ťahové, ktoré dosiahnu maximum a klesnú na nulu. Vo väčšej hĺbke (nad 0,5 mm) znova vznikajú malé ťahové napätia.

Dá sa to vysvetliť tým, že vylučovanie uhlíka v zóne popúšťania je sprevádzané stlačovaním, čím vznikajú tlakové napätia. Vrstva v zóne popúšťania pozostáva z austenitu a pri ďalšom ochladzovaní dochádza ku sekundárnemu zakaleniu. Tvorba austenitu je sprevádzaná zmršťovaním, v dôsledku čoho vzniká ťah. Pri ochladzovaní sa austenit mení na martenzit, ktorý vyvoláva vznik ťahových napätí. Tieto ťahové napätia sú príčinou trhlín. Pri zväčšovaní hĺbky rezu preniká zvyškové napätie do väčšej hĺbky a jeho maximálna hodnota rastie.

Na obr. 7.162 je príklad vzniku zvyškových napätí pri sústružení kaleného materiálu.

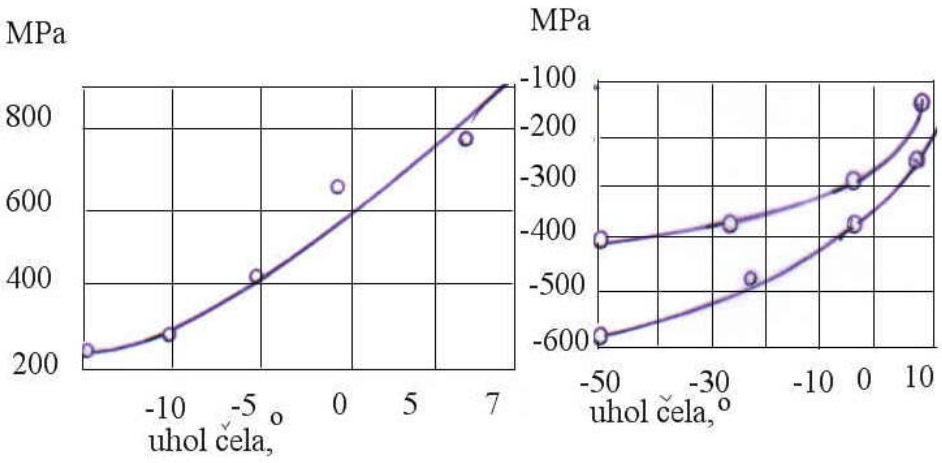


Obr. 7.162 Závislosť zvyškových napätí na vzdialenosti od povrchu sústruženej kalenej ocele

Pod povrchom do hĺbky 250 μm pri všetkých nástrojoch vznikajú tlakové zvyškové napätia. Najvyššie hodnoty dosahujú v hĺbke 50 -70 μm.

Experimenty ukazujú, že pri sústružení ocele dosahuje hĺbka spevnenia 0,4 mm, pri sústružení mosadze 0,26 mm a hliníka a jeho zliatin až 2,5 mm. Hĺbka spevnenia závisí na rezných podmienkach. Rastie so zväčšovaním posuvu f a klesá so zväčšovaním reznej rýchlosti v_c.

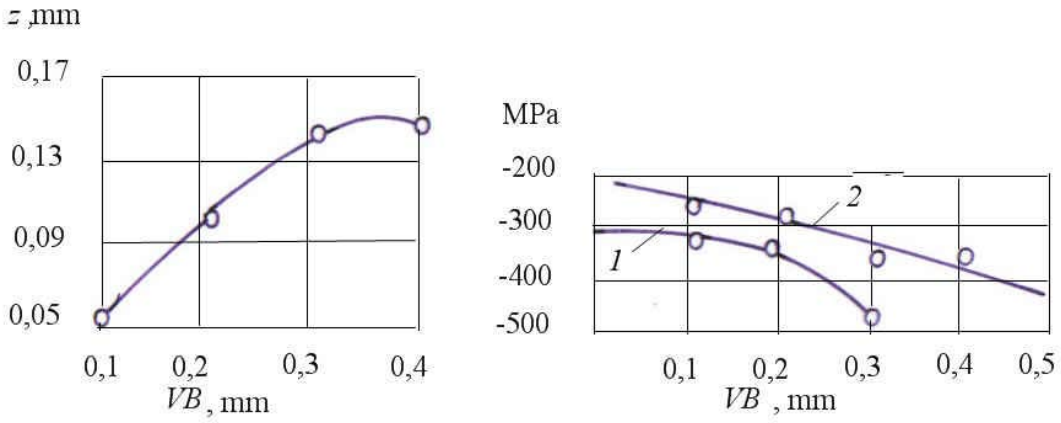
Vplyv uhla čela na zvyškové napätia je zrejmý. Zmenšovanie uhla čela a prechod na záporné hodnoty zvyšuje plastickú deformáciu kovu a zväčšuje jeho hustotu, čo je sprevádzané nárastom zvyškových napätí. Pritom rastie sila, pôsobiaca na čelo aj chrbát nástroja, rastie napätie na čele. Pri obrábaní plastických materiálov bude ťahové napätie pri zmenšovaní uhla čela klesať (obr. 7.163)



a *b*

Obr. 7.163 Vplyv uhla čela na zvyškové napätia pri sústružení. a – plastický kov (oceľ 12 050.1(C45), b – menej plastické materiály. horná krivka – ložisková oceľ (14 109.3 (100Cr6)), dolná krivka - zliatina titánu VT- 6

S nárastom opotrebenia nástroja stúpa plocha trenia chrbta nástroja o prechodovú plochu a polomer zaoblenia reznej hrany. Oba tieto vplyvy vedú k nárastu plastickej deformácie povrchovej vrstvy a zvyškových napätí. Pri obrábaní plastických materiálov opotrebeným nástrojom narastá veľkosť zvyškových napätí a zväčšuje sa hĺbka vrstvy s napätím (obr. 7.164).



a *b*

Obr. 7.164 Vplyv opotrebenia nástroja na chrbte na hĺbku a veľkosť zvyškových napätí pri sústružení. a – plastických materiálov (12 050.1(C45)), b – málo plastických materiálov, 1 – OT4-1, 2 – VT-6

Opotrebenie nástroja vedie k zväčšovaniu tlakových napätí. Príčinou je zväčšovanie polomeru zaoblenia reznej hrany r_n a zväčšovanie šírky plôšky kontaktu chrbta nástroja s prechodovou plochou obrobku (*VB*).

Na mikrogeometriu obrobeného povrchu vplýva rezný materiál. Pri rovnakých rezných podmienkach je kvalita povrchu, obrobeného nástrojom z RO a SK odlišná. So zvyšovaním obsahu karbidu volframu v nástroji stúpa jeho zlepavosť s obrábaným materiálom. Tým sa komplikuje obtekanie rezného klina deformovaným kovom a odráža sa to v kvalite povrchu obrobku. Zväčšuje sa hĺbka prieniku a veľkosť zvyškových napätí.

Pri použití reznej kvapaliny sa mení tepelný režim a trenie v kontaktných povrchoch, má teda vplyv aj na zvyškové napätia. Zvyškové tlakové napätia pri použití reznej kvapaliny klesajú, ťahové dosahujú až polovičné hodnoty.

Na základe experimentálne analýzy možno konštatovať nasledovné:

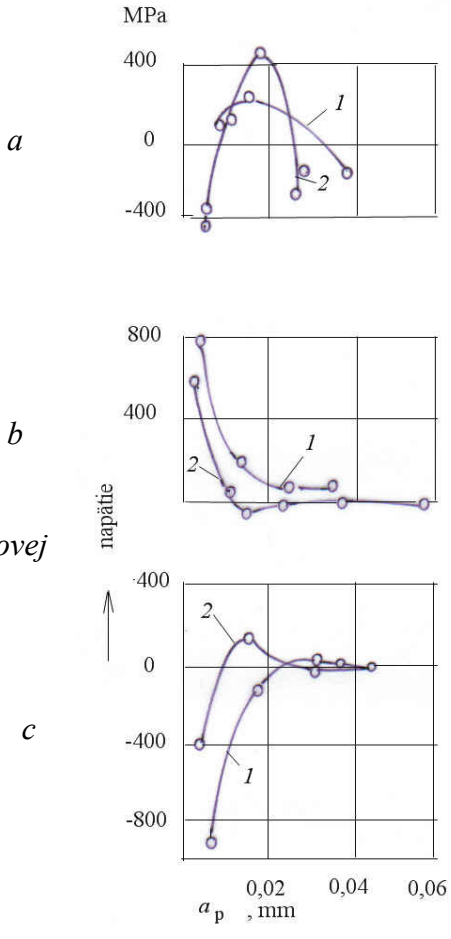
- Tlakové napätia v prvej vrstve závisia na podmienkach kontaktu povrchu nástroja so zabrzdenou vrstvou kovu, alebo nárastkom. Ťahové napätia v druhej vrstve vznikajú v dôsledku vytláčania kovu medzi zaoblenou reznou hranou a obrábaným kovom. Tlakové napätia v tretej vrstve sú reakciou na ťahové napätia v druhej vrstve, môžu vznikať aj s prechodom deformovaného kovu do tejto vrstvy.
- So zväčšovaním reznej rýchlosti klesá hĺbka rozšírenia tlakových napätí v prvej vrstve a ťahových v druhej vrstve. Tlakové napätia v prvej vrstve sa nemenia podľa určitej zákonitosti. Vo vrstve hrúbky 0,003 mm sa zvyškové napätia menia z tlakových na ťahové. Počínajúc reznou rýchlosťou 150 – 170 $m.min^{-1}$ sa podmienky vytvárania povrchovej vrstvy stabilizujú a ďalšie zvyšovanie reznej rýchlosti na 730 $m.min^{-1}$ už na rozdelenie zvyškových napätí nemá podstatný vplyv.
- Charakter rozdelenia a veľkosť zvyškových napätí priamo závisí na podmienkach obtekania reznej hrany materiálom a tvare nárastku.
- Hĺbka šírenie plastickej deformácie vo ferite je väčšia ako v perlite.
- Materiál nástroja má vplyv na proces tvorby povrchovej vrstvy v súvislosti s adhéziou na povrchu kontaktu. Pri použití spekaných karbidov sklon ku zliepaniu podmieňuje najmä karbid volframu So zväčšovaní obsahu karbidu volframu rastie hĺbka druhej vrstvy s ťahovým napätím. Pritom obsah karbidu volframu nemá podstatný vplyv na hĺbku tretej vrstvy.
- Opotrebenie nástroja vplýva na tvorbu povrchovej vrstvy a zvyškové napätia. Naviac vplýva opotrebenie na hĺbku a veľkosť ťahových napätí v druhej vrstve. Veľkosť tlakových napätí a hrúbka prvej vrstvy sa s rastom opotrebenia mení málo. Zmena veľkosti a hĺbky ťahových napätí v prvej vrstve je vyvolané zmenami podmienok obtekania rezného klina kovom a jeho opotrebením. Zmena veľkosti a hĺbky prieniku tlakových napätí v prvej vrstve prebieha hlavne vplyvom vonkajšieho trenia.
- Rezné kvapaliny vplývajú na proces tvorby povrchovej vrstvy a rozloženie zvyškových napätí. Pri použití sulfofrezolu klesajú trecie sily, povrch má úzku prvú vrstvu, v dôsledku čoho sú na čele tejto vrstvy napätia skoncentrované na malej hĺbke. Pri použití emulzie v prvej vrstve pôsobia tlakové zvyškové napätia. Hĺbka šírenia ťahových napätí v druhej stúpa, čo môže byť zapríčinené menšími trecími silami na kontaktujúcich povrchoch. Hĺbka a veľkosť ťahových napätí v druhej vrstve stúpa, čo môže byť zapríčinené menšími trecími silami na kontaktujúcich povrchoch. Hĺbka a veľkosť ťahových napätí v druhej vrstve je pri použití rezných kvapalín menšia ako pri obrábaní za sucha.

- Zvyškové napätia v povrchovej vrstve sú pomerne stabilné. Napr. po skladovaní obrobkov 220 dní pri izbovej teplote neboli zaznamenané žiadne zmeny vo veľkosti a priebehu zvyškových napätí
- So zväčšovaním obsahu uhlíka v oceli a zmenšovaním obsahu feritu klesá hĺbka tlakových napätí. Táto skutočnosť sa prejavuje pri obsahu uhlíka do 0,3 – 0,4%.
- So zväčšovaním posuvu sa zväčšuje prvá aj druhá vrstva, čo možno vysvetliť nárastom a hĺbky deformácie.
- Spevnenie kovu v podstate prebieha deformáciou a spevnením feritu. Perlit sa spevňuje menej a stupeň tohto spevnenia málo závisí na posuve.
- Na napäťový stav kovu v povrchovej vrstve má veľký vplyv teplota v zóne kontaktu.
-

Možno všeobecne konštatovať, že ak prevláda mechanický účinok nad tepelným, vzniká v povrchovej vrstve tlakové napätie. Je to prípad tvárnenia povrchu, sústruženia, frézovania, preťahovania. Naopak, ak je prevažujúce pôsobenie tepla v mieste kontaktu nástroja s obrokom, vznikajú v povrchovej vrstve ťahové napätia. Je to najmä prípad brúsenia.

Pri brúsení vznikajú v povrchovej vrstve značné zvyškové napätia. Proces brúsenia prebieha pri neobyčajne veľkých napätiach, ktoré vznikajú v tenkej vrstve kovu a trieske pri obrábaní veľkou rýchlosťou (mnohonásobne prevyšujúcou rezné rýchlosti sústruženia a frézovania).

Sledovanie zvyškových napätí po brúsení technického železa ukázalo, že pri rozličných rezných podmienkach môžu vznikať rozličné (čo do znamienka) zvyškové napätia, dosahujúce hodnoty 600 – 800 MPa. Rozdelenie týchto napätí v závislosti na hĺbke povrchovej vrstvy je na obr. 7.165.



Obr. 7. 165 Diagramy zvyškových napätí v povrchovej vrstve technického železa po valcovom brúsení.
a - a_p = 0,05 mm;
b - 0,025 mm;
c – 0,05 mm.
1 - v_c = 30 m.s^{-1}, 2- v_c = 100 m.s^{-1}

Zmenou režimu brúsenia sa veľkosť a znamienko zvyškových napätí v povrchovej vrstve mení. Táto zmena súvisí s tým, že pri rozličných rezných podmienkach sa silové a tepelné pôsobenie prejavuje rozlične. Pri hĺbke rezu do 0,05 mm má rozhodujúci vplyv na napätie silový účinok. Preto pod povrchom vznikajú tlakové napätia. Pri hĺbke rezu 0,025 mm sa zväčšuje mechanické zaťaženie jednotlivých zŕn, preto stúpa teplota ohrevu povrchovej vrstvy. Zvýšenie teploty povrchovej vrstvy stimuluje rozvoj ťahových napätí, ktoré dosahujú pri hĺbke rezu 0,025 mm maximálnu hodnotu. Pri veľkých hĺbkach rezu sa stáva mechanický účinok znova prevládajúcim, preto pod povrchom vznikajú tlakové zvyškové napätia.

Na stav zvyškových napätí majú vplyv aj ďalšie technologické faktory. Preto proces vzniku napätí je zložitý. Aby bolo možné riadiť proces vzniku zvyškových napätí pri brúsení, je potrebné poznať mechanizmus ich vzniku. Pri zväčšovaní rýchlosti rotácie obrobku (posuvovej rýchlosti) a pozdĺžneho posuvu sa skracuje trvanie tepelného vplyvu na obrobok. To vedie k znižovaniu ťahových a zväčšovaniu tlakových zvyškových napätí.

Pri rýchlostnom brúsení je stupeň plastickej deformácie nižší ako pri bežnom brúsení a teplota ohrevu stúpa. Tepelný účinok teda prevláda nad mechanickým.

Vplyv zväčšenia rýchlosti rotácie obrobku a pozdĺžneho posuvu na zvyškové napätia vedie k zmenšeniu doby kontaktu kotúča s obrokom a k zintenzívneniu plastickej deformácie povrchovej vrstvy. Výsledkom je vznik tlakových zvyškových napätí.

Pri brúsení žíhanej ocele sa v povrchovej vrstve rozvíjajú ťahové napätia pri malých aj veľkých hĺbkach rezu. Pri zväčšení pozdĺžneho posuvu ťahové napätia rastú. Iba pri niektorých režimoch brúsenia sa podarí dosiahnuť v povrchovej vrstve tlakové napätia. Veľkosť ťahových napätí dosahuje hodnoty 800 – 1000 MPa, v niektorých prípadoch až 1200 MPa. Hĺbky prieniku zvyškových napätí po brúsení dosahuje hodnoty 0,02 – 0,04 mm. Hĺbka najviac zaťaženej vrstvy nepresahuje hodnotu 0,05 – 0,01 mm.

Pri brúsení zakalenej uhlíkovej ocele je vznik podpovrchových zvyškových napätí v značnej miere ovplyvnený fázovými transformáciami, ktoré vedú ku zmene merného objemu materiálu.

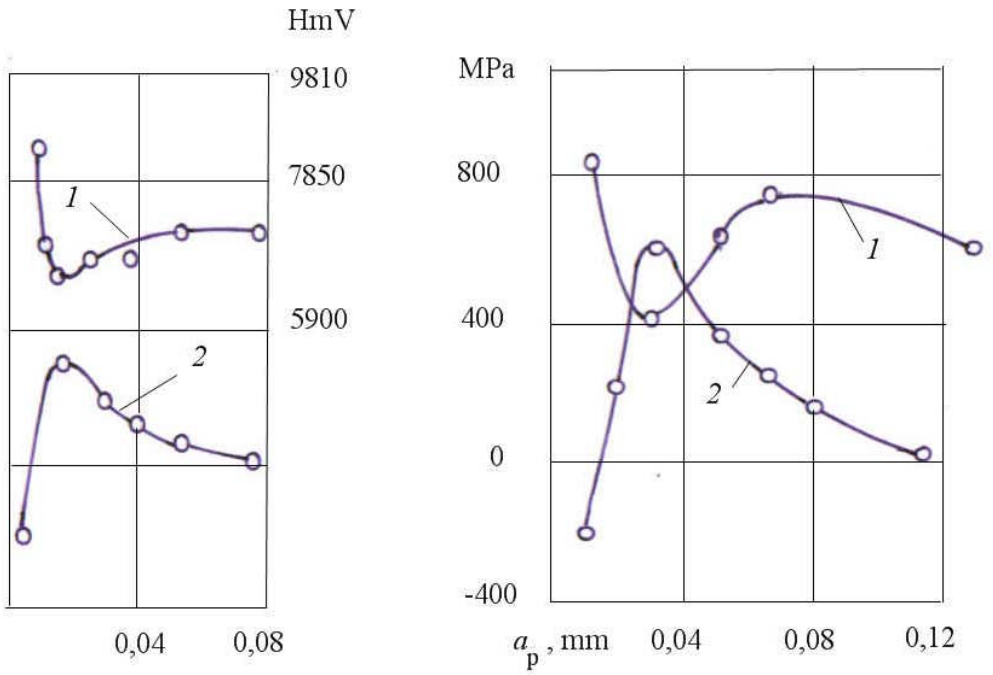
Pri brúsení uhlíkovej ocele je pod tenkou vrstvou zakaleného a spevneného kovu tenká vrstva popusteného kovu, ktorej mikrotvrdosť môže byť 1,5 až 2x menšia ako je mikrotvrdosť východiskového zakaleného kovu.

V závislosti na skutočných podmienkach ohrevu a ochladenia povrchovej vrstvy pri brúsení kalenej ocele v rozličnej hĺbke vznikajú rozličné štruktúra (austenit, martenzit, troostit), ktoré majú rozličný merný objem. Preto vznikajú zvyškové napätia s rozličným znamienkom.

Porovnanie diagramov zvyškových napätí a kriviek rozdelenia mikrotvrdosti v závislosti na hĺbke vrstvy ukazuje, že vo všetkých prípadoch je zníženie mikrotvrdosti spojené s popustením a zmenšením hustoty kovu. V popustenej zóne vznikajú značné ťahové zvyškové napätia. Naopak, sekundárne zakalenie vonkajšej vrstvy chladiacou kvapalinou dáva štruktúru tetragonálneho martenzitu, ktorý má najväčšiu hustotu, čo vedie k veľkým tlakovým zvyškovým napätiam. Pretože sekundárne zakalenie povrchovej vrstvy a jej plastická deformácia je sprevádzaná zvýšením mikrotvrdosti a merného objemu, ktoré vyvoláva vznik tlakových zvyškových napätí, zvýšeniu kriviek mikrotvrdosti odpovedá obyčajne pokles kriviek zvyškových napätí.

Popustenie kovu a zväčšenie zvyškového austenitu tiež znižuje mikrotvrdosť kovu a zmenšuje merný objem, čo vedie k vzniku ťahových napätí v žíhanej zóne (alebo zmenšeniu

tlakových napätí). Preto prudkému poklesu kriviek mikrotvrdosti odpovedá vo väčšine prípadov nárast kriviek na diagramoch zvyškových napätí (obr. 7.166).



a *b*

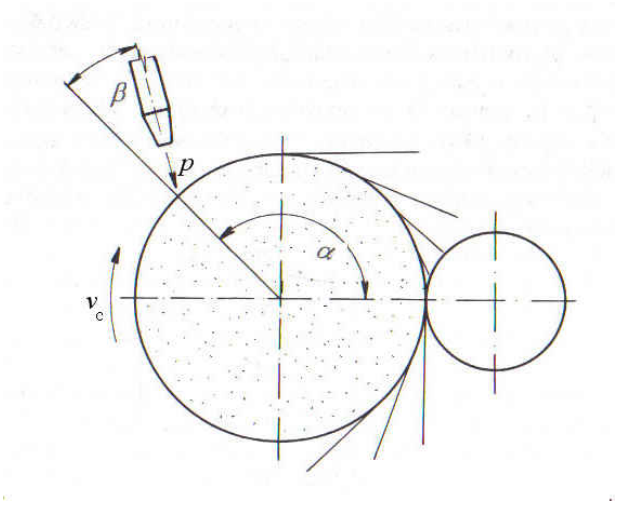
Obr. 7.166 Rozdelenie mikrotvrdosti a zvyškových napätí po hĺbke povrchovej vrstvy kalenej ocele po brúsení (v_o = 0,48 m.s^{-1}; f = 0,017 m.s^{-1}). a – a_p = 0,0375 mm; b – a_p = 0,05 mm

Veľkosť zvyškových napätí v povrchovej vrstve zakalenej a žíhanej ocele je približne rovnaká, hĺbka prieniku je u kalenej ocele podstatne väčšia. Je približne rovná hrúbke vrstvy, ktorá prešla fázovou zmenou. V závislosti na rezných podmienkach sa pohybuje v medziach 0,2 – 0,3 mm.

So zvyšovaním reznej rýchlosti vzniká problém odvodu tepla zo zóny rezania. Nebezpečenstvo vzniku trhlín sa dá zmenšiť intezívnym chladením, alebo zväčšením rýchlosti obrobku. Vplyv druhu reznej kvapaliny je vyšší. Pri chladení emulziou je deformácia, teda aj výška nerovností obrobenej plochy vyššia ako pri chladení olejom. Pri bežnom brúsení konštrukčných ocelí dochádza ku vzniku mikrotrhlín na hranách drážok obrobeného povrchu. Spevnenie, ktoré súvisí so zväčšením plastickej deformácie vedie ku krehnutiu materiálu. Pri použití chladiaceho oleja, počet mikrotrhlín a ich hĺbka klesá a tiež sa zmenšuje hĺbka deformovanej vrstvy, bezprostredne pod brúseným povrchom.

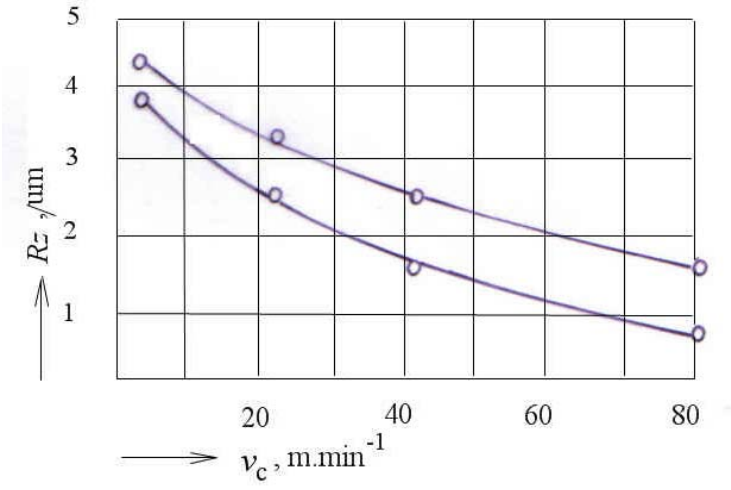
Prax rýchlostného brúsenia ukazuje, že so zvyšovaním reznej rýchlosti je odvod tepla do reznej kvapaliny intenzívnejší, čo dáva možnosť znížiť jej spotrebu. Súčasne so zväčšovaním rýchlosti rotácie brúsneho kotúča vzniká okolo neho turbolencia vzduchu, ktorá sťažuje prístup kvapaliny k brúsenému povrchu. Preto jedna z ciest ako zvýšiť efektívnosť brúsenia je prívod kvapaliny pod tlakom do kotúča v mieste vchádzania do záberu (obr. 7.167) .Toto opatrenie súčasne čistí brúsny kotúč od vtlačených triesok a zamedzuje zanášanie kotúča. Vyčistením pórov kotúča od triesok sa predĺži reznosť kotúča a proces samoostrenia vplyvom vylamovania zŕn sa spomalí, intenzita opotrebenia kotúča poklesne.

Súčasne sa chladí aj obrobok. Uhly dýzy α a β, ako aj tlak a množstvo reznej kvapaliny závisia na štruktúre kotúča a reznej rýchlosti.



76 Tlakový prívod reznej kvapaliny do brúsneho kotúča

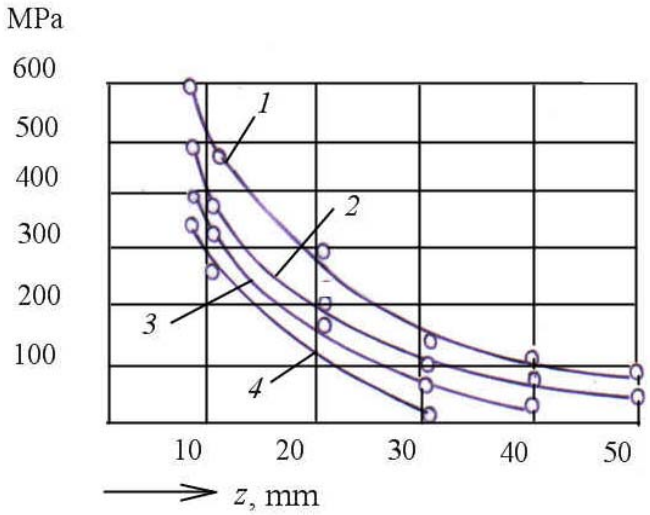
So zvyšovaním rýchlosti pohybu obrobku sa hĺbka deformovanej vrstvy zmenšuje, zintenzívňuje sa odvod tepla do obrobku a reznej kvapaliny, zrýchlením cirkulácie kvapaliny po povrchu. Preto so zvyšovaním obvodovej rýchlosti brúsneho kotúča sa kvalita brúseného povrchu zlepšuje (obr. 7.168).



Obr. 7.168 Závislosť najväčšej výšky nerovností profilu na obvodovej rýchlosti brúsneho kotúča. 1 – f (na otáčku) = 1,02 mm; 2 - f = 3 mm

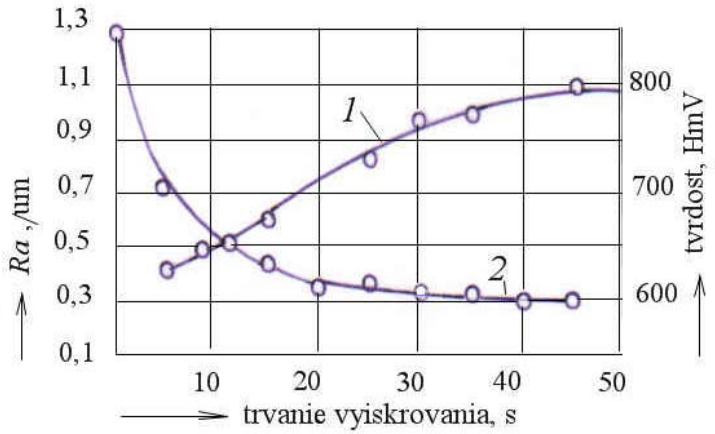
Zvýšenie rýchlosti rotácie brúsneho kotúča zväčšuje intenzitu vývoja tepla v zóne rezania a zmenšuje zaťaženie jednotlivých zŕn. To zintenzívňuje vplyv teplotného faktora a oslabuje vplyv silového poľa. V dôsledku toho sa tlakové zvyškové napätia zmenšujú, alebo sa menia na ťahové.

Zvyšovanie rýchlosti pohybu obrobku zmenšuje trvanie kontaktu brúsneho kotúča a brúseného povrchu, teda znižuje ohrev obrobku. Pritom sa zoslabuje vplyv teplotného faktora a ťahové zvyškové napätia klesajú (obr. 7.169).

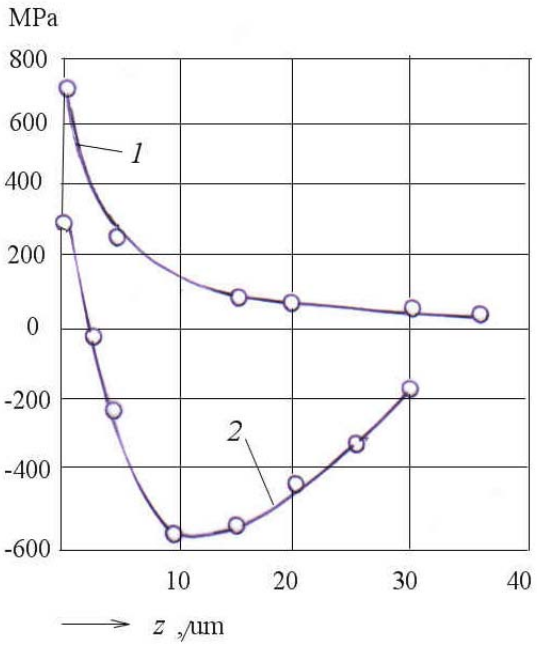


Obr. 7.169 Vplyv rýchlosti rotácie obrobku na zvyškové napätia pri brúsení. 1 – v_o = 26 m.min^{-1}; –36,5 m.min^{-1}; 3 – 73 m.min^{-1}; 4 – 100 m.min^{-1}

Pri vyiskrovaní sa proces odoberania triesky nahradzuje procesom trenia a plastickej deformácie povrchovej vrstvy. Potom s každým prechodom sa zväčšuje stupeň plastickej deformácie a spevnenie kovu v povrchovej vrstve (obr. 7.170. Vedie to k zväčšovaniu jeho objemu a vzniku tlakových napätí, alebo ku zmenšeniu ťahových napätí (obr. 7.171).

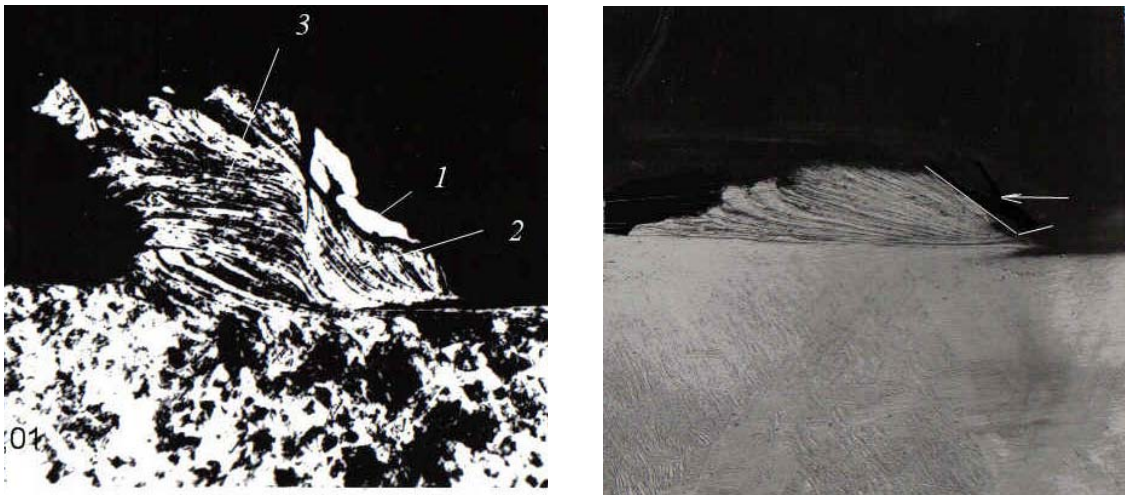


Obr. 7.170 Vplyv trvania vyiskrovania na spevnenie brúseného povrchu a strednú aritmetickú výšku nerovností. 1 – mikrotvrdosť, 2 – stredná aritmetická výška nerovnosti profilu



Obr. 7.171 Vplyv procesu vyiskrovania na zvyškové napätia, 1 – brúsenie bez vyiskrenia, 2 – brúsenie s vyiskrovaním v trvaní 20 s.

Opotrebenie brúsnych zŕn a zanesenie brúsneho kotúča zvyšuje trenie v zóne brúsenia a ohrev povrchovej vrstvy. Pri zanesenom kotúči sa časti triesky dostávajú do medzier medzi brúsnymi zrnami a zostávajú tam pri ďalšej otáčke kotúča. Dochádza ku treniu medzi týmto deformovaným elementom a obrobkom. Dokonca môže tento spevnený materiál bahrádzať funkciu rezného klina a tvoriť triesku. Tento prípad je na obr. 7.172.

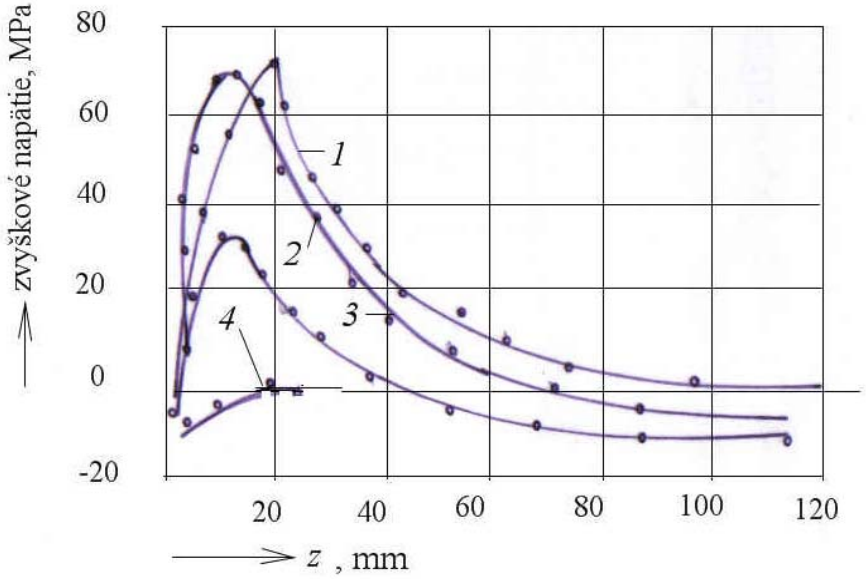


a *b*

Obr. 7.172 Metalografický výbrus zóny tvorenia triesky pri brúsení „zaneseným“ kotúčom.a – oceľ 12 050.1(C45), 2 – zliatina titánu VT 6. 1 – úlomok brúsneho zrna, 2 – zvyšok triesky, uchytený medzi zrnami, 3 - trieska

Na obr. *a* vidno, že časť triesky, ktorá pripomína nárastok je pevne uchytený medzi susednými zrnami a pôsobí ako rezný klin nástroja. Možno reálne predpokladať, že koeficient vnútorného trenia medzi touto časticou a obrábaným materiálom bude podstatne vyšší ako medzi trieskou a brúsnym zrnom. Preto aj intenzita plastickej deformácie bude vyššia. Zložitejšia situácia je pri obrábaní titánových zliatin, pretože pre vysoký koeficient trenia sú podmienky trenia medzi titánom triesky a obrábaným materiálom veľmi ťažké. Vidno, že pred brúsnym zrnom sa tvorí vláknitá, vysoko deformovaná vrstva kovu, ktorá je v intenzívnom kontakte s obrokom. Základnou podmienkou zlepšenia procesu brúsenia titánu je nájsť vhodné mastiace médium, ktoré zníži koeficient trenia medzi vláknitou vrstvou triesky a základným materiálom, teda medzi titánom a titánom.

Ťahové napätia sa vplyvom opotrebenia brúsneho kotúča zväčšujú a siahajú do väčšej hĺbky (7.1736).

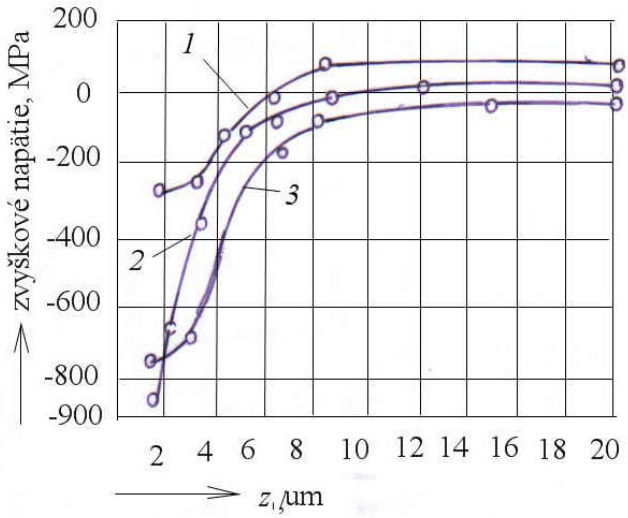


Obr. 7.173 Vplyv opotrebenia (zanesenia) brúsneho kotúča na zvyškové napätia na vzorke z ocele, pri brúsení s hĺbkou rezu 0,008 mm na zdvih, počas: 1 - τ_s = 60 min,2 – 40 min; 3 – 10 min; 4 – 2 min

Všetky dokončovacie operácie sa realizujú pri malých rezných rýchlostiach a tlakoch, preto ohrev kovu v povrchovej vrstve nie je dostatočný na to, aby mohol iniciovať vznik teplotných zvyškových napätí.

Pri dokončovacom obrábaní dochádza ku mikroskopickej deformácii povrchu a spevneniu povrchovej vrstvy. Spevnenie sa zvyšuje pri prechode z režimu odrezávania triesky k režimu trenia – leštenia. Preto v tenkej povrchovej vrstve dochádza ku vzniku tlakových zvyškových napätí, ktoré sa dajú porovnať s napätiami, vznikajúcimi pri iných procesoch mechanického obrábania.

Ako ukazujú krivky zvyškových napätí po superfinišovaní kalenej ocele 100Cr6 na obr. 7.174, tlakové napätia dosahujú hodnoty 740 – 860 MPa a zasahujú do hĺbky z = 0,005 – 0,015 mm.

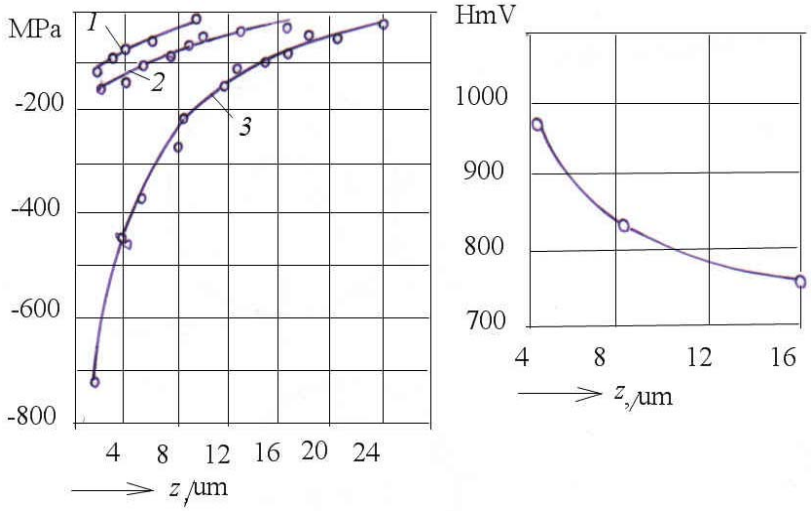


Obr. 7.174 Zvyškové napätia po superfinišovaní kalenej ocele 100Cr6. 1 – režim odrezávania triesky, 2,3 – režim leštenia

Pritom prechod procesu superfinišovania z režimu odoberania triesky k lešteniu zvyšuje tlakové zvyškové napätia z 240 na 860 MPa, čiže viac ako trojnásobne.

Plastická deformácia kovu povrchovej vrstvy pri honovaní tiež vyvoláva tlakové napätia, ktorých veľkosť a hĺbka súvisí s plastickou deformáciou kovu. Pritom pri honovaní vzniká špecifická situácia oproti iným dokončovacím metódam. Zväčšovanie tlaku kameňov nevedie k zväčšeniu plastickej deformácie a spevneniu kovu a naopak, ku zmenšeniu spevnenia a tlakových zvyškových napätí.

Po zväčšení tlaku kameňov *p* zo 40 na 160 MPa (obr. 7.175) klesne spevnenie honovaného povrchu z 960 na 760 MPa a klesne veľkosť tlakových zvyškových napätí z 870 na 180 MPa. Hĺbka vrstvy, do ktorej zasahujú napätia *z* klesne z 0,03 na 0,01 – 0,015 mm. (*a*)



a *b*

Obr. 7.175 Zvyškové napätia (a) a spevnenie (b) ocele pri honovaní v režime samoostrenia (krivka 1 a 2) s tlakom 1,6 MPa a v režime leštenia (krivka 3) s tlakom 0,4 MPa

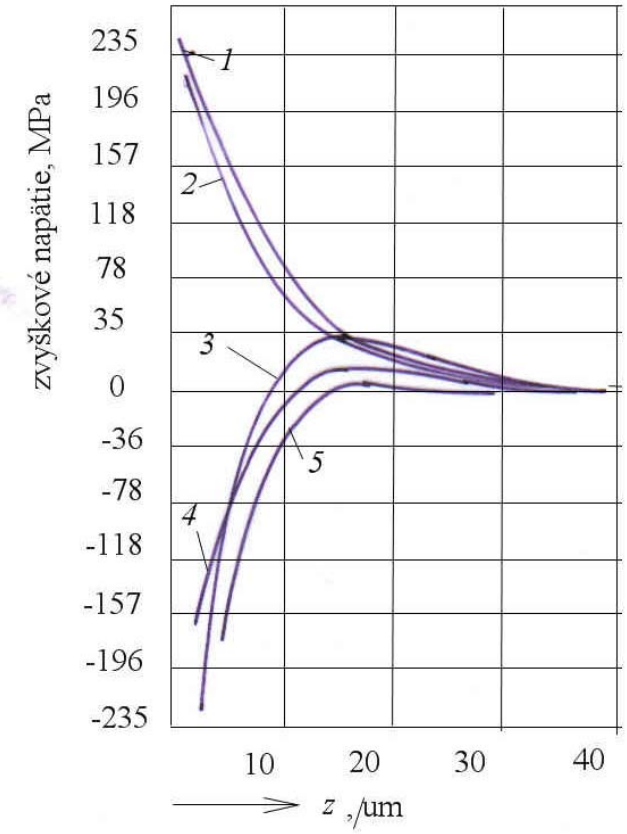
Takáto neobvyklá zákonitosť sa dá vysvetliť tým, že pri práci s kameňmi s rovnakou charakteristikou, zväčšenie tlaku *p* v uvedených medziach mení proces honovania z režimu leštenia (ktorý vyvoláva plastickú deformáciu) na režim odoberania triesky – škrabania ostrými zrnami samoostriaceho kameňa, pri ktorom prebieha plastická deformácia menej intenzívne. Stupeň plastickej deformácie aj v tomto prípade postačuje na vznik zvyškových tlakových napätí.

Z uvedených výsledkov vyplýva, že proces vzniku zvyškových napätí je zložitý a závisí na mnohých parametroch. Preto jeho presná identifikácia je možná len experimentálne.

Prítomnosť zvyškových napätí v strojových súčiastkách sa prejavuje pozitívne aj negatívne. U ocelí so zvýšenou tvrdosťou sa v dôsledku tlakových napätí v povrchovej vrstve zvyšuje medza únavy až o 50%. Naopak, ak sú v povrchovej vrstve ťahové napätia, klesá medza únavy cca o 30%.

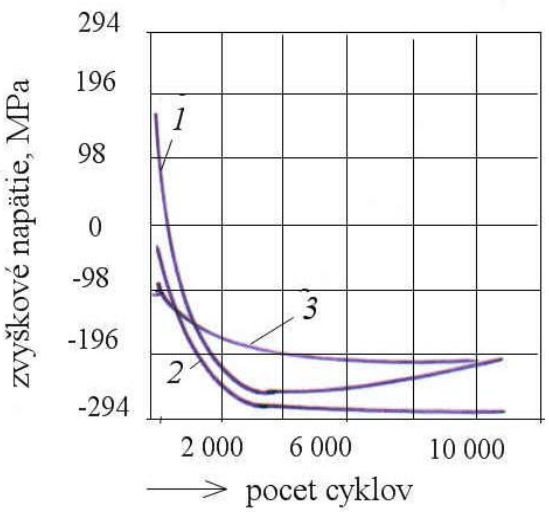
Na základe analýzy vplyvu zvyškových napätí na prevádzkové vlastnosti súčiastok možno formulovať nasledovné závery:

Pri trení súčiastok vzniká v povrchovej vrstve kovu plastická deformácia, sperevádzaná intenzívnym spevnením a vznikom ďalších zvyškových napätí. Ak spolu zaberajúce súčiastky mali predtým pod povrchom zvyškové napätia od obrábania, na začiatku trenia sa tieto napätia môžu zmeniť. Závisí to na podmienkach trenia, nezávisle na veľkosti a znamienku zvyškových napätí od obrábania. Ako ukazuje diagram na obr. 7.176 ťahové napätia sa po 200 cykloch trenia transformujú na tlakové a pri ďalšom trení súčiastok už nemenia svoju veľkosť.



Obr. 7.176 Zmena rozloženia zvyškových napätí v závislosti na hĺbke pod brúseným povrchom v procese opotrebenia. 1, 2 – pred opotrebením, 3 – opotrebenie po 8 000 cykloch, 4, 5 – opotrebenie po 12 000 cykloch.

Analogické experimenty so súčiastkami v ktorých boli tlakové, alebo žiadne (po žíhaní) napätia, umožnili zostrojiť diagram zmeny veľkosti zvyškových napätí v procese trenia (obr. 7.1776).



Obr. 7.177 Závislosť veľkosti a znamienka zvyškových napätí v povrchovej vrstve na čase opotrebenia

Vidno, že v procese trenia v povrchovej vrstve vznikajú tlakové zvyškové napätia, ktorých veľkosť klesá.

Pri dlhodobej prevádzke súčiastok a pri pôsobení vysokých teplôt dochádza ku relaxácii zvyškových napätí v povrchovej vrstve. Napr. pri výdrži súčiastky po dobu 100 h pri vysokej teplote bude pomerná veľkosť relaxácie zvyškových napätí:

$$R = \frac{\sigma_{poč} - \sigma}{\sigma_{poč}} \tag{7.99}$$

určená vzťahom

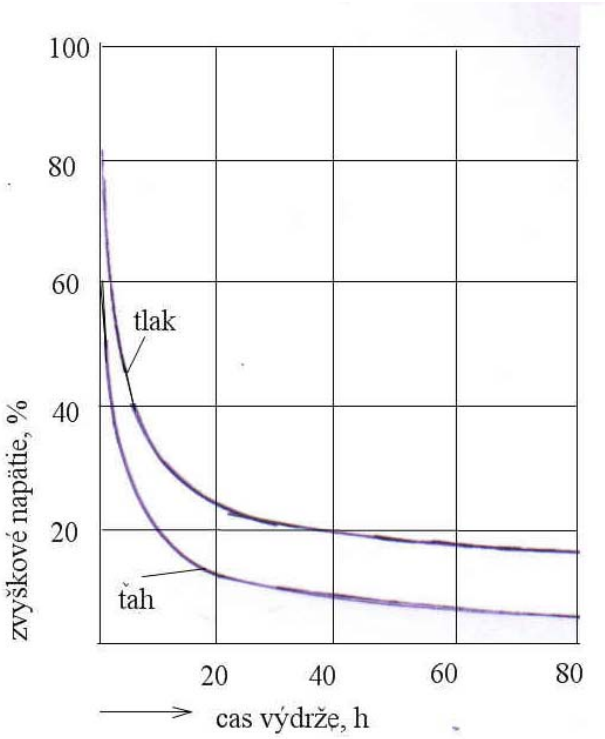
$$R = 0{,}0127.\theta^{1{,}47}, \tag{7.100}$$

kde θ je teplota ohrevu súčiastky, °C,

$\sigma_{poč}$ – zvyškové napätie pred ohrevom, MPa,

σ – zvyškové napätie po ohreve, MPa.

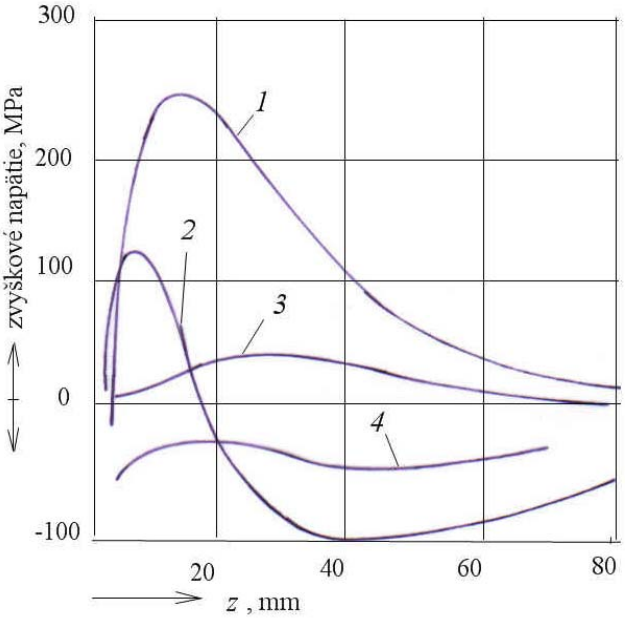
Pritom je potrebné poznamenať, že rýchlosť relaxácie nie je rovnaká pri napätiach rozličného znamienka. Na obr. 7.178 vidno, že rýchlosť relaxácie zvyškových ťahových napätí je vyššia ako tlakových.



Obr. 7.178 Zmenšovanie zvyškových napätí c časom v prostredí s teplotou 430°C .

Po 100 hodinovej výdrži pri teplote 430^0C sa ťahové napätia zmenšili o 93% a tlakové len o 83%. Hĺbka preniknutia zvyškových napätí sa pri relaxácii zmenila nepatrne

Priebeh zvyškových napätí pod obrobeným povrchom po žíhaní je pri použití rozličných technológií obrábania odlišný. Príklad je na obr. 7.179.



Obr. 7.179 Zvyškové napätia po sústružení a frézovaní a nasledovnej 100 – hodinovej výdrži pri teplote 4300°C. 1,3 – hobľovanie, 2,4 – čelné frézovanie, 1,2 – bezprostredne po obrobení, 3,4 – po obrábaní a žíhaní.

Na elimináciu škodlivých zvyškových napätí možno použiť viacero metód:

- Prirodzené starnutie súčiastok. Uloženie súčiastok na vzduchu pod prístreškom, pod vplyvom poveternosti dlhú dobu vedie k vyrovnávaniu zvyškových napätí. Používa sa skôr na zníženie napätí po výrobe polovýrobkov a je náročné na čas
- Umelé starnutie v žíhavej peci s režimom na odstránenie zvyškových napätí (ohrev na 450 – 650°C podľa materiálu a pomalé ochladenie)
- Pôsobenie silného striedavého magnetického poľa (u magneticky aktívnych materiálov)
- Aplikácia intenzívneho ultrazvuku
- Vrhanie guliek, alebo liatinovej drte (baletinovanie)

8 OBRÁBATEĽNOSŤ MATERIÁLOV A REZNOSŤ NÁSTROJOV

8.1 Obrábateľnosť materiálov a metódy jej určovania

Zdokonaľovanie procesov obrábania je podmienené nárokmi na zvyšovanie kvality obrobených plôch. Táto požiadavka v značnej miere stimuluje rozvoj procesov obrábania. Formulovala sa však aj požiadavka na zvyšovanie výrobnosti operácií a znižovanie nákladov na ich realizáciu. Pri experimentálnom výskume sa zistilo mnoho poznatkov o faktoroch, ktoré vplývajú na opotrebenie nástroja a jeho trvanlivosť a umožňujú nájsť spôsoby zvyšovania trvanlivosti nástrojov. Poznatky v tejto oblasti sa týkajú hlavne technologických vlastností obrábaného materiálu, ktoré sa začali nazývať obrábateľnosť materiálov.. Podobne vo vzťahu k rezným materiálom vznikol súbor poznatkov, ktorý poznáme pod pojmom reznosť materiálov a nástrojov.

Súčasné prístupy k posudzovaniu obrábateľnosti materiálov sú rôzne a majú značné subjektívne nánosy. Vo všeobecnom zmysle treba obrábateľnosť chápať ako kvalitatívny stav materiálu z hľadiska jeho spôsobilosti poddávať sa účinkom rezného klina. Podľa obrábateľnosti posudzujeme vhodnosť materiálu pre zvolený spôsob výroby pri uplatnení predpísaných kvalitatívnych a ekonomických požiadaviek. Z praktického hľadiska je aktuálne rozlišovať relatívnu obrábateľnosť, vzťahovanú k základnému – referenčnému materiálu, Aby bolo možné poznatky o obrábateľnosti prakticky využiť, je potrebné materiály formálne zaradiť do tried a skupín podľa pomernej obrábateľnosti k referenčným materiálom. Z tejto pozície patrí pojem obrábateľnosť do kategórie zvárateľnosť, tvarovateľnosť a pod. Na rozdiel od týchto kategórií existujú materiály, ktoré nemožno zvárať, tiež, ktoré nemožno tvárniť. Neexistuje však materiál, ktorý by nebolo možné obrábať.

Stupeň obrábateľnosti daného materiálu je daný pomerom nákladov na vyhotovenie tej istej súčiastky z referenčného materiálu, pri rovnakých rezných podmienkach na rovnakom výrobnom zariadení, rovnakými nástrojmi a pri rovnakých požiadavkách na kvalitu a presnosť obrobených plôch.

Určitý materiál bude mať v porovnaní s iným tým lepšiu obrábateľnosť, čím v kratšom čase, s menšou spotrebou nástrojov, výrobného zariadenia a energie – pri dodržaní technických požiadaviek na vyrábané súčiastky z hľadiska ich rozmerovej a tvarovej presnosti a prípustnej kvality povrchu – ho možno obrobiť.

Obrábateľnosť teda nie je len funkciou obrábaného materiálu, ale aj spôsobu obrábania, použitého rezného materiálu a pod. Má teda podmienený charakter, pretože vyjadruje rôzne vlastnosti materiálu v závislosti od podmienok obrábania a požiadaviek, kladených na vyrábané súčiastky.

Komplex technologických vlastností, určujúcich obrábateľnosť materiálu, možno pri danom spôsobe obrábania a druhu rezného materiálu vyjadriť týmito faktormi:

- Rezná rýchlosť pri požadovanej trvanlivosti nástroja v_T. Úroveň tejto reznej rýchlosti určuje tzv. kinetickú (rýchlostnú) obrábateľnosť materiálu.
- Rezná sila, krútiaci moment, alebo výkon, potrebný na odrezanie materiálu. Úroveň reznej sily (mernej reznej sily) určuje tzv. dynamickú (silovú obrábateľnosť materiálu.
- Kvalita obrobenej plochy a presnosť lineárnych rozmerov obrobku určuje mikrogeometrickú povrchovú obrábateľnosť materiálu.
- Tvar (stupeň tvarovania) odchádzajúcej triesky.
- Teplota rezania

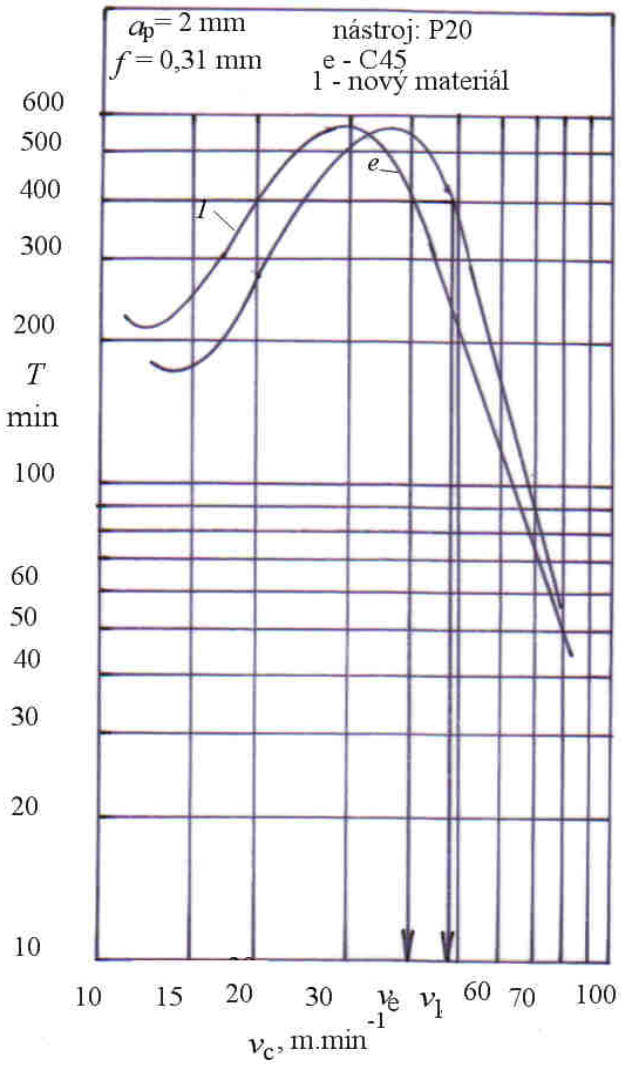
Materiál je lepšie obrábateľný, čím je:

- vyššia rezná rýchlosť pri danej trvanlivosti nástroja
- menšie zaťaženie nástroja reznými silami,
- menšia hodnota *Rz*, resp *Ra* a vyššia presnosť obrobenej plochy,
- viac drobená trieska (menší *w*),
- nižšia hodnota teploty rezania

Tieto kritériá sú však často v protirečení. Preto v daných podmienkach uprednostňujeme to, ktoré je dôležité z hľadiska výsledku obrábania. Napr. pri hrubovaní je dôležitá kinetická a dynamická obrábateľnosť, pri dokončovaní mikrogeometrická.

8.1.1 Dlhodobá skúška kinetickej obrábateľnosti

Pri výbere rezných podmienok pri hrubovaní sa najviac používa kritérium kinetickej obrábateľnosti K_v. Je to pomer reznej rýchlosti, ktorá zaručuje definovanú trvanlivosť pri obrábaní etalónového a skúšaného materiálu podľa obr. 8.1:



Obr. 8.1 Diagram T- v_c pre dva druhy materiálov, obrábaných rovnakým rezným materiálom. e - etalónový materiál, 1 - skúšaný materiál

$$K_{\mathrm{v}} = \frac{v_{\mathrm{T1}}}{v_{\mathrm{T}e}}, \tag{8.1}$$

kde v_{T1} je rezná rýchlosť pri obrábaní skúšobného materiálu,
v_{T2} - rezná rýchlosť pri obrábaní referenčného materiálu.

Jednotlivé materiály sa zaradzujú do tried. Medzi susednými triedami materiálov je rozdiel kinetickej obrábateľnosti daný kvocientom:

$$q = \sqrt[10]{10} = 1{,}26\,. \tag{8.2}$$

Určovanie zaradenia materiálov do *tried obrábateľnost*i pre ocele vyplýva z tab. 8.1.

Zaradenie materiálov do tried obrábateľnosti *Tab. 8.1*

Kritérium kinetickej obrábateľnosti K_{v}	Trieda obrábateľnosti
0,18-0,22	6
0,23-0,28	7
0,29-0,35	8
0,36-0,44	9
0,45-0,56	10
0,57-0,71	11
0,72-0,89	12
0,9-1,12	13
1,13-1,41	14
1,42-1,78	15
1,79-2,24	16
2,25-2,82	17

Pre referenčné materiály sú hodnoty v_{Te} známe, preto ak poznáme u skúmaného materiálu K_{v}, môžeme stanoviť reznú rýchlosť, pri ktorej bude u skúmaného materiálu rovnaká trvanlivosť nástroja:

$$v_{\mathrm{T1}} = v_{\mathrm{Te}}.K_{\mathrm{v}}\,. \tag{8.3}$$

Pre každú skupinu materiálov sú stanovené referenčné materiály:

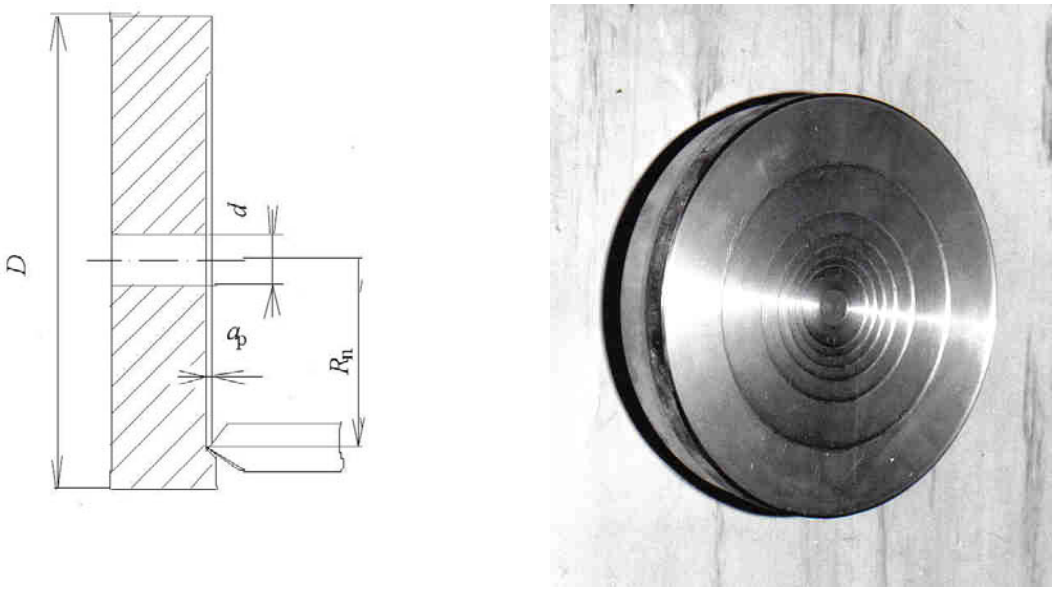
- skupina *a* zahŕňa materiály, pri ktorých obrábaní vzniká krátka trieska (liatiny). Referenčným materiálom je sivá liatina s tvrdosťou 190 HB (tr. 11*a*), podľa ISO 185. Mikroštruktúra má prednostne pozostávať zo 100% perlitu s grafitom v šupinách v rámci nasledovných špecifikácií: neviazaný obsah železa: 0%; neviazaný ferit: max. 5%; steadit (železo-eutektický fosfid železa) max. 5%; steadit: iba grafit v šupinách; perlit: rovnováha
- skupina *b* zahrňuje materiály s plynulou trieskou (nízkouhlíkové ocele). Etalónom je oceľ C45 E4, v súlade s ISO 638-1. (trieda 13*b*). Odporúčané chemické zloženie: 0,42-0,5%C; 0,1-0,4% Si; 0,5-0,8% Mn; max. 0,035% S; max. 0,035%P. Maximálne

hodnoty ostatných prvkov: 0,2% Ni; 0,15% Cr; 0,05% Mo; 0,02% V; 0,2% Cu. Oceľ má byť okysličená hliníkom, minimálny obsah Al má byť 0,01%, max. 0,03%.

- v skupine *c* sú neželezné kovy. Ich referenčným materiálom je automatová oceľ, (má $K_v = 1$ a triedu 12*c*).
- *d* skupinu tvoria ľahké kovy, ktorých referenčným materiálom je dural a má triedu 12*d*

8.1.2 Skrátená skúška čelným sústružením

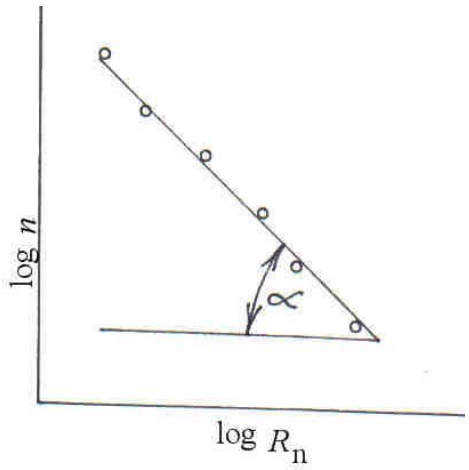
Závislosť $T = f(v_c)$ pre potreby určovania relatívnej obrábateľnosti sa dá zistiť aj krátkodobým sústružením. Klasickou skúškou je skúška čelných sústružením. Spočíva v tom, že sa sústruží čelo kotúčového obrobku s veľkým priemerom (cca 300 mm), od stredu k obvodu. Ak sa použije nástroj z rýchloreznej ocele, pri určitej reznej rýchlosti, teda na polomere R_n sa náhle otupí a prestane odoberať triesku (obr. 8.2).



a *b*

Obr. 8.2 Schéma skúšky čelným sústružením(a)
a fotografia obrobku po skúškepri šiestich frekvenciách otáčania obrobku (b)

Frekvencia otáčania obrobku sa musí voliť tak, aby priemer $2R_n = D_n$ spĺňoval podmienku: $2.d \langle D \langle D_n$. Táto podmienka je splnená, ak $n_{max} = (8\text{-}10)n_{min}$.
Môže sa použiť napr. šesť frekvencií otáčania. Pri každej frekvencii sa nástroj otupí pri inom priemere obrobku. Preto skúšku možno uskutočniť postupnými zábermi na jednom obrobku pri stupňovaní frekvencie otáčania (obr. 8.2b). Zo získaných hodnôt sa zostrojí závislosť $\log R_n = f.(\log n)$ (obr. 8.3).



Obr. 8.3 Závislosť polomeru R_n na ktorom vzniklo katastrofálne opotrebenie od frekvencie otáčania vretena n

Sklon tejto závislosti udáva veľkosť exponenta m v závislosti $T = f(v_c)$, podľa vzťahu:

$$m = \frac{\mathrm{tg}\alpha + 1}{\mathrm{tg}\alpha - 1}. \tag{8.4}$$

Konštanta C_v (hodnota v_c pri $T = 1$) sa určí:

$$C_v = v_n . \sqrt[m]{\frac{R_n}{f.n.(m+1)}}, \tag{8.5}$$

kde $v_n = \pi..D_n.n.10^{-3}$
Pozn. Používa sa aj reverzná rovnica:

$$v_c = \frac{C_v}{T^{\frac{1}{m}}}. \tag{8.6}$$

Relatívna kinetická obrábateľnosť materiálu.

$$K_v = \frac{v_{T1}}{v_{Te}} = \frac{C_{v1}}{C_{ve}} . T^{\frac{1}{m_e} - \frac{1}{m_1}}, \tag{8.7}$$

kde v_T je rezná rýchlosť pri zvolenej trvanlivosti.

Pri rovnakých hodnotách exponentov m pre skúšaný a etalónový materiál platí:

$$K_{\mathrm{v}} = \frac{C_{\mathrm{v1}}}{C_{\mathrm{ve}}}. \tag{8.8}$$

Metóda čelného sústruženia nie je vhodná pre nástroje zo spekaného karbidu a keramiky, lebo otupenie týchto materiálov sa neprejaví tak výrazne ako otupenie rýchloreznej ocele

Získaná závislosť sa však odlišuje od závislosti, získanej dlhodobou skúškou:

- čelné sústruženie s rastúcou reznou rýchlosťou je z hľadiska charakteru opotrebenia nástrojov odlišné od klasického sústruženia pri v_{c} = konšt.
- Pri opotrebení nástrojov porušujeme základné pravidlá pre racionálne využitie nástroja. Preto hodnoty C_{v} a m môžu vykazovať menšiu presnosť, ako pri klasickej skúške. Pri porovnávaní dvoch materiálov však dostaneme dobré výsledky, pretože sa dopúšťame rovnaké chyby u oboch.

Na spoľahlivé vyhodnotenie skúšky stačí vykonať skúšku len pri dvoch frekvenciách otáčania.

Na získanie spoľahlivých hodnôt je potrebné, aby pomer frekvencií otáčania je dostatočne veľký:

$$\frac{n_2}{n_1} \geq 8.$$

Parametre C_{v} a m pre frekvencie otáčania n_1 a n_2 dostaneme z nasledovných vzťahov:

$$m = v_{\mathrm{n}} \cdot \sqrt[m]{\frac{D_{\mathrm{n}}}{2.\pi.n.f.(m+1)}}. \tag{8.9}$$

Táto metóda čelného sústruženia je veľmi jednoduchá. Oproti skúške s troma otáčkami je spotreba materiálu menšia. Dôležitou otázkou, ktorá rozhoduje o spoľahlivosti skúšky je rovnomerná tvrdosť použitých rezných nástrojov. Nedostatkom skúšky je potreba obrobku s veľkým priemerom. Tvrdosť polovýrobku od stredu k obvodu sa totiž môže výrazne meniť. Závisí na spôsobe výroby polovýrobku.

Ako príklad uvedieme aplikáciu čelnej skúšky na sledovanie vplyvu mikroštruktúry ocele na jej pomernú obrábateľnosť.

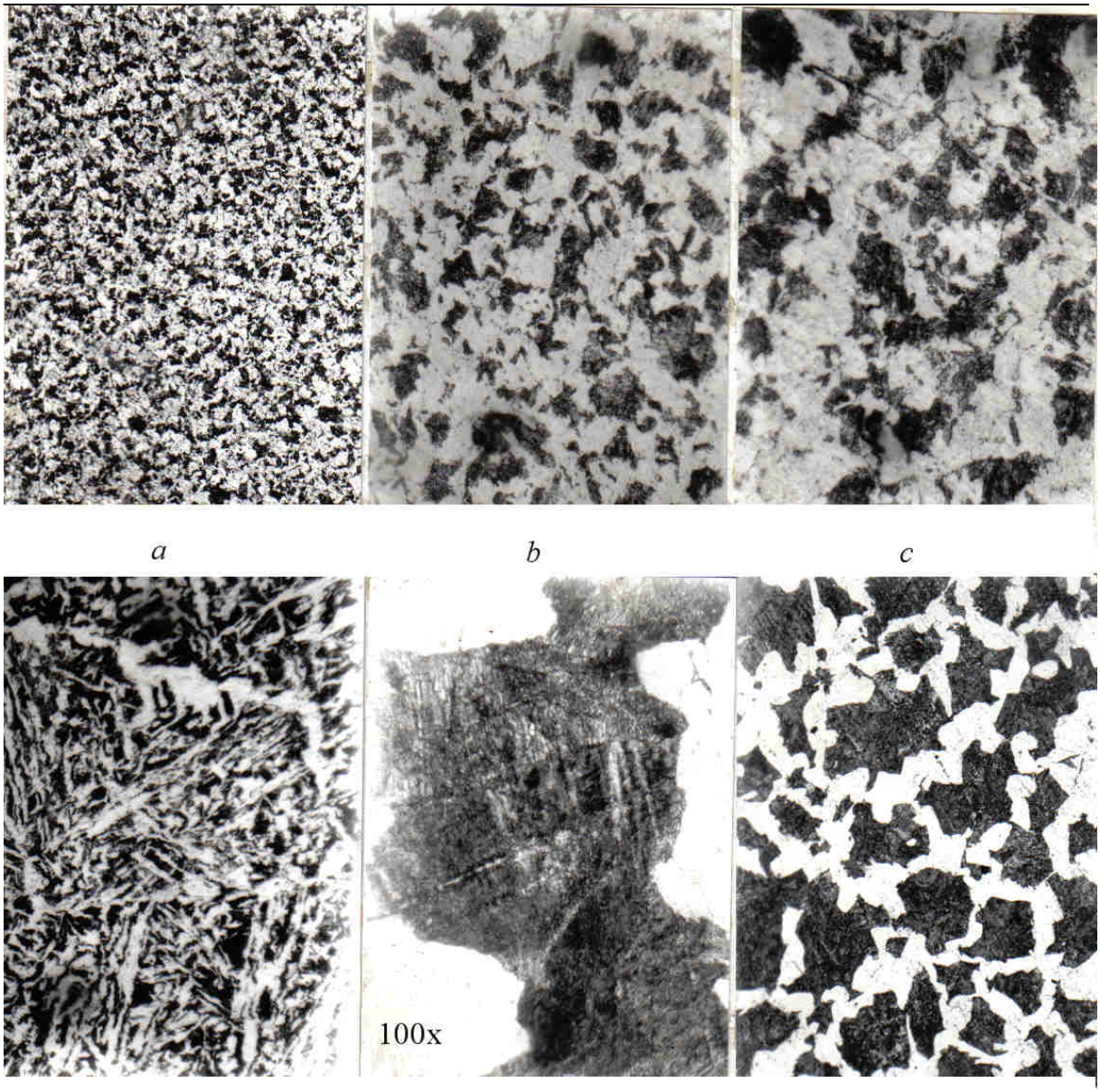
Mikroštruktúra ocele má dôležitý vplyv na obrábateľnosť. Feritická štruktúra dáva lepšiu kinetickú obrábateľnosť a jej zhoršovanie je dané poradím štruktúrnych zložiek: jemný globulárny perlit, hrubý globulárny perlit, lamelárny perlit sorbitický perlit, sorbit a troistický perlit. Pri hrubovaní stredne uhlíkovej ocele je najlepšia kinetická obrábateľnosť pri globulárnom perlite. Lamelárny perlit a ferit dávajú horšiu kvalitu obrobeného povrchu. S klesajúcim obsahom voľného feritu klesá výška nerovností, preto s rastúcim obsahom uhlíka a zliatinových prvkov sa kvalita povrchu zlepšuje.V tab. 8.2 je porovnanie kinetickej obrábateľnosti ocele so stredným obsahom uhlíka pri rozličnej metalografickej štruktúre (od najlepšej k najhoršej).

Kinetická obrábateľnosť ocele so stredným obsahom uhlíka *Tab. 8.2*

Metalografická štruktúra	Tepelné spracovanie	Tvrdosť, HB	Poradie obrábateľnosti
Widmanstätten	žíhané	255	1
globulárny perlit	žíhané	160	2
martenzit	popúšťané	219	3
25% feritu, 75% perlitu	žíhané	215	4
martenzit	popúšťané	302	5
martenzit	popúšťané	400	6

Obrábateľnosť ocele sa dá zlepšiť chemickým zložením a tepelným spracovaním. Niektoré chemické prísady ako bolo uvedené zlepšujú obrábateľnosť. Ich účinok sa využíva u automatovej ocele, ktorá má zloženie: 0,2-0,3% S, do 0,15% P, 0,7-1% Mn a 0,5% Pb.

Výrazný vplyv na obrábateľnosť má veľkosť zrna po tepelnom spracovaní. Ako príklad porovnania výsledkov čelnej skúšky boli pripravené vzorky materiálu rozličnými režimami izotermického žíhania. Oceľ 14 220 (16MnCr5), (chemické zloženie: 1,12%Mn, 0,27%Si, 0,05%Ni, 0,94%Cr a 0,035%Al) Základný materiál je tvorený zrnami feritu a perlitu, ferit je globulárny, čo odpovedá kvalitnému žíhaniu na mäkko po valcovaní za tepla. Veľkosť zrna je 8. Tvrdosť 154 HB. Na obr. 8.4 je okrem základného materiálu (*f*) štruktúra vzoriek, spracovaných v rozličných režimoch.



Obr. 8.4 Štruktúra ocele 14 220(16MnCr6), žíhaného izotermicky podľa rozličných režimov a-e. f – materiál žíhaný na mäkko

Vzorka *a* je tvorená zrnami feritu a perlitu s veľkosťou 10. Perlit je vylúčený v lamelárnej forme s malým obsahom jemného globulárneho perlitu. Pôvodné austenitické zrno je rozlíšiteľné. Druhý (*b*)spôsob má veľkosť zrna 8, čo je spôsobené pomalším chladnutím z austenitizačnej teploty a tým aj výskytom menšieho počtu zárodkov, okolo ktorých sa z austenitu vylučuje ferit a perlit. Zväčšenie zrna je potvrdené aj skutočnosťou, že tvrdosť poklesla o 8 HB. Pri treťom (*c*) spôsobe nedošlo k k rovnomernému zhrubnutiu zrna feritu a perlitu. Sú tu vedľa seba zrná veľkosti 4 a 7. Perlit je vylúčený vo forme veľkých lamiel a je doprevádzaný výskytom bainitu.

Austenitizáciou pri vysokej teplote podľa spôsobu *d* došlo k vzniku hrubozrnnej štruktúry, ktorá má vzhľad Widmanstättenovej štruktúry. Zrno už má rovnakú veľkosť 3 a 4 s

vylúčením feritu na hraniciach zŕn, kde tvorí jemnú sieťku. Toto vylúčenie na hraniciach zŕn spôsobuje krehkosť materiálu, ale štruktúra je vhodná na obrábanie.

Piaty (*e*) spôsob tzv. vysokého žíhania bol zaradený medzi spôsoby izotermického žíhania z dôvodu, že pri skúškach preukázal najpriaznivejšie výsledky z hľadiska obrábateľnosti. Štruktúra je feriticko - perlitická, pričom feritické zrná difúziou dorástli na veľkosť perlitických. Pri zväčšení 500x vidno, že perlit je tvorený lístkovým perlitom a feritom Sekundárne zrná dosahujú veľkosť 4. Charakteristiky jednotlivých štruktúr sú v tab. 8.3.

Výsledná štruktúra po izotermickom žíhaní *Tab. 8.3*

Režim tepelného spracovania	Tvrdosť, HB	Charakteristika štruktúry	Veľkosť zrna
a	157,8	jemný lamelárny perlit	10
b	148,8	jemný lamelárny perlit	8
c	170,6	hrubé lamely perlitu, výskyt bainitu	4-7
d	195	Widmanstättenova štrukúra, tvorená bainitom, ferit po hraniciach zŕn	3-4
e	150	ferit po hraniciach zŕn dorástol do veľkosti perlitických zŕn	4
f	154	globulárny perlit	4

Na vzorkoch boli vykonané skúšky obrábania čelným sústružením nástrojmi z RO. Rozmery obrobku: otvor v osi priemeru 6 mm, frekvencia otáčania vretena n = 1 200; 1 400; 1 800; 2 200 a 2 500 min^{-1}. Geometria rezných platničiek: $\gamma_o = -8^0$; $\alpha_o = +8^0$; $\lambda_s = -6^0$; $r_\varepsilon = 0{,}3$ mm; $\kappa_r = 70^0$; $\kappa'_r = 20^0$. Hĺbka rezu $a_p = 1$ mm; posuv $f = 0{,}31$ mm.

Zo skúšok bola vyhodnotená závislosť $n = f(R_n)$ podľa hore uvedeného postupu. Relatívnu obrábateľnosť možno vyhodnotiť ako pomer rezných rýchlostí v_{15} pre sledovaný a referenčný materiál:

$$K_v = \frac{v_{c15}}{v_{c15e}}. \qquad (8.10)$$

Ako referenčný materiál bola použitá oceľ 12 050.1 (C45). Pre jednotlivé skúmané materiály boli na základe skúšok vypočítané exponenty m a konštanty C_v. Výsledky sú v tab. 8.4. Vzorka č. 6 je referenčný materiál C45, vzorka 7 je sledovaný materiál, žíhaný na mäkko.

Vypočítané hodnoty parametrov *Tab. 8.4*

Č. vzorky	m	C_v	K_{vc}	Trieda obrábateľnosti
1	2,715	27,54	0,87	12 b
2	2,554	23,7	0,70	12 b
3	2,567	21,63	0,67	12 b
4	2,528	21	0,60	12 b
5	2,6	32,916	0,95	14 b
6	2,61	30,12	1,0	14 b
7	2,457	19,3	0,56	11 b

Výsledky ukazujú, že zo skúmaných materiálov má najlepšiu obrábateľnosť vzorka č.5, jej obrábateľnosť je blízka materiálu C45. Z ostatných metód izotermického žíhania je poradie vhodnosti nasledovné: 1,2.3,4. Ďalej možno konštatovať, že obrábateľnosť materiálu, žíhaného na mäkko je horšia, ako materiálov žíhaných izotermicky. Najlepšie obrábateľný materiál bol dosiahnutý vysokým žíhaním.

Skúška ukázala aj súvis medzi tvrdosťou ocele a jej obrábateľnosťou. Napriek tomu nemožno meraním tvrdosti priamo hodnotiť obrábateľnosť. Dá sa to snáď v rozsahu jedného typu ocele. Tvrdosť ocele stúpa s obsahom uhlíka, podobne obrábateľnosť s obsahom uhlíka klesá.

V tejto súvislosti treba uviesť vplyv jednotlivých prvkov v oceli na jej relatívnu obrábateľnosť:

- C. Zvyšovanie obsahu uhlíka sa zhoršuje aj dynamická kinetická obrábateľnosť (stúpa pevnosť a tvrdosť ocele). Pri dokončovaní, kde nám záleží na kvalite obrobenej plochy vyšší obsah uhlíka zlepšuje mikrogeometrická obrábateľnosť.
- Mn. Pôsobenie mangánu je viazané s obsahom uhlíka. S nárastom obsahu mangánu sa zhoršuje kinetická aj dynamická obrábateľnosť. Mangánová oceľ (12%Mn) je ťažko obrábateľná. Mikrogeometrická sa však s obsahom Mn zlepšuje.
- P. Fosfor znižuje plastickosť ocele, už pri obsahu 0,1% významne zlepšuje obrábateľnosť a podporuje lámavosť triesky
- Pb. Obsah olova do 0,2% nemení podstatne pôvodné mechanické vlastnosti ocele, výrazne však zlepšuje kinetickú obrábateľnosť. Zlepšuje vytváranie krátkej triesky. Submikroskopické častice olova majú mazací účinok, znižujú koeficient vnútorného trenia v materiáli, tým aj teplotu rezania a intenzitu opotrebenia nástrojov.
- Mo, V, Cr. Pri väčšom obsahu zvyšujú pevnosť a húževnatosť ocele, čím zhoršujú jej kinetickú a dynamickú obrábateľnosť a zlepšujú mikrogeometrickú.
- Plyny. Obsah plynov v oceli zhoršuje obrábateľnosť.
- Nekovové častice. Tie, ktoré sa tavia pri teplote rezania, vytvárajú ochranný povlak na nástroji, teda zlepšujú obrábateľnosť. Tvrdé častice, napr. Al_2O_3 pôsobia abrazívne na nástroj a zvyšujú intenzitu jeho opotrebenia

Odlišný vplyv chemických prvkov je na obrábateľnosť liatiny. Sivá liatina má horšiu kinetickú obrábateľnosť a lepšiu dynamickú ako oceľ. Má totiž horšiu tepelnú vodivosť a cementit, karbidy, piesok a iné tvrdé vmesky a nečistoty majú abrazívny účinok na nástroj.

Lepšiu obrábateľnosť majú tvárne liatiny s feritickou štruktúrou a grafitovými vločkami, ktoré pôsobia ako mazivo.

Chemické prvky vplývajú na obrábateľnosť liatiny naledovne:

- C. Voľný uhlík v tvare grafitu je mäkký a zlepšuje kinetickú a dynamickú obrábateľnosť, ale znižuje mechanické vlastnosti liatiny a obrobený povrch je pórovitý, preto aj drsnejší. Liatina s modulárnym grafitom má vyššiu pevnosť, ale jej kinetická obrábateľnosť tým nie je zhoršená.
- Si. Kremík do 2,75% napomáha sferidizácii zŕn a zlepšuje obrábateľnosť. Pri jeho obsahu nad 3% zvyšuje pevnosť feritu, čím obrábateľnosť zhoršuje. Malý obsah uhlíka a vysoký obsah kremíka je vhodnejšou kombináciou ako vyšší obsah uhlíka a nišší obsah kremíka.
- P. Fosfor tvorí fosfid Fe_3P, ktorý je tvrdý a má vysoký abrazívny účinok. Obrábateľnosť liatiny sa zhorší, ak obsah fosforu prekročí 0,3%.

- S a Mn tvoria spolu mäkký síran mangánu, takže malý obsah týchto prvkov zlepšuje obrábateľnosť. Ak je obsah Mn nad 0,8%, obrábateľnosť liatiny je horšia.
- Cr podporuje vznik voľných karbidov, zvyšuje tvrdosť liatiny a zhoršuje jej obrábateľnosť, preto jeho obsah nemá prekročiť 4%.
- Ni pôsobí ako grafitizátor a brzdí vznik bielej liatiny. Malý obsah niklu do 2% zlepšuje obrábateľnosť. Pri vysokom obsahu niklu, 16-20% je obrábateľnosť veľmi obťažná.
- Cu má podobný účinok ako Ni.
- V ovplyvňuje obrábateľnosť podobne ako Cr.
- Mo zvyšuje pevnosť liatiny, ale do obsahu 0,15% zlepšuje obrábateľnosť
  Výrazne zhoršujú obrábateľnosť liatiny tvrdé vmesky a nečistoty.
  Rozhodujúca je tvrdosť jednotlivých zložiek mikroštruktúry. Čím je ich tvrdosť vyššia, tým väčší je abrazívny účinok na nástroj. Tvrdosť jednotlivých štruktúrnych zložiek a ich relatívna obrábateľnosť je v tab. 8.5.

Štruktúra a obrábateľnosť liatiny *Tab. 8.5*

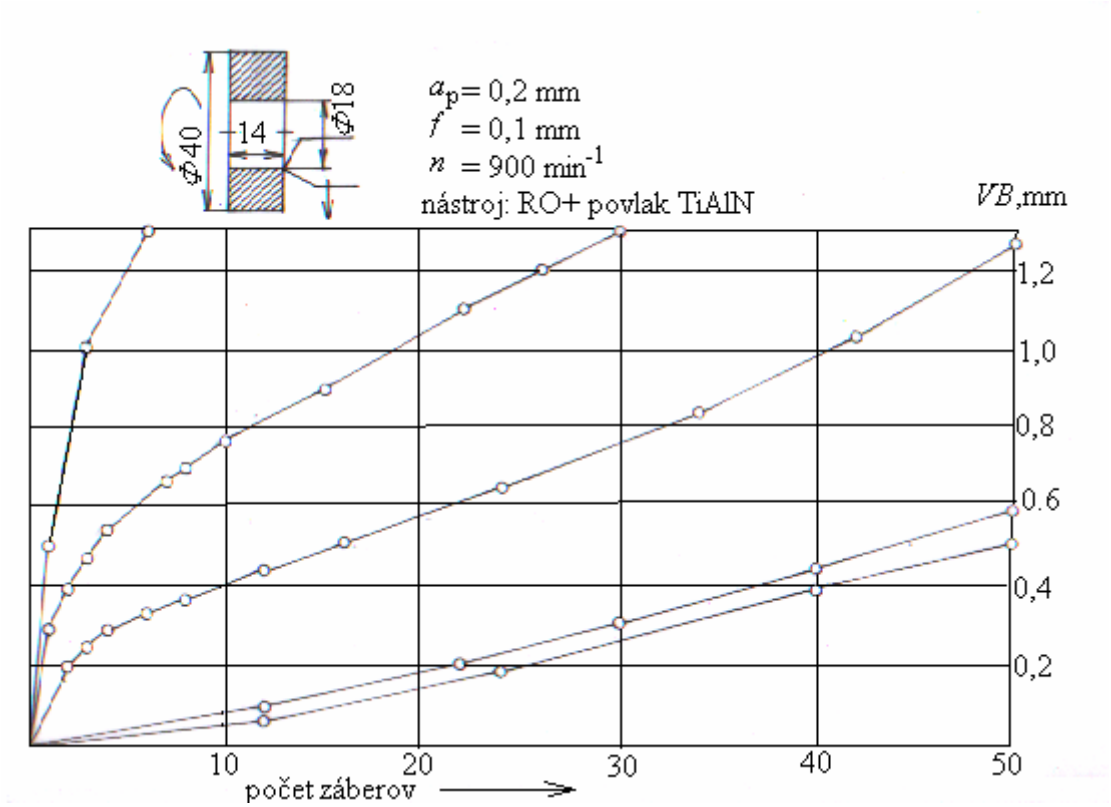
Štruktúra	Tvrdosť, HB	Reletívna kinetická obrábateľnosť
ferit + grafit	120	20
50% ferit + 50% perlit a grafit	150	10
hrubý perlit a grafit	195	2
drobný perlit a grafit	218	1
drobný perlit a 50% cementit	240	0,3
ihlicovitá štruktúra	263	0,2
Biela liatina	⟩500	0

Ferit je po grafite najmäkšou zložkou v liatine. Feritická a grafitická sivá liatina má dobrú obrábateľnosť, ktorú možno zabezpečiť žíhaním na 850 – 900^0_C, po dobu 1 – 2 hod.

Táto výhoda je však získaná za cenu nižšej pevnosti a odolnosti proti opotrebeniu. Perlit je asi o 50% tvrdší ako ferit a zhoršuje kinetickú obrábateľnosť. Narastajúci objem perlitu zhoršuje obrábateľnosť, ktorú však zhluky perlitu a väčšie rozmery grafitu zlepšujú. Sferoidizáciu liatiny , čiže premenu lamelárneho perlitu na zrnitý sa obrábateľnosť liatiny zlepší. Martenzit a sorbit zlepšujú obrábateľnosť. Podobne voľný cementit a steadit (fosforové eutektikum) zhoršujú obrábateľnosť, pokiaľ ich obsah presahuje 5%. Voľné karbidy, ktoré vznikajú pri rýchlom chladnutí liatiny s obsahom chrómu a vanádu zhoršujú kinetickú obrábateľnosť už v malom množstve.

Prítomnosť 3 – 5% voľných karbidov negatívne vplýva na obrábateľnosť. Ihlicová štruktúra vyvolaná prítomnosťou chrómu, niklu, alebo molybdénu zhoršuje kinetickú aj dynamickú obrábateľnosť.

Čelná skúška sa však dá aplikovať aj iným spôsobom. Pri postupnom sústružení čela až do opotrebenia nástroja možno získať modifikovaný časový priebeh opotrebenia pre sledované materiály (pri premenlivej reznej rýchlosti počas každého záberu). Na experiment boli použité zakódované vzorky z vývojových ocelí, označené ako *1, 2, 3, 4, 5*. Pri sústružení čela každej vzorky bolo zmerané opotrebenie *VB*. Získaný diagram je na obr. 8.5.



Obr. 8.5 Priebeh opotrebenia nástroja na chrbte v závislosti na čase obrábania pre vzorky: zľava doprava: 1, 2 ,3 ,4 ,5

Krivky majú typický priebeh závislosti $VB = f(\tau_s)$. Pretože počet záberov je pomerne veľký, môžeme počítať, že krivky boli získané pri reznej rýchlosti:

$$v_{str} = \frac{v_{cmax} - v_{cmin}}{2}.$$

V danom prípade je:

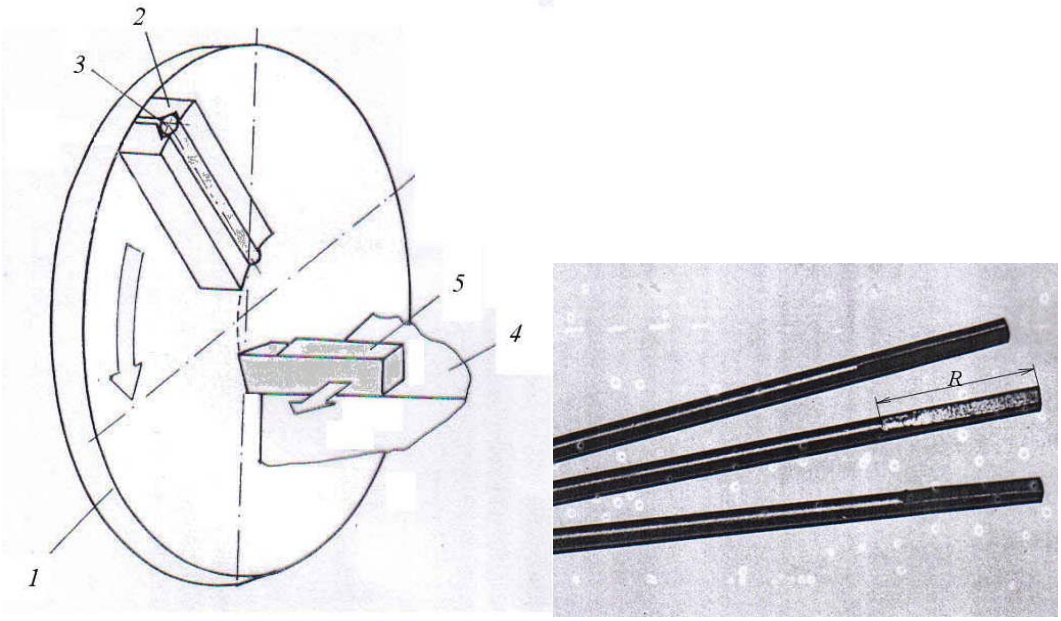
$$v_{cmin} = \frac{\pi.D_{min}.n}{1000} = \frac{\pi.18.900}{000} = 50{,}8\,\text{m.min}^{-1} \text{ a } v_{cmax} = \frac{\pi.40.900}{1000} = 113\,\text{m.min}^{-1} \Rightarrow$$

$$v_{str} = 81{,}9\,\text{m.min}^{-1}$$

Obrábateľnosť možno porovnávať intenzitou opotrebenia nástroja, alebo veľkosťou opotrebenia pri rovnakom počte záberov.

Pri porovnávaní obrábateľnosti na obrobkoch s malým priemerom možno aplikovať alternatívu čelnej skúšky, podľa obr. 8.6.

Podstatou skúšky je vytvorenie podmienok prerušovaného rezu, čo vedie k vyššej intenzite opotrebenia skúšobných nástrojov. Na kotúči veľkého priemeru *1* je radiálne upevnený obrobok *3*. Pri čelnom sústružení sa z neho odrezávajú kruhové odseky. Takto môže dôjsť k otupeniu nástroja pri jednom zábere



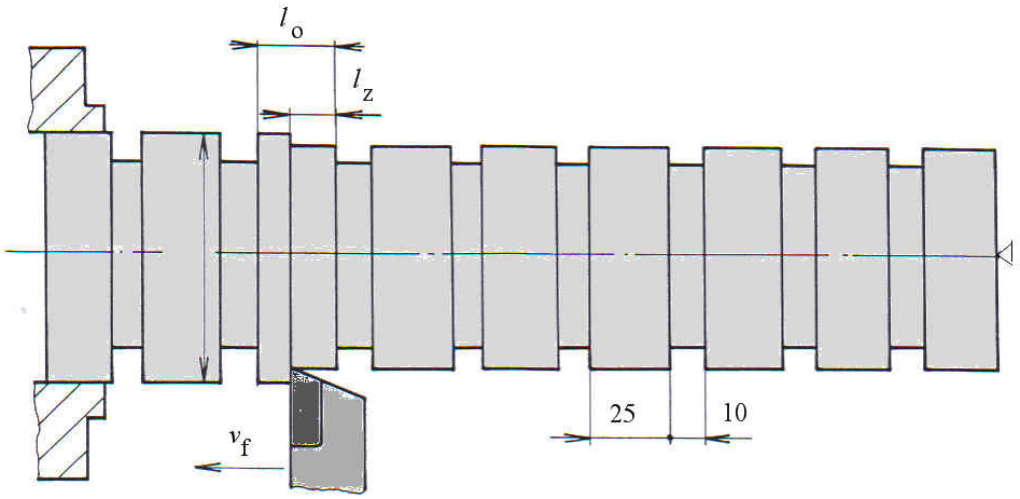
a *b*

Obr. 8.6 Alternatívna skúška obrábateľnosti čelným sústružením pre malé priemery obrobkov. 1 – kotúč, 2 – prizmatický upínač, 3 – skúšobný obrobok, 4 – priečny suport stroja, 5 - nôž

Na obr. *b* je fotografia vzoriek z automatovej mosadze po uskutočnenej skúšky. Kritériom obrábateľnosti je polomer *R*, na ktorom došlo k otupeniu nástroja.

8.1.3 Skúška pozdĺžnym sústružením pri diskrétnej zmene reznej rýchlosti

Je to menej známa skúška na určovanie T-v_c závislosti. Spočíva v obrábaní obrobku valcovitého tvaru s radom výstupkov podľa obr. 8.7.



Obr. 8.7 Experimentálny obrobok na skúšku pozdĺžnym sústružením s diskrétnou zmenou reznej rýchlosti

Pri každom ďalšom úseku obrábania sa zvýši rezná rýchlosť o lineárny prírastok, alebo podľa geometrického radu.

Určenie m a C_T vychádza z tzv. charakteristickej rýchlosti:

$$v_{ch} = v_{z-1} + \Delta v_c . \frac{l_z}{l_o}, \tag{8.11}$$

kde v_{z-1} je rezná rýchlosť na predposlednom úseku obrábania, m.min^{-1},

Δv – lineárny prírastok $v_z - v_{z-1}$, m.min^{-1},

l_z – dráha noža na poslednom úseku do otupenia, mm,

l_o – dĺžka výstupku obrobku, mm.

Ak nie je k dispozícii sústruh s plynulou zmenou otáčok, možno skúšku uskutočniť aj pri geometrickej zmene. Potom čas obrábania jednotlivých úsekov sa zmenšuje a pre m platí:

$$m = \frac{\log \frac{v_{o1}}{v_{o2}}}{\log \frac{\tau_2}{\tau_1} . \left(\frac{G_1}{G_2} \right)}, \tag{8.12}$$

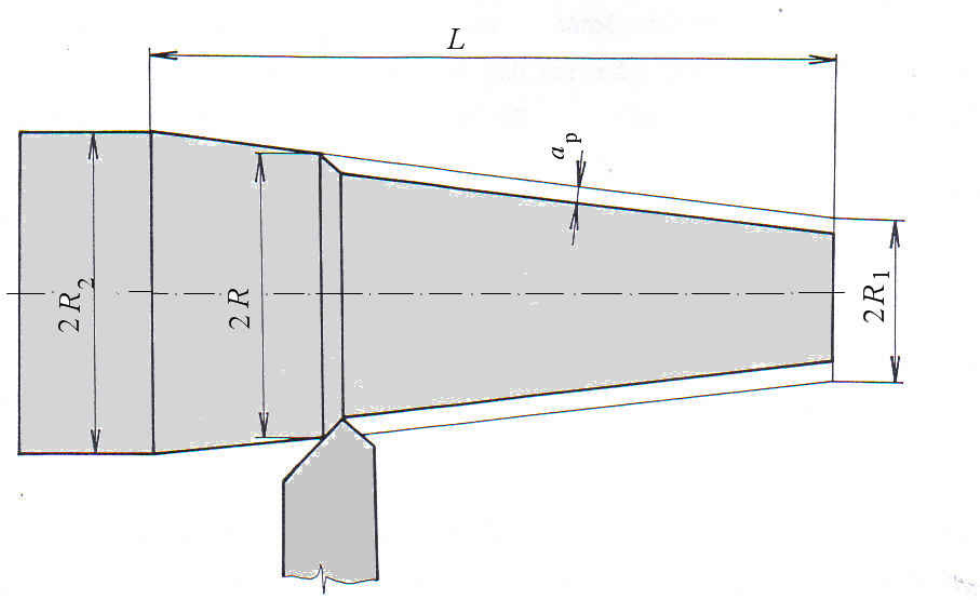
kde $G = \frac{VB_o}{VB}$,

VB_o – zadané kritérium otupenia, mm,

C_v sa určí zo sklonu krivky: log G = f(log$n$)

8.1.4 Skúška sústružením kužeľových obrobkov

Táto skúška preklenuje rozdiel medzi čelným a pozdĺžnym sústružením. Princíp je na obr. 8.8.



Obr. 8.8 Obrobok pre skúšky sústruženia kužeľových obrobkov

Ak predpokladáme lineárnu závislosť medzi veľkosťou opotrebenia na čase, možno napísať:

$$x = \frac{\tau_1}{\tau} = \frac{VB}{VB_1}, \tag{8.13}$$

Kde VB_1 je šírka opotrebenej plôšky, vytvorenej za čas τ_1. Po dosadení strednej reznej rýchlosti dostávame:

$$x = \frac{\tau_1}{\tau} = \frac{VB}{VB_1} = \frac{1}{C_T^m} \cdot \int_0^{T_1} v_c^m \cdot d\tau . \tag{8.14}$$

Pri sústružení kužeľov je rezná rýchlosť rovná:

$$v_c = 2.\pi.R.n.\left[R_1 + (R_2 - R_1).\frac{n.f}{L}.\tau_s \right], \tag{8.15}$$

Kde v_c je rezná rýchlosť, m.min^{-1},

L – dĺžka hriadeľa, mm,

n – frekvencia otáčania vretena, min^{-1}

f – posuv, mm

Z rovníc (8.14) a (8.15) vyplýva:

$$x = \left(\frac{2.\pi.n}{C_T} \right)^m . \frac{1}{m+1} . \frac{L}{m+f} . \frac{R_2^{m+1} - R_1^{m+1}}{R_2 - R_1} . \tag{8.16}$$

Ak vykonáme dve skúšky s dvoma frekvenciami otáčania n_1 a n_2 a určíme x_1 a x_2, hodnota parametra m sa stanoví zo vzťahu:

$$m = \frac{\log \frac{x_1}{x_2}}{\log \frac{n_1}{n}} + 1 . \qquad (8.17)$$

Hodnotu konštanty C_T dostaneme dosadením m do vzťahu (8.16).
Porovnanie presnosti tejto skúšky s dlhodobou dáva lepšiu zhodu ako čelná skúška.

8.1.5 Skúška dynamickej obrábateľnosti

Dynamická obrábateľnosť sa určuje pomerom rezných síl, nameraných pri obrábaní referenčného materiálu F_{ce} a skúšaného materiálu F_{c1}. Koeficient dynamickej obrábateľnosti má tvar:

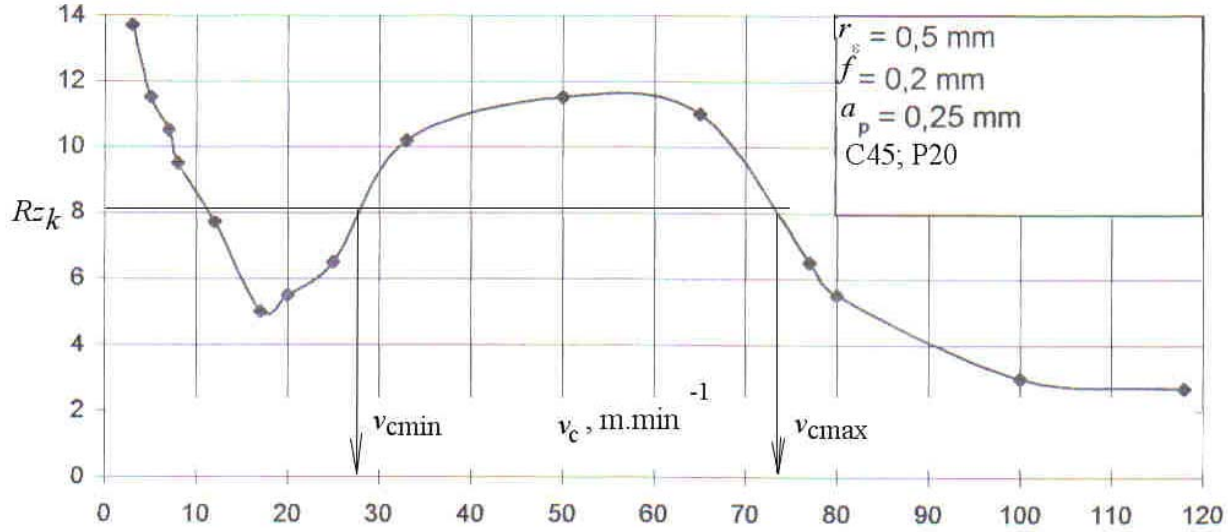
$$K_F = \frac{F_{c1}}{F_{ce}} = \frac{k_{s1}}{k_{se}} . \qquad (8.18)$$

Podľa tohto kritéria je lepšie obrábateľný ten materiál, ktorý pri rovnakých rezných podmienkach spôsobuje menšiu reznú silu.

8.1.6 Skúška mikrogeometrickej obrábateľnosti

Mikrogeometrická obrábateľnosť sa hodnotí pomerom rozdielu kritických rezných rýchlostí, odpovedajúcich rovnakej kvalite povrchu (*Rz*) pre referenčný a skúšaný materiál (obr. 8.9), podľa vzťahu:

$$K_{mg} = \frac{v_{cemax} - v_{cemin}}{v_{c1max} - v_{c1min}} . \qquad (8.19)$$



Obr. 8.9 Experimentálna závislosť Rz na reznej rýchlosti pre referenčný materiál 12 050.1 (C45)

Jednoduchšie možno porovnať mikrogeometrickú obrábateľnosť pomerom jednej hodnoty *Rz* pre referenčný a skúšaný materiál, dosiahnutej pri rovnakých rezných podmienkach:

$$K_{\mathrm{mg}} = \frac{Rz_{\mathrm{e}}}{Rz_{\mathrm{1}}} \tag{8.20}$$

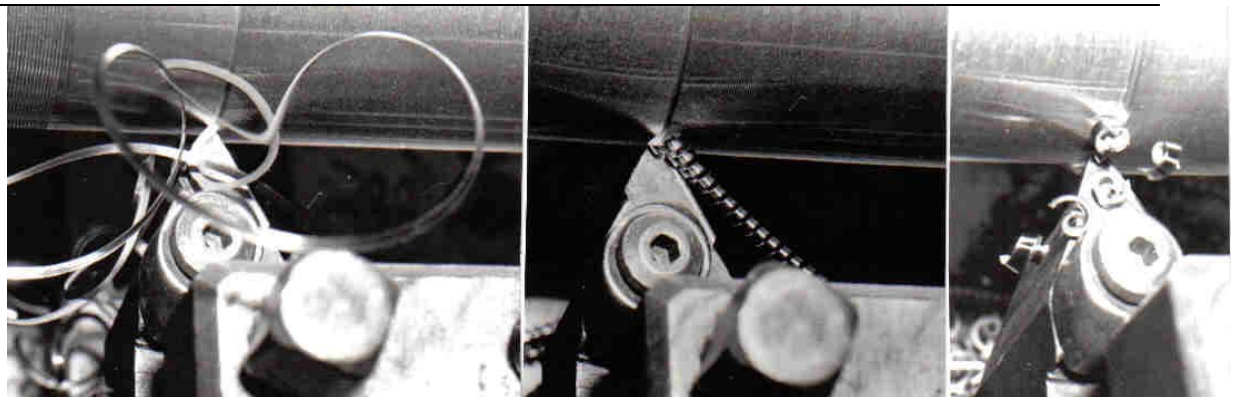
8.1.7 Obrábateľnosť z hľadiska tvaru triesky

Obrábateľnosť materiálov z hľadiska *tvarovania triesky* sa používa pri posudzovaní húževnatých materiálov, kde trieska je rozhodujúca pre priebeh technologického procesu. Tvar triesky možno hodnotiť napr. polomerom zakrivenia r_{t}, alebo objemovým súčiniteľom triesok:

$$K_{\mathrm{tt}} = \frac{r_{\mathrm{te}}}{r_{\mathrm{t1}}} \approx \frac{w_{\mathrm{e}}}{w_{\mathrm{1}}} \tag{8.21}$$

Pritom na obe kritériá vplýva geometria nástroja a použité rezné podmienky.

Na obr. 8.10 je pohľad na tvar odchádzajúcej triesky pri sústružení troch materiálov pri rovnakej geometrii nástroja a rezných podmienkach. Vidno, že rozdiely v tvare triesky môžu byť značné.

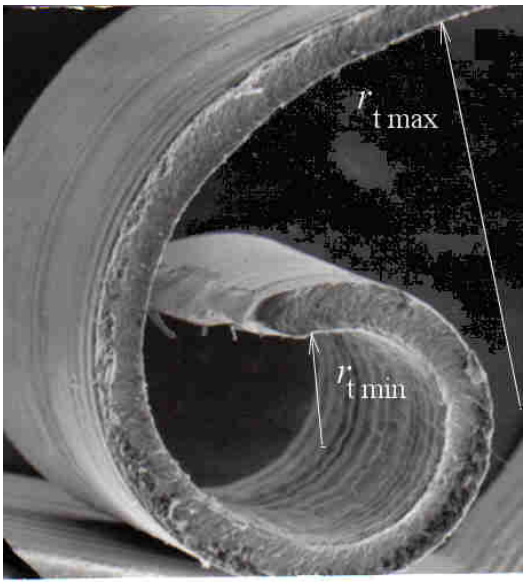


a *b* *c*

Obr. 8.10 Tvar triesky pri sústružení troch konštrukčných ocelí. a - zmotaná, b - dlhá skrutkovica, c - krátka špirálová (šestková trieska)

U špirálových triesok možno hodnotiť stredný polomer triesky (obr.8.11):

$$r_{\mathrm{t,str}} = \frac{r_{\mathrm{t,max}} + r_{t,\mathrm{min}}}{2} \tag{8.22}$$



Obr. 8.11 Určovanie stredného polomeru stáčania triesky u špirálových triesok

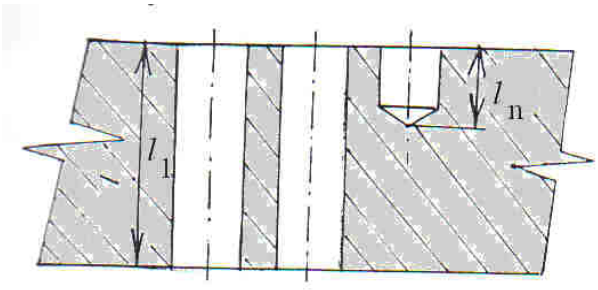
8.1.8 Skúška vŕtaním s konštantným osovým zaťažením

Jednou z týchto skúšok je vŕtanie s konštantnou osovou silou F_{k} (obr.8.12).

Obr. 8.12 Vŕtanie stálou osovou silou na stolovej vŕtačke. 1 - závažie, 2 - vrták, 3 - obrobok

Pomocou závažia vytvoríme konštantné zaťaženie vrtáka. (Pri použití závažia na páke musí vŕtanie začínať vždy v definovanej polohe závažia). V priebehu vŕtania otvorov v dôsledku opotrebenia vrtáka stúpa sila F_f. Po dosiahnutí stavu, že $F_f = F_k$ sa proces vŕtania sám zastaví a vrták bude preklzávať v otvore. Kritériom relatívnej obrábateľnosti je sumárna dĺžka vyvŕtaného otvoru do otupenia vrtáka (obr. 8.13):

$$K_F = \frac{l_e}{l_1} \tag{8.23}$$



Obr. 8.13 Určenie sumárnej dĺžky vŕtaného otvoru: $l_1 = l_{11} + l_{12} + ... + l_{1n}$

Jednoduchšie je merať strojový čas, potrebný na navŕtanie jedného otvoru.. Potom koeficient obrábateľnosti bude:

$$K_{\tau_s} = \frac{\tau_{s1}}{\tau_{se}}. \tag{8.24}$$

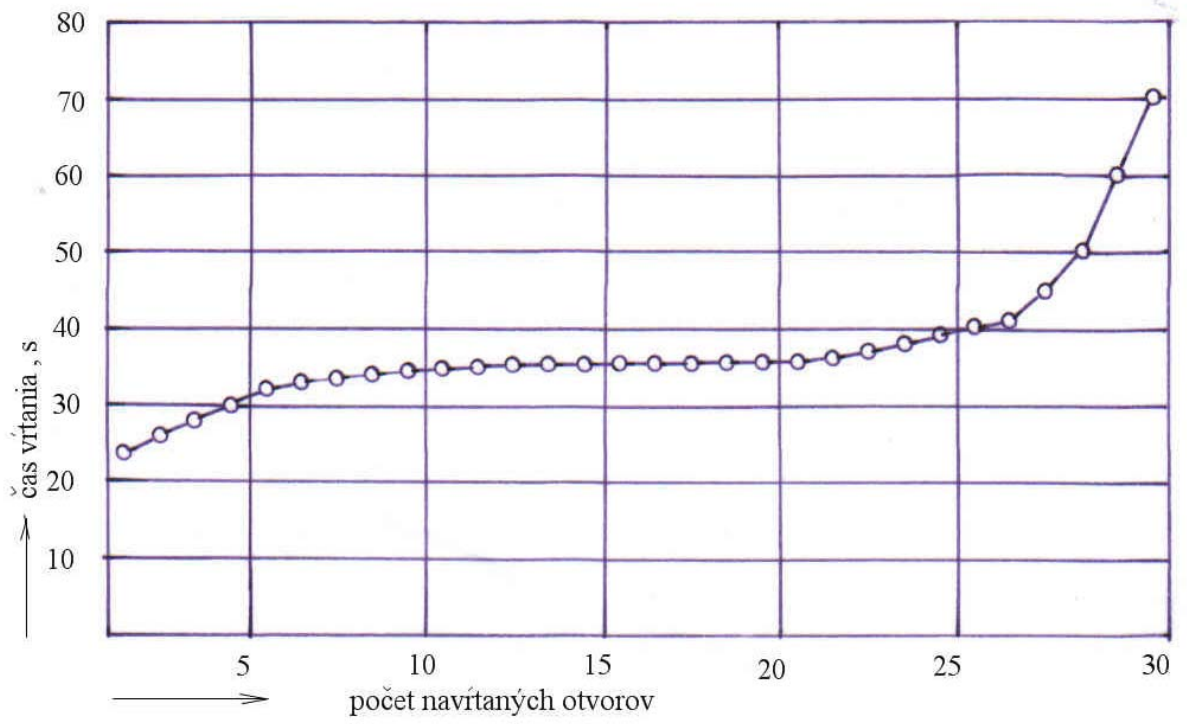
V tab. 8.6 je príklad porovnania obrábateľnosti niektorých druhov ocelí podľa času, potrebného na navŕtanie jedného otvoru.

Príklad času na navŕtanie jedného otvoru do vývojových vzoriek ocelí *Tab. 8.6*

Označenie vzorky ocele	τ_s, s	Priemerná hodnota τ_s
14 210.3(100Cr6)	50; 46; 44; 40	45
14 109.3(100Cr6Nn6)	48; 48; 50; 46	48
13 242(42MnV7	48; 45; 45; 42	45
11 700(E360)	86; 84; 82; 84	84
C45	96; 78; 84; 80	84,5

Z tab. 8.5 vyplýva vysoká citlivosť skúšky a prijateľný rozptyl nameraných hodnôt.

Pozn.: Pri skúškach viacerých vzoriek si treba uvedomiť, že v priebehu skúšok dochádza k opotrebeniu vrtáka, ktoré môže mať vplyv na výsledky skúšky. Táto skutočnosť je dokumentovaná experimentom, pri ktorom bola vŕtaná vzorka hrúbky 10 mm z ocele C45 postupne jedným vrtákom, priemeru 3 mm, pri konštantnej zaťažujúcej sile. Odpovedajúca závislosť času vŕtania na počte navŕtaných otvorov je na obr. 8.1

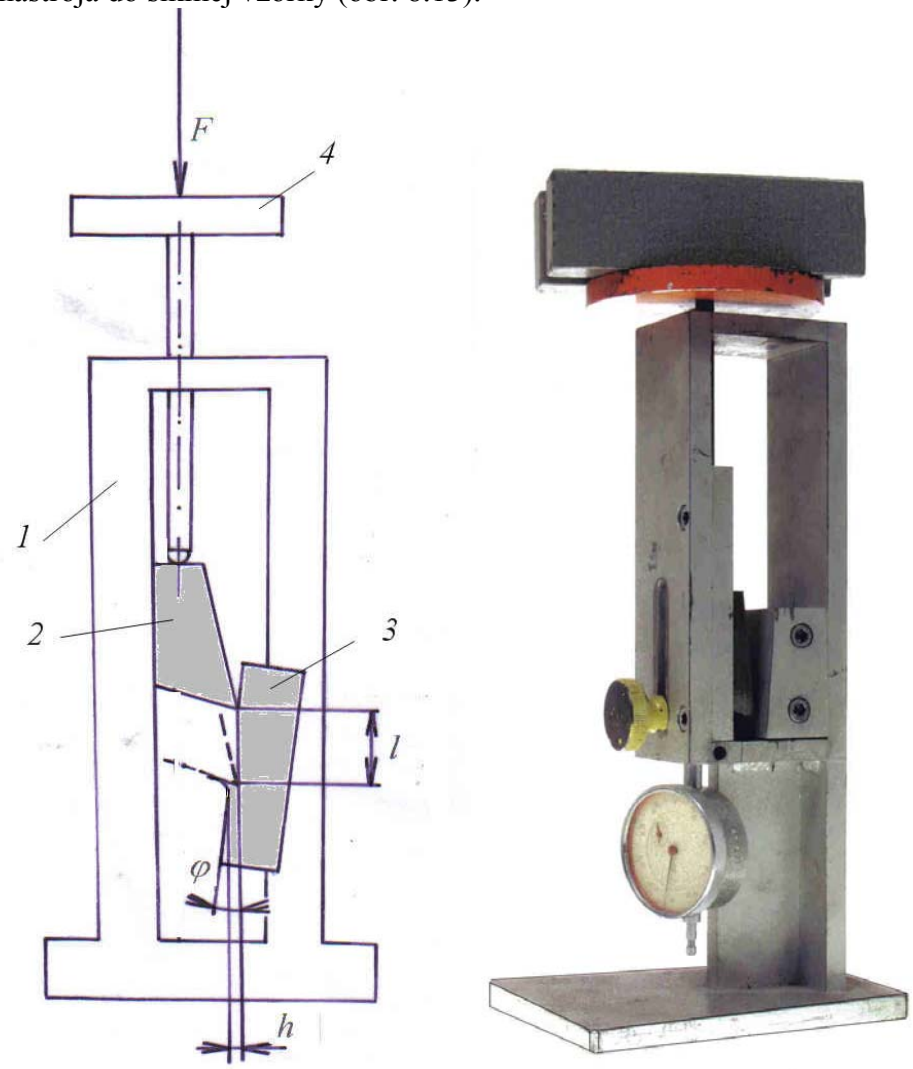


Obr. 8.14 Experimentálna závislosť času vŕtania (s) na počte vŕtaných otvorov

Diagram ukazuje, že strojový čas na navŕtanie otvoru sa zväčšuje podľa typickej krivky opotrebenia. Preto skúšky vŕtaním je potrebné vykonávať po čiastočnom opotrebení vrtáka v oblasti lineárneho priebehu krivky opotrebenia

8.1.9 Skúška vrezávaním nástroja do obrobku

Podľa jednej z definícií obrábateľnosti, vyjadruje táto charakteristika odolnosť materiálu proti vnikaniu rezného klina. Na základe toho bola autorom vyvinutá skúška postupného vrezávania nástroja do šikmej vzorky (obr. 8.13).



Obr. 8.15 Prípravok na skúšku vrezávania. 1 - stojan, 2 - nôž, F - zaťažujúca sila, l - ubehnutá dráha nástroja h - okamžitá hrúbka odrezávanej vrstvy, φ -uhol sklonu vzorky

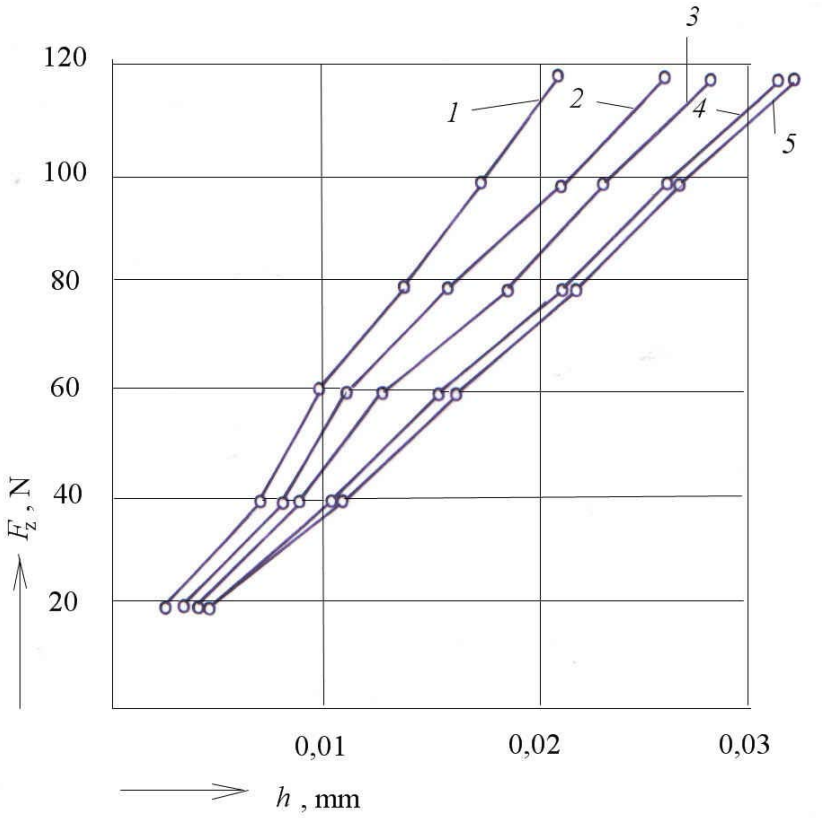
Pri určitej zaťažujúcej sile F sa nástroj vrezáva do šikmej vzorky, umiestnenej pod uhlom $\varphi = 5°$, pričom vytvára triesku, až dosiahne hrúbku odrezávanej vrstvy h, ktorá odpovedá zaťažujúcej sile. Pre presnejšie stanovenie h je vzorka umiestnená pod uhlom 5°, ktorého tangens je 0,1. Odchýlkomer registruje veľkosť dráhy nástroja l. Platí

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{h}{l} \Rightarrow h = 0{,}1.l\,. \tag{8.25}$$

Koeficient obrábateľnosti je:

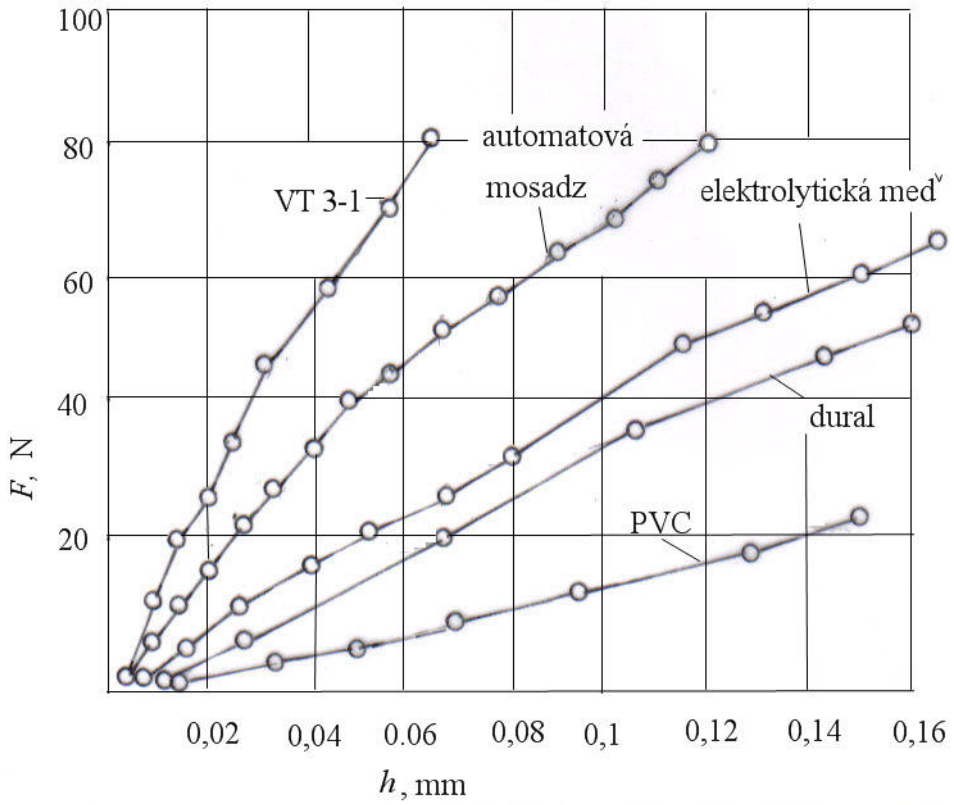
$$K_{\text{vr}} = \frac{h_e}{h_1}\text{, resp } \frac{h_{pe}}{h_1} \tag{8.26}$$

Príklad získanej závislosti F_c na h pre skúmané materiály je na obr. 8.16.



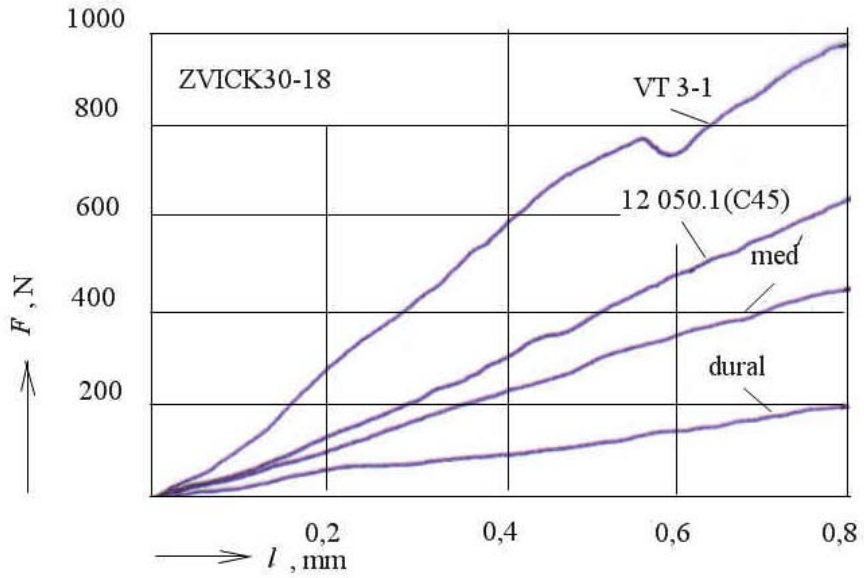
Obr. 8.16 Príklad experimentálnej závislosti zaťažujúcej sily a hrúbky odrezávanej vrstvy pre niektoré druhy ocelí. 1-14 209.3(100CrMn6), 2 -11 500(E295), 3- 14 340(34CrAl16) 4 - 19 423(90Cr3) 5-12 050.1(C45)

Na obr. 8.17 je experimentálna závislosť zaťažujúcej sily na hrúbke odrezávanej vrstvy pre rozličné druhy obrábaných materiálov. Priebeh závislostí je takmer lineárny. Rozdiely sú však výrazné, čo umožňuje identifikovať k_d.



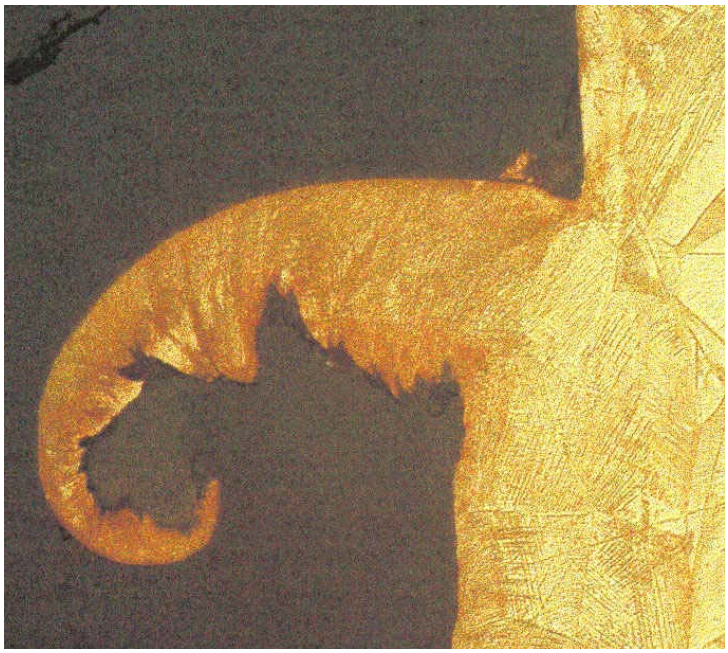
Obr. 8.17 Závislosť zaťažujúcej sily a dosahovanej hrúbky odrezávanej vrstvy pre rozličné druhy materiálov

Prípravok z obr. 8.15 možno použiť aj pod trhacím strojom. Získaný graf pre niektoré materiály je na obr. 8.18.



Obr. 8.18 Záznam z trhacieho stroja

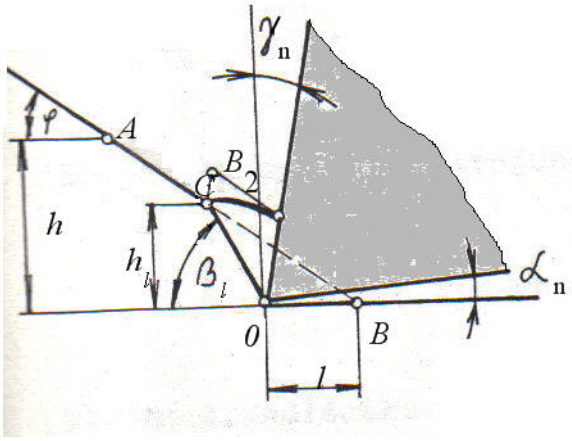
Na obr. 8.19 je metalografický výbrus vzorky z VT 3-1 po vrezaní nástroja. priehyb krivky je spôsobený periodickým šmykom, ktorý je pre zliatiny titánu typický



Obr. 8.19 Fotografia výbrusu titánovej vzorky

po vrezaní nástroja

Skúška vlastne modeluje proces hobľovania, alebo preťahovania. Nástroj pri svojom pohybe sa dotkne obrábaného materiálu a už pri prvom dotyku dochádza ku vzniku pružných deformácií. Po dosiahnutí medze sklzu dochádza k plastickej deformácii. V tejto fáze sa objem triesky nerovnomerne deformuje. Fázu začiatku vzniku triesky možno znázorniť podľa obr. 8.20.



Obr. 8.20 Schéma vrezávania noža do šikmej vzorky

V procese vrezávania sa nástroj dostane do hĺbky h, ktorá odpovedá danému zaťaženiu (okamžitej hodnote reznej sily). Presun elementov triesky sa určuje pozdĺž roviny, naklonenej k vektoru reznej rýchlosti pod uhlom β_l.

Predpokladajme, že po vrezaní noža do určitej hĺbky sa plocha šmyku zväčšuje v súlade s pohybom bodu C po priamke AB. Pri použití princípu minima energie je možné určiť β_l zo vzťahu, ktorý odvodili Feld a Merchant:

$$\beta_2 = \frac{C - \rho + \gamma_n + \beta_1}{2}, \qquad (8.27)$$

pričom $tg\beta_1 = \dfrac{\cos\gamma_n}{k - \sin\gamma_n}$.,

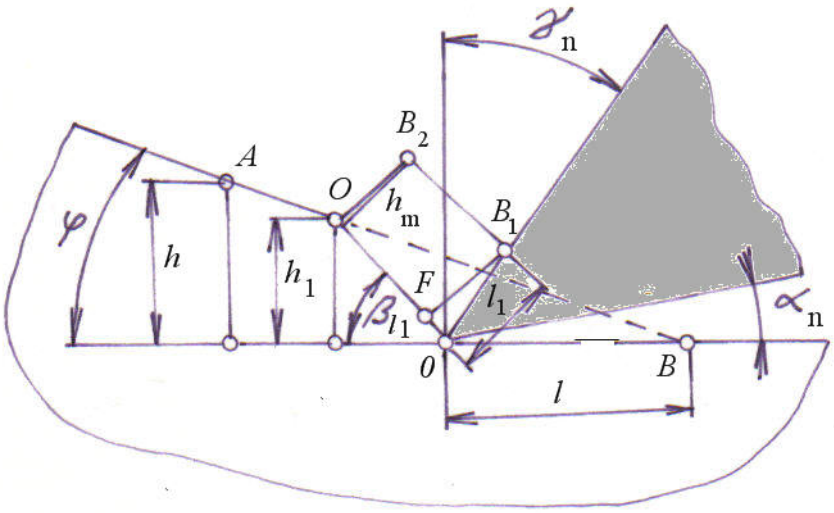
kde C je mechanická konštanta

ρ - uhol trenia, ^{0},

γ_n - uhol čela v normálovej rovine, ^{0},

k - stlačenie triesky.

Pri stanovení dĺžky triesky vychádzame zo zjednodušenej schémy procesu tvorenia triesky podľa obr. 8.21.



Obr. 8.21 Zjednodušená schéma tvorenia triesky pri vrezávaní

Skutočný profil sa tu nahradzuje kosodlžníkom $C0B_1B_2$. V prvom priblížení možno napísať:

$$0B_1 + B_1B_2 = C0\,. \tag{8.28}$$

V ďalšom je potrebné vytvoriť vzťah medzi parametrom l_1 a okamžitou hrúbkou odrezávanej vrstvy h_l.. Pre tento účel je potrebné určiť plochu kosodlžníka $0CB_2B_1$, pričom predpokladáme, že $0B_1 = l_1$ a $CK = h$. Z toho vyplýva, že $B_1B_2 \approx CO\text{-}l_1$. Z trojuholníka $0CK$ vyplýva, že:

$$C0 = \frac{h_l}{\sin\beta_{l1}} \tag{8.29}$$

a ďalej:

$$B_1B_2 = \frac{h_l}{\sin\beta_{l1}} - l_1\,. \tag{8.30}$$

Plocha kosodlžníka $0CB_1B_2$ bude rovná:

$$S_1 = \left(\frac{C0 + B_1B_2}{2}\right).h_{\mathrm{m}}\,. \tag{8.31}$$

Po dosadení $0B$ a B_1B_2 do rovnice (8.31), dostaneme:

$$S_1 = \frac{1}{2}\left(\frac{h_l}{\sin\beta_{l1}} + \frac{h_l}{\sin\beta_{l1}} - l_1\right).h_{\mathrm{m},} \tag{8.32}$$

alebo:

$$S_1 = h_{\mathrm{m}}\left(\frac{h_l}{\sin\beta_{l1}} - \frac{l_1}{2}\right) \quad . \tag{8.33}$$

Hodnota h_{m} sa určí z trojuholníka $0B_1F$.

$$h_{\mathrm{m}} = l_1.\cos\left(\beta_{l1} - \gamma_{\mathrm{n}}\right). \tag{8.34}$$

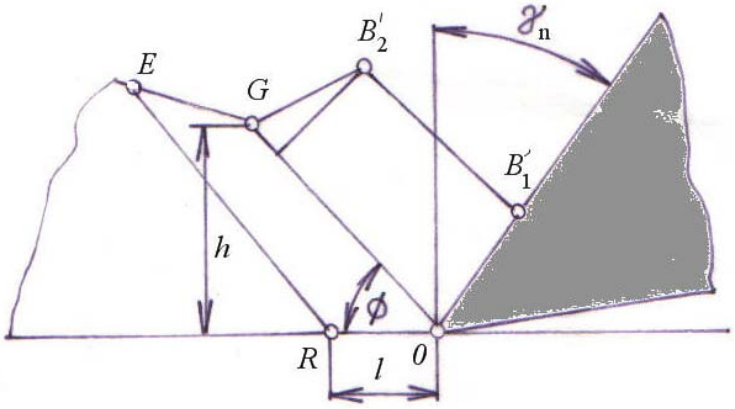
Plocha kosodĺžnika bude:

$$S_1 = \left(\frac{h_l}{\sin\beta_{l1}} - \frac{l_1}{2}\right).l_1.\cos\left(\beta_{l1} - \gamma_n\right). \tag{8.35}$$

Kosodĺžnik $0CB_1B_2$ je teda funkciou okamžitej hrúbky odrezávanej vrstvy h_l a okamžitého uhla hranice primárnych deformácii β_{l1}.

Strana kosodĺžnika $B_10 = l_1$ je dĺžkou počiatočnej časti triesky v prvom štádiu.

Ďalej nás zaujíma koniec štádia tvorenia triesky, keď h_1 dosiahne konečnú veľkosť h.
Ak sa znova vrátime k obr. 8.21, vidno, že priamka $0CA$ sa postupne mení na čiaru AB, na ktorej začína vytváranie elementov triesky. Plocha $0CB_2B_1$ sa zmení na $A0B'_2B'_1$ podľa obr. 8.23.



Obr. 8.23 Schéma konečného stavu triesky

Jej veľkosť bude:

$$S_2 = \lim S = \left(\frac{h}{\sin\beta_{l1}} - \frac{l_1}{2}\right).l_1.\cos\left(\beta_{l1} - \gamma_n\right) \tag{8.36}$$

pričom: $\beta_{l1} \to \phi; h_1 \to h; l_1 \to l$.

φ je uhol hranice plastickej deformácie pri konečnom zaťažení.

Treba poznamenať, že rovnakú plochu má aj nedeformovaný element triesky *EGR0*. Ak uvažujeme v podmienkach plošnej deformácie, možno napísať, že plocha $0AB'_2B'_1 = EG0R$, alebo:

$$l.h = \left(\frac{h}{\sin \beta_1} - \frac{l_1}{2} \right) l_1 . \cos(\beta_1 - \gamma_n). \tag{8.37}$$

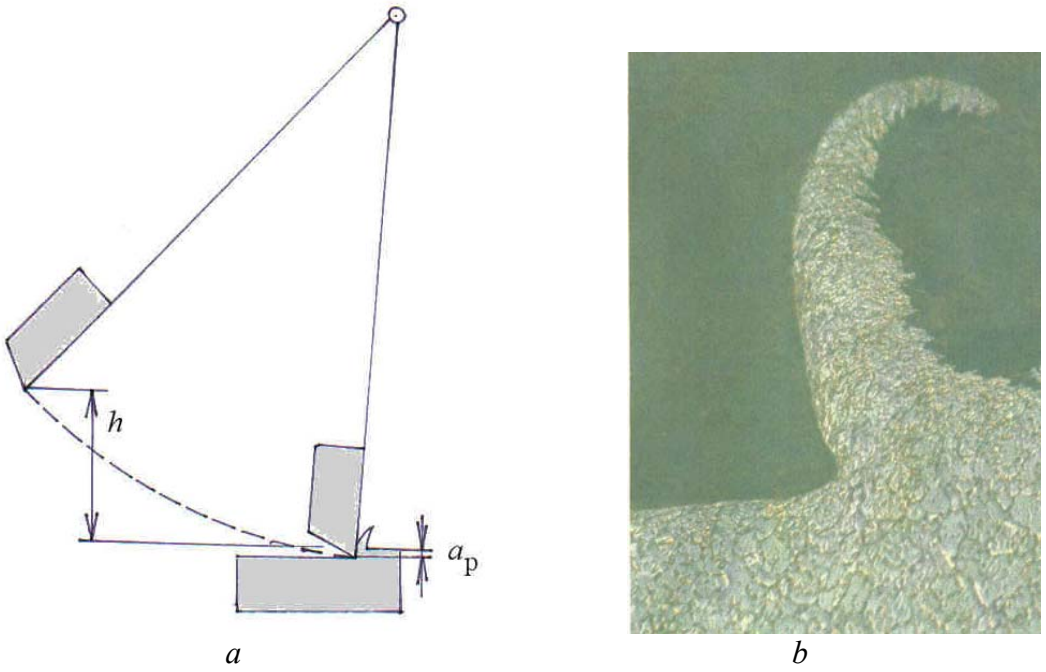
Všetky hodnoty uhla β_{l1} budú väčšie ako uhol ϕ. Z toho vyplýva záver o nelineárnom zmenšovaní pomernej práce tvorenia triesky v priebehu vrezávania v súlade so zmenšovaním β_{l1}.

Možno konštatovať, že čím horšie obrábateľný materiál, tým väčší bude uhol β_{l1} a menšia dĺžka triesky l_1. Preto možno použiť navrhovanú metodiku aj v takom usporiadaní, že výsledkom merania je ubehnutá dráha nástroja pri konštantnom zaťažení.

Za podmienok voľného rezu, aké vznikajú pri preťahovaní je bežne používaná závislosť F_z = f(h). Jej priebeh je pre rozličné materiály rôzny a na základe doterajších poznatkov možno reálne predpokladať, že bude súvisieť s obrábateľnosťou materiálov.

Možno namietať, že predchádzajúca skúška sa vykonáva pri minimálnej reznej rýchlosti, ktorá neodpovedá skutočných podmienkam pri obrábaní.

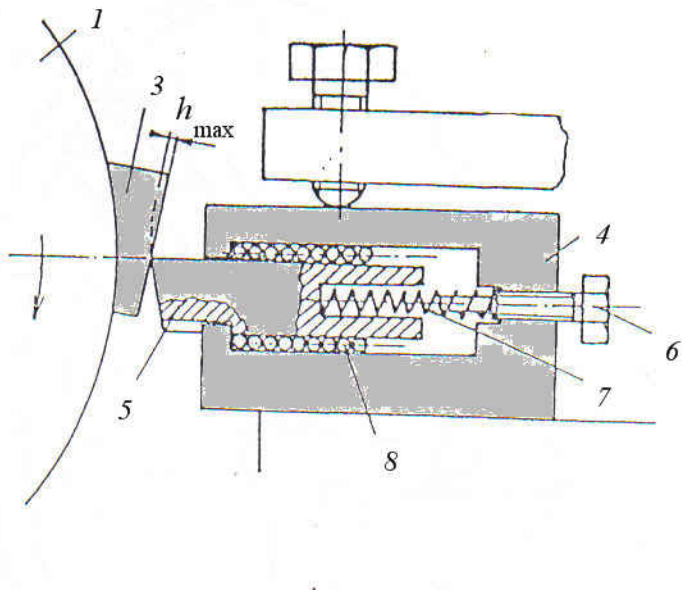
Leyensetter vyvinul skúšku, založenú na rázovom vrezávaní noža do materiálu, podľa obr. 8.24. Nástroj sa na ramene pustí z určitej výšky a vplyvom zotrvačnej sily sa vreže do odpovedajúcej hĺbky a_p. Pritom počiatočná rýchlosť je pomerne vysoká, pri dorezaní dosahuje nulovú hodnotu. Skúška teda prebieha pri premenlivej reznej rýchlosti. Koeficient relatívnej obrábateľnosti je vyhodnotený podobne ako vyššie ako pomer maximálnej hĺbky rezu , dosiahnutej pri referenčnom a sledovanom materiáli.



a *b*

Obr. 8.24 Rázová skúška na zisťovanie obrábateľnosti materiálov(a), vzorka po skúške (b)

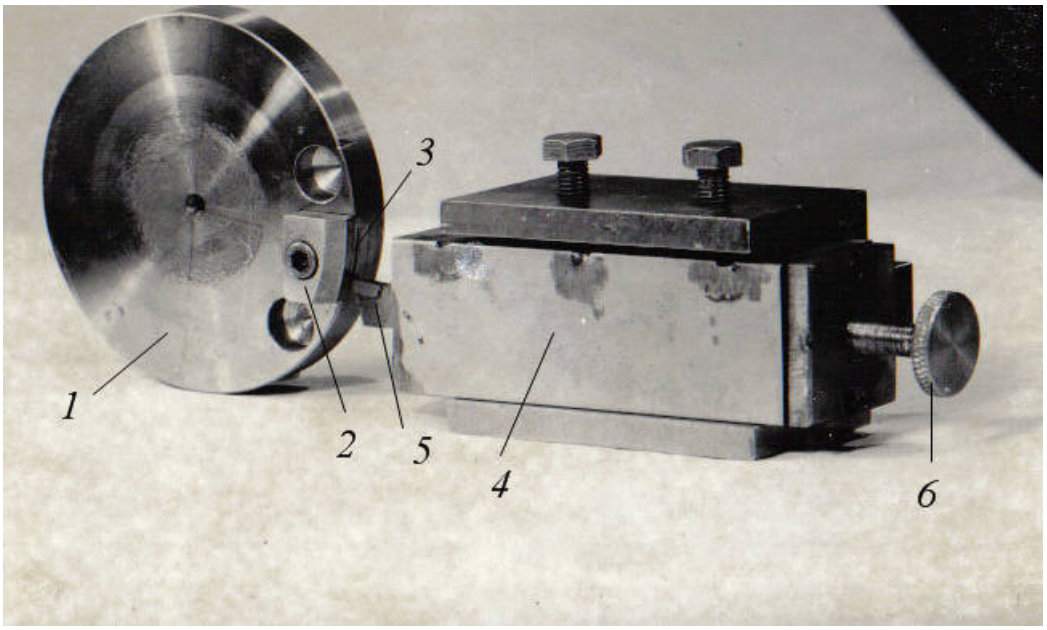
Skúška vrezávaním sa dá alternatívne riešiť pri zabezpečení reálnej reznej rýchlosti v priebehu skúšky. Princíp je na obr. 8.25.



Obr. 8.25 Prípravok na skúšku vrezávania pri reálnej reznej rýchlosti. 1 – rotujúci kotúč, 3 – vzorka, 4 – držiak nástroja, 5 – nôž, 6 – nastavovacia skrutka prítlačnej sily, 7 – pružina, 8 – lineárne valivé ložisko

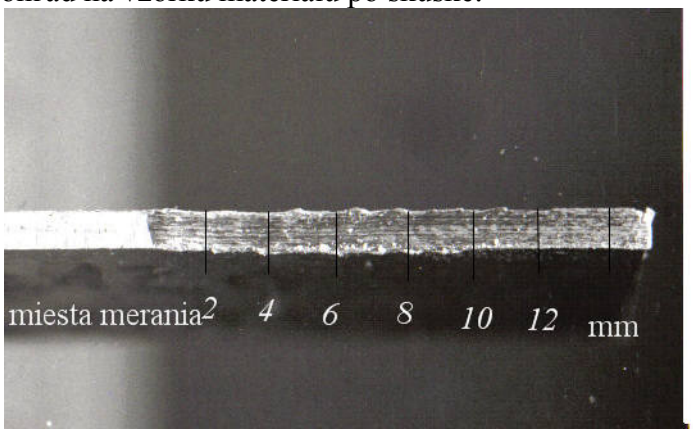
Šikmo umiestnená vzorka *3* umožňuje pri rotácii kotúča *1* zvolenou reznou rýchlosťou postupné vrezanie noža do hĺbky, ktorá odpovedá okamžitej sile rezného odporu. Pri dosiahnutí rovnováhy medzi silou rezného odporu F_p' a silou stlačenej pružiny F_p sa dosiahne konečná hrúbka odrezávanej vrstvy h_{max}, ktorá je kritériom obrábateľnosti.

Prípravok na realizáciu metódy je na obr. 8.26.



Obr. 8.26 Pohľad na prípravok na skúšku obrábateľnosti vrezávaním pri reálnej reznej rýchlosti. (označenie ako na obr. 8.25)

Na obr. 8.27 je pohľad na vzorku materiálu po skúške.



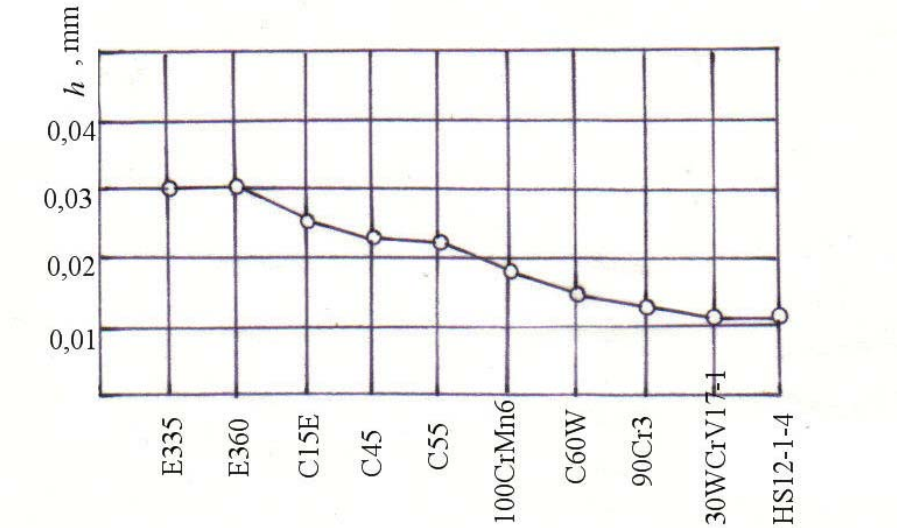
Obr. 8.27 Pohľad na vzorku obrobeného materiálu po skúške v prípravku na obr. 8.23.

Niektoré výsledky experimentálnych skúšok sú v tab. 8.7. Merania boli vykonané pri zaťažení kalibrovanou pružinou silou F = 40 N, reznej rýchlosti v_c = 32 m.min^{-1} a šírke vzoriek 1 mm.

Namerané hodnoty h po dĺžke vzorky po skúške dynamického vrezávania *Tab.8.7*

Materiál	2 mm	4	6	8	10	12	Priemerná hodnota h , mm
11 600(E335)	0,01	0,02	0,04	0,03	0,03	0,05	0,03
11 700(E360)	0,015	0,03	0,025	0,04	0,03	0,04	0,03
12023(C15E)	0,01	0,02	0,03	0,02	0,03	0,04	0,025
12050 (C45)	0,02	0,02	0,03	0,02	0,02	0,03	0,023
12060 (C55)	0,01	0,02	0,02	0,03	0,02	0,03	0,022
14 209 (100CrMn6)	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,03	0,018
19 103(C60W)	0,01	0,01	0,02	0,015	0,01	0,02	0,014
19 423 (90Cr3)	0,01	0,01	0,01	0,01	0,02	0,01	0,012
19720 (30WCrV17-1)	0,01	0,015	0,01	0,01	0,01	0,01	0,011
19 810 (HS12-1-4)	0,01	0,01	0,01	0,015	0,01	0,01	0.011

Na obr. 8.28 je diagram závislosti priemerných hodnôt a_p pre sledované ocele.



Obr. 8.28 Experimentálny diagram závislosti a_p na druhu obrábaného materiálu.

Vidno, že boli zaznamenané významné rozdiely, ktoré korešpondujú s pevnosťou materiálu, teda dá sa predpokladať, že aj s obrábateľnosťou.

8.1.10 Energetická metóda zisťovania relatívnej obrábateľnosti

Problematika zisťovania obrábateľnosti nie je ukončená. Existuje napr. metóda, založená na sledovaní energie, spotrebovanej na obrábanie. Jej podstata spočíva v sledovaní súvislostí nasledovných parametrov:

- rezná rýchlosť. v_c, m.min^{-1}
- stlačenie triesky: $k = \frac{h_1}{h}$;
- rýchlosť pohybu triesky: $v_t = k.v_c$, m.min^{-1}
- trecia sila: F_y, N;
- výkon obrábania: $P = F_y.v_t$, N.m.min^{-1}
- plocha styku triesky s čelom nástroja: S, mm^2
- merná energia trenia: $p_e = P.S$, N.m^{-1}.min^{-1}, ako ukazovateľ obrábateľnosti.

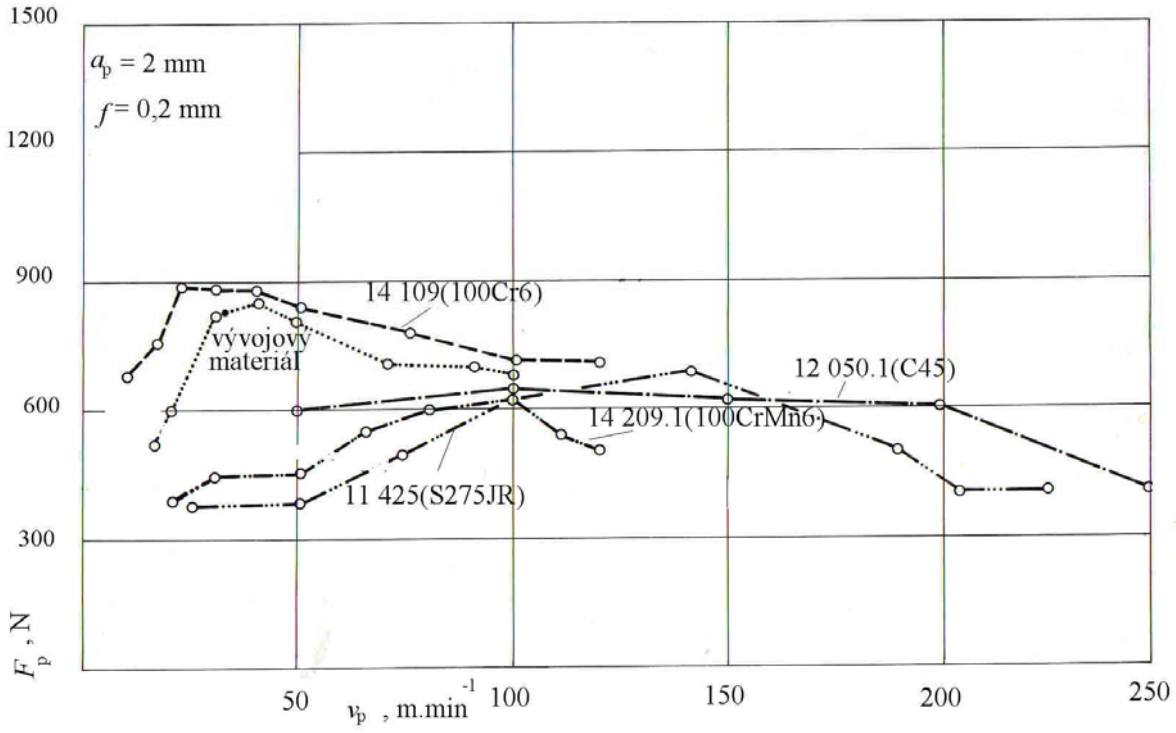
Niekoľko údajov, získaných pri sledovaní konkrétnych ocelí obsahuje tab. 8.8.

Namerané a vypočítané parametre pri obrábaní niektorých ocelí *Tab.8.8*

Obrábaný materiál	v_c, m.min^{-1}	$k = \frac{h_1}{h}$	$v_t = v_c / k$ m.min^{-1}	$F_{y,}$ N	P, N.m.min^{-1}	S, m^2	p_e N.m^{-1}.min^{-1}
11 425	25	1,9	13,4	390	5 214	$6{,}0.10^{-6}$	$8{,}7.10^{8}$
(S27SJR)	50	1,9	26,7	400	190 695	$4{,}8.10^{-6}$	$2{,}2.10^{9}$
	75	1,5	51,1	500	25 569	$3{,}2.10^{-6}$	$7{,}9.10^{9}$
	100	1,5	68,4	650	44 490	$3{,}3.10^{-6}$	$1{,}4.10^{10}$
	142	1,3	109,2	690	75 369	$2{,}8.10^{-6}$	$2{,}6.10^{10}$
	160	1,3	119,2	630	75 119	$4{,}7.10^{-6}$	$1{,}6.10^{10}$
	190	1,2	160,3	500	80 169	$4{,}1.10^{-6}$	$1{,}9.10^{10}$
	205	1,4	148,5	400	59 420	$3{,}2.10^{-6}$	$1{,}8.10^{10}$
	225	1,2	190,7	400	76 271	$3{,}2.10^{-6}$	$2{,}3.10^{10}$
14109.3	10	2,6	3,8	690	2 691	$8{,}5.10^{-6}$	$3{,}2.10^{8}$
(100Cr6)	16	2,5	6,5	770	5 000	$7{,}7.10^{-6}$	$5{,}6.10^{8}$
	23	2,6	8,8	900	7 920	$9{,}1.10^{-6}$	$8{,}7.10^{8}$
	30	2,4	12,5	895	11 188	$4{,}4.10^{-6}$	$2{,}5.10^{9}$
	40	2,4	16,8	890	14 952	$4{,}4.10^{-6}$	$3{,}4.10^{9}$
	50	2,4	20,7	850	17 595	$4{,}3.10^{-6}$	$4{,}1.10^{9}$
	75	1,9	38,7	790	30 573	$4{,}3.10^{-6}$	$7{,}2.10^{9}$
	100	1,9	53,2	720	38 304	$4{,}2.10^{-6}$	$9{,}0.10^{9}$
	120	1,7	72,7	720	52 344	$4{,}1.10^{-6}$	$1{,}2.10^{10}$
14 209.3	20	1,9	10,2	400	4 096	$4{,}7.10^{-6}$	$8{,}7.10^{8}$
(100CrMn6)	10	1,8	16,1	450	7 250	$4{,}7.10^{-6}$	$1{,}5.10^{9}$
	50	1,7	29,4	450	13 244	$4{,}3.10^{-6}$	$3{,}1.10^{9}$
	65	1,5	42,9	550	23 622	$4{,}5.10^{-6}$	$5{,}2.10^{9}$
	80	1,4	55,8	600	33 486	$6{,}4.10^{-6}$	$5{,}3.10^{9}$
	100	1,4	69,7	650	45 331	$3{,}5.10^{-6}$	$1{,}3.10^{10}$
	110	1,4	76,5	550	42 070	$2{,}4.10^{-6}$	$1{,}8.10^{10}$
	120	1,3	94,0	500	46 875	$2{,}4.10^{-6}$	$1{,}9.10^{10}$
12 050.1	50	3	14,0	600	8 400	$6{,}5.10^{-6}$	$1{,}3.10^{9}$
(C45)	100	3	33	650	21 450	$7{,}4.10^{-6}$	$2{,}9.10^{9}$
	150	3,2	49	620	30 690	$6{,}1.10^{-6}$	$5{,}0.10^{9}$
	200	3	66	600	39 600	$6{,}4.10^{-6}$	$6{,}2.10^{9}$
	250	3	82	400	33 000	$6{,}7.10^{-6}$	$4{,}9.10^{9}$
	300	3,3	90	200	18 000	$6{,}2.10^{-6}$	$2{,}9.10^{9}$
	400	3	132	180	23 760	$6{,}4.10^{-6}$	$3{,}7.10^{9}$
	500	3	165	150	24 750	$6{,}0.10^{-6}$	$4{,}1.10^{9}$

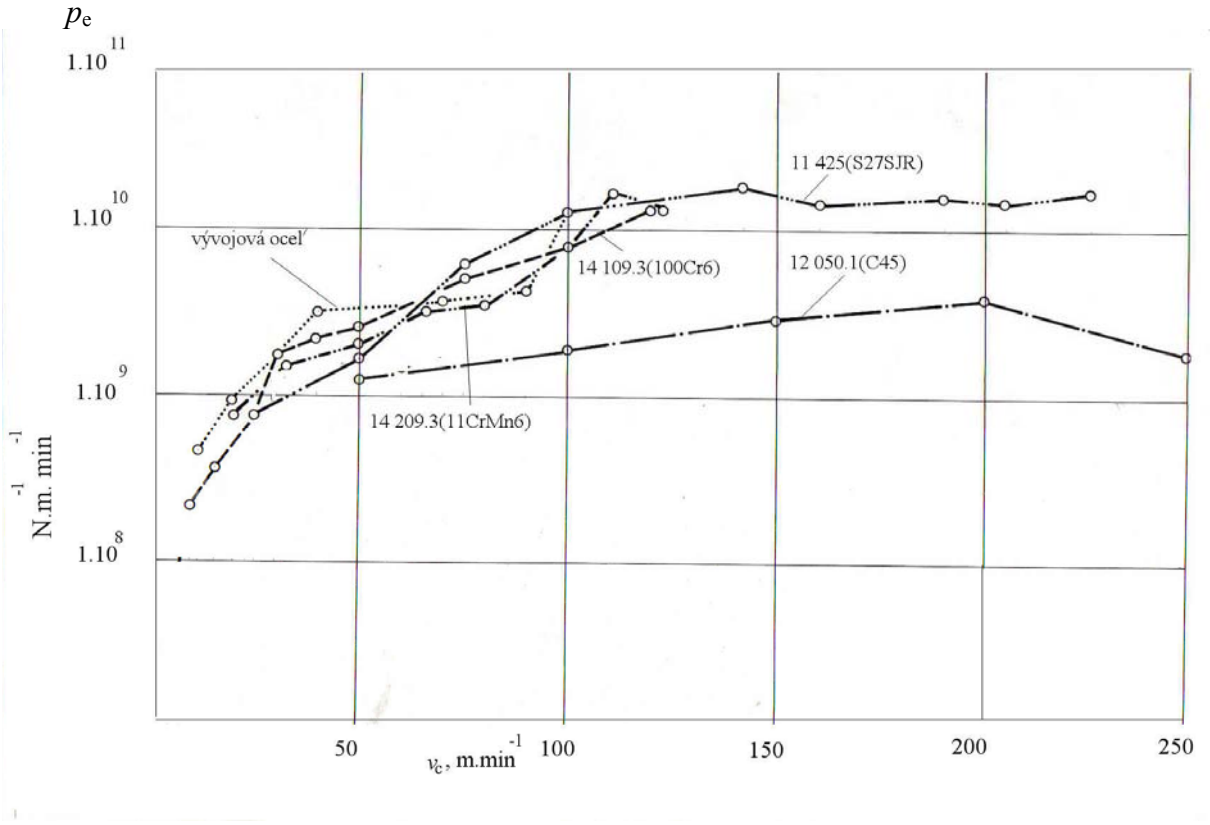
vývojový materiál	12	1,6	7,5	550	4 098	$6{,}2.10^{-6}$	$6{,}6.10^{8}$
	19	1,7	10,9	600	6 552	$6{,}6.10^{-6}$	$9{,}9.10^{8}$
	30	2,1	14,4	825	11 807	$5{,}4.10^{-6}$	$2{,}2.10^{9}$
	40	2,1	19,1	850	16 269	$3{,}3.10^{-6}$	$4{,}9.10^{9}$
	50	1,9	25,8	810	20 874	$4{,}9.10^{-6}$	$4{,}3.10^{9}$
	70	1,9	30,0	710	21 328	$3{,}9.10^{-6}$	$5{,}6.10^{9}$
	90	1,6	55,6	700	38 885	$4{,}5.10^{-6}$	$8{,}7.10^{9}$
	100	1,4	69,4	690	48 914	$3{,}9.10^{-6}$	$1{,}2.10^{10}$

Na obr. 8.29 je priebeh závislosti reznej sily F_y na reznej rýchlosti pre sledované materiály.



Obr. 8.29 Experimentálna závislosť priebehu reznej sily na reznej rýchlosti

Vidno, že trecia sila sa u všetkých sledovaných materiálov mení s reznou rýchlosťou. Pritom závislosť nemá u jednotlivých materiálov rovnaký charakter. Ako kritériu pomernej obrábateľnosti však nemožno použiť reznú silu, pretože u jednotlivých materiálov sú výrazné rozdiely vo veľkosti plochy styku čela nástroja s trieskou, ktoré treba brať do úvahy. Preto spoľahlivým kritériom je merná energie trenia, definovaná ako p_e. Na obr. 8.30 je diagram závislosti tohto parametra na reznej rýchlosti.



Obr. 8.30 Výsledná závislosť mernej energie trenia na reznej rýchlosti

Pomer mernej energie trenia jednotlivých materiálov k referenčnému možno použiť za kritérium obrábateľnosti:

$$K_e = \frac{p_{ee}}{p_{e1}}. \tag{8.38}$$

Ako vidno, tento parameter sa s reznou rýchlosťou mení málo.

8.2 Reznosť nástrojových materiálov

Pre praktickú voľbu rezných materiálov ako aj pre účely vývoja nových druhov rezných materiálov treba relatívne posúdiť ich rezné vlastnosti. Súhrn vlastností materiálu, ktoré vyjadrujú jeho rezné schopnosti nazývame reznosťou.

Reznosť je relatívny pojem a pre jej stanovenie je potrebné:

- stanoviť relatívnu odolnosť proti opotrebeniu daného rezného materiálu v porovnaní s iným materiálom pri obrábaní vzorkového obrábaného materiálu
- stanovenie oblastí racionálnych rezných podmienok pre daný rezný materiál

Pri objemových metódach merania opotrebenia sa odolnosť proti opotrebeniu nástroja udáva ako pomer práce A k hmote produktov opotrebenia Δ_M :

$$B = \frac{A}{\Delta_{\mathrm{M}}} = \frac{F.L}{\Delta_{\mathrm{M}}} = \frac{F_{\mathrm{n}}.\mu.L}{\Delta_{\mathrm{M}}}, \tag{8.39}$$

kde $F = F_{\mathrm{n}}.\mu$ je sila trenia,
L – dráha nástroja
Intenzita opotrebenia I je prevrátená hodnoty odolnosti proti opotrebeniu:

$$I = \frac{1}{B} = \frac{\Delta_{\mathrm{M}}}{A} = \frac{\Delta_{\mathrm{M}}}{N.\mu.L}. \tag{8.40}$$

Výrobnosť obrábania (rezný výkon) je jednotkou práce nástroja a určuje sa hmotou, alebo objemom odobratého kovu za časovú jednotku, alebo pri konštantnej hĺbke rezu plochou obrobenou za jednotku času. Výrobnosť možno teda udať výrobnou prácou v objemovom vyjadrení:

$$A_0 = 1000.v_{\mathrm{c}}.f.a_{\mathrm{p}}, \ \mathrm{mm}^3 \tag{8.41}$$

Pri konštantnej hĺbke rezu je výrobnosť daná veľkosťou obrobenej plochy za časovú jednotku:

$$A = 1000.v.f \ , \ \mathrm{mm}^2. \tag{8.42}$$

Rezné vlastnosti nástrojov sa charakterizujú hmotnosťou produktov opotrebenia na jednotku reznej práce:

$$I' = \frac{\Delta_{\mathrm{M}}}{1000.v_{\mathrm{c}}.f.a_{\mathrm{p}}}, \tag{8.43}$$

alebo pri a_{p} = const.:

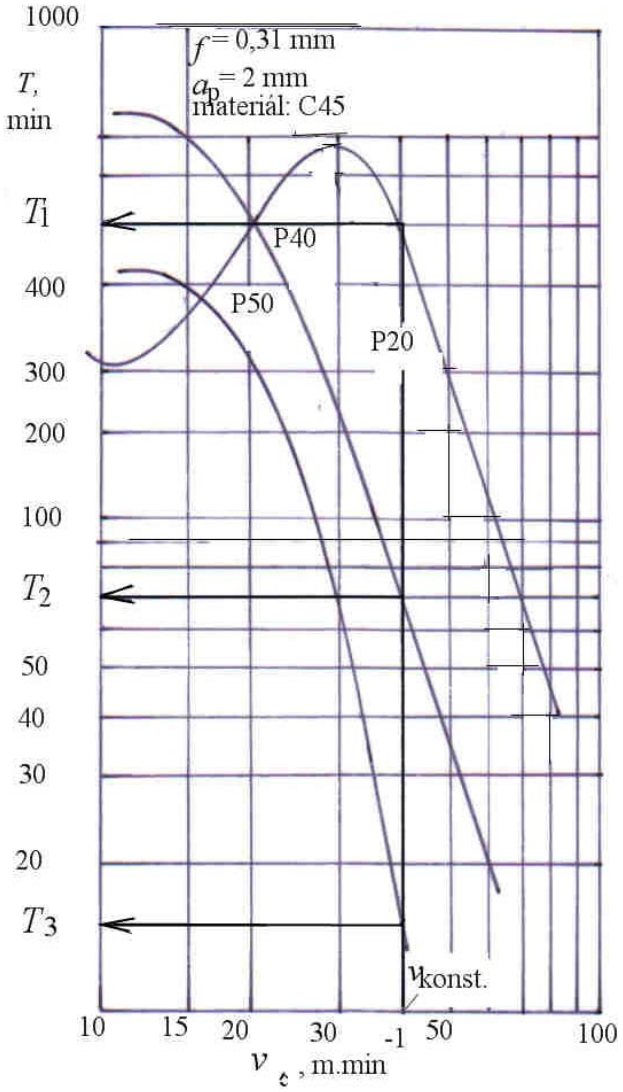
$$I' = \frac{\Delta_{\mathrm{M}}}{1000.v_{\mathrm{c}}.f}. \tag{8.44}$$

Pri použití mikrometrických metód merania opotrebenia sa reznosť rezného materiálu určuje z grafu T - v_{c}. Na obr. 8.31 je príklad T-v_{c} závislostí pre tri druhy spekaných karbidov.

Reznosť sa kvantitatívne vyjadrí pomerom reznej rýchlosti skúšaného a referenčného materiálu (P20):

$$K_{\mathrm{r}} = \frac{T_1}{T_2}, \ \mathrm{resp.} \frac{T_3}{T_2}. \tag{8.45}$$

Skrátené skúšky reznosti sú rovnaké, ako obrábateľnosti. Napr. pri skúške čelným sústružením sa obrába kotúč z referenčného materiálu rozličnými druhmi rezných materiálov. Kritériom reznosti je pomer polomerov R_{vc}, pri ktorých došlo k otupeniu nástrojov.



Obr. 8.31 Experimentálne závislosti trvanlivosti troch rezných materiálov na reznej rýchlosti

9 PRODUKTIVITA OBRÁBANIA

9.1 Posudzovanie výrobnosti elementárnej operácia obrábania

Produktivita obrábania súčiastok sa všeobecne definuje ako počet vyrobených súčiastok za časovú jednotku, obyčajne za smenu:

$$p = \frac{\tau_{sm}}{\tau_k}, \tag{9.1}$$

kde τ_{sm} je čas smeny, min,

τ_k - kusový čas, potrebný na obrobenie jednej súčiastky, min.

Kusový čas sa skladá z troch zložiek:

$$\tau_k = \tau_s + \tau_v + \tau_p, \tag{9.2}$$

kde τ_s je strojový čas, pri ktorom sa odoberá trieska, min,

τ_v – vedľajší čas, potrebný na výmenu nástrojov a obrobkov (udáva sa jeho podiel, pripadajúci na jeden obrobok)

τ_p – pomocný čas na prípravu výroby a nevyhnutné prestávky (tiež jeho podiel na jeden obrobok)

Z hľadiska technológie obrábania nás najviac zaujíma *strojový čas*, ktorý treba na zmenu rozmerov súčiastky odobratím prídavku na obrábanie. Pri obrábaní jednej plochy sa definuje sa takto:

$$\tau_s = \frac{L.i}{f_m} = \frac{L.i}{f.n}, \text{ min}, \tag{9.3}$$

kde L je dráha nástroja (dĺžka chodu nástroja v smere posuvu), mm,

i – počet pracovných prechodov nástroja

f_m – minútový posuv, $mm.min^{-1}$.

Ak sa prídavok delí na hrubovaciu a_{ph} a dokončovaciu a_{pd} hĺbku rezu, bude strojový čas:

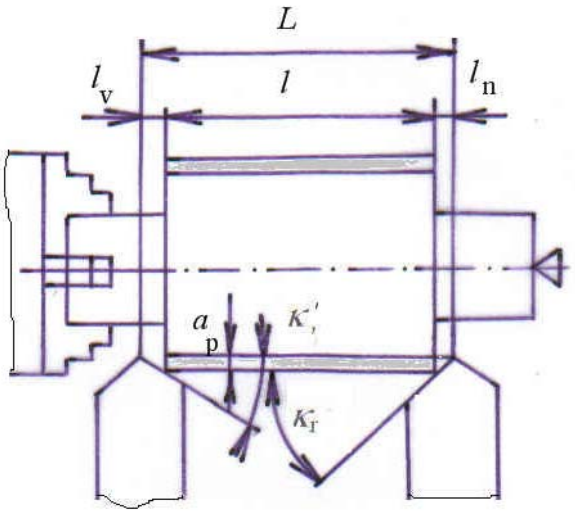
$$\tau_s = \frac{L}{f_h.n} + \frac{L}{f_d.n}, \text{ min}, \tag{9.4}$$

kde f_h a f_d je hrubovací a dokončovací posuv, mm.

Uvedený vzťah platí pre všetky metódy obrábania. Napr. pri sústružení možno podľa obr. 9.1 definovať:

$$\tau_s = \frac{L}{\tau_m} = \frac{l + l_n + l_v}{f.n} \tag{9.5}$$

kde l_n a l_v je nábeh a výbeh nástroja.



Obr. 9.1 Schéma na určenie strojového času pri sústružení

Veľkosť minimálnej hodnoty $l_{n\,min}$ sa dá určiť z trojuholníka (targína):

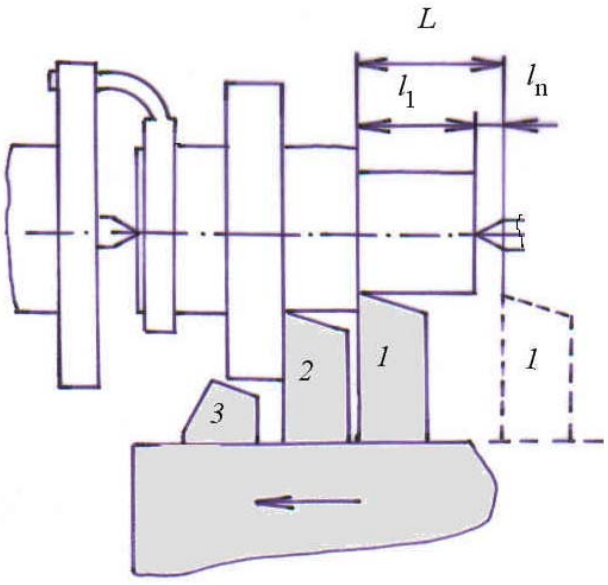
$$l_{n\,min} = \frac{a_p}{\mathrm{tg}\kappa_r}, \tag{9.6}$$

podobne:

$$l_{v\,min} = \frac{a_p}{\mathrm{tg}\kappa'_r}. \tag{9.7}$$

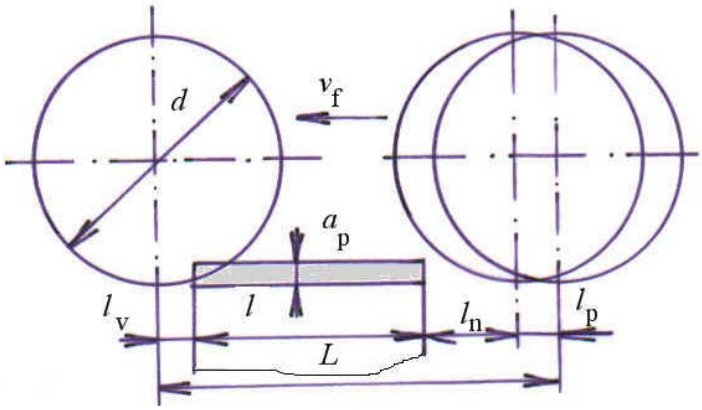
Obe tieto hodnoty je potrebné zväčšiť o hodnotu bezpečnej vzdialenosti nástroja a obrobku.

V prípade viacnástrojového sústruženia sa pre výpočet berie najväčšia dráha odpovedajúceho nástroja (zdvih suportu), (obr. 9.2).

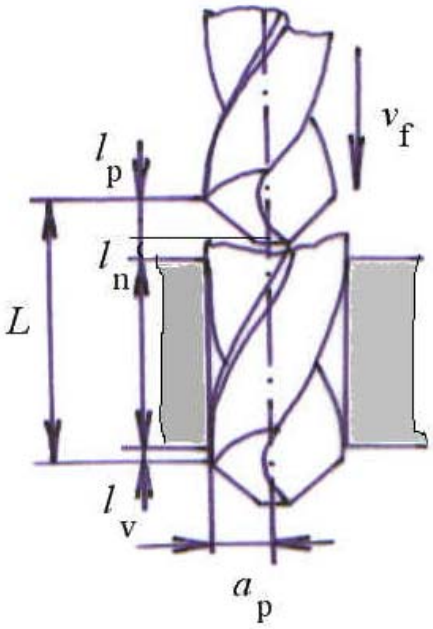


Obr. 9.2 Určenie dráhy l_{vn} pri viacnástrojovom sústružení.

Podobne sa určuje nábeh a výbeh nástroja pri frézovaní (brúsení) a vŕtaní, podľa obr. 9.3.



Obr. 9.3 Schéma na určenie dráhy nástroja pri frézovaní.



Obr. 9.4 Schéma na určenie dráhy nástroja L pri vŕtaní

Pri automatickom cykle obrábania treba uvažovať dráhu prísuvu nástroja k polovýrobku l_p, potrebnú na uľahčenie nábehu nástroja.

Snahou výrobcov je skracovať strojové a ďalšie zložky kusového času, teda vyrobiť maximálne množstvo výrobkov za časovú jednotku. Pritom minimalizovať výrobné náklady. Je zrejmé, že s rovnakými výrobkami víťazí na trhu výrobca s nižšími výrobnými nákladmi.

Predchádzajúce poznatky hovoria o tom, že strojový čas závisí na rezných podmienkach. Ak do vzťahu (9.3) dosadíme za *n* reznú rýchlosť: $n = \frac{1000.v_c}{\pi.D}$, dostaneme:

$$\tau_s = \frac{L.i}{n.f} == \frac{L.\pi.D.i}{1000.f.v_c} = \frac{(l + l_n + l_v).\pi.D.i}{1000.f.v_c}. \qquad (9.8)$$

Oba parametre, teda f a v_c sú v menovateli, preto skracujú strojový čas podľa zákona hyperboly.

Matematicky možno problém optimalizácie rezných podmienok vyjadriť hľadaním minima nákladovej funkcie f(N), ktorá je viazaná na rezné podmienky:

$$f(N) = f(v_c; f; a_p i; T) \Rightarrow \min \qquad (9.9)$$

Všeobecne vychádza stanovenie optimálnych rezných podmienok z predpokladu:

- minimálnych vlastných nákladov N_{VN}
- optimálnej trvanlivosti T_{opt}, resp. reznej rýchlosti $v_{c\,opt}$
- maximálnej možnej hĺbky rezu na jeden prechod a použiteľného posuvu, pri dosiahnutí predpísanej kvality obrobeného povrchu
- rešpektovanie konkrétnych podmienok obrábacieho stroja (tuhosť, stálosť rozmerov)

Celkové jednotkové vlastné náklady (na obrobenie jednej súčiastky) na konkrétnom stroji pozostávajú z troch zložiek:

$$N_{cj} = N_o + N_v + N_n, \qquad (9.10)$$

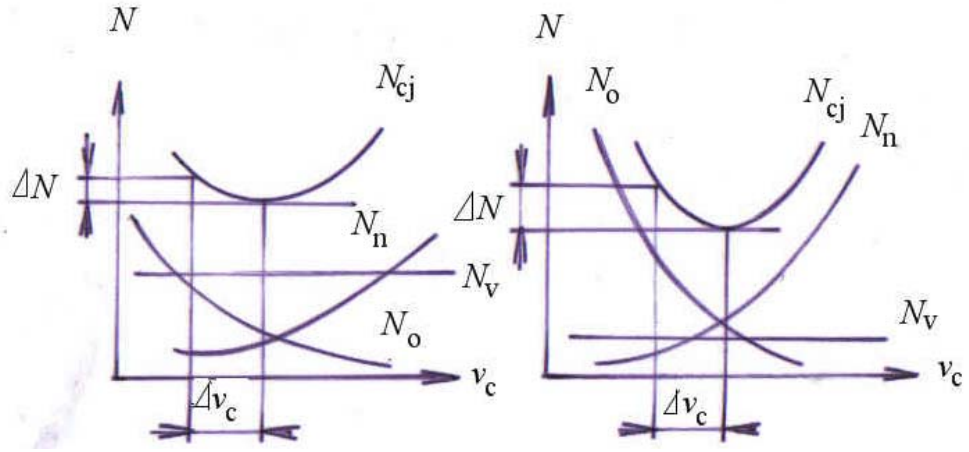
kde N_o sú náklady na obrábanie, Sk

N_v – náklady na výmenu (upínanie a meranie obrobku a nástroja), Sk,

N_n – náklady na nástroje, Sk.

Zložky nákladov N_o a N_n závisia na reznej rýchlosti. Zložka N_v na reznej rýchlosti nezávisí.

Na obr. 9.5 je graficky, znázornená závislosť všetkých zložiek nákladov na reznej rýchlosti pre dva príklady obrábania [38].



a *b*

Obr. 9.5 Závislosť jednotlivých zložiek nákladov na reznej rýchlosti.
a – obrábanie na stroji s ručnou obsluhou, b – obrábanie na CNC stroji

Náklady na jeden obrobok, ktoré závisia na reznej rýchlosti a teda aj trvanlivosti nástroja možno vyjadriť rovnicou:

$$N_{cj} = \tau_s N_m + \tau_v . \frac{N_m}{n_T} + \frac{N_T}{n_T}, \text{ Sk}, \tag{9.11}$$

kde τ_s je strojový čas, min

N_m – súčet nákladov pripadajúcich na minútu práce stroja, Sk.min^{-1}

τ_v- čas na technickú obsluhu stroja (výmena obrobkov a nástrojov), min

n_T – počet súčiastok, vyrobených počas trvanlivosti nástroja, ks

N_T – náklady, spojené s použitím rezného nástroja počas jeho trvanlivosti, Sk (časť nákupnej ceny, pripadajúca na jedno preostrenie, náklady na jedno prestavenie nástroja).

N_m je súčtom minútových nákladov.

$$N = m_o + o_m + u_m + b_m + m_i + m_p + r_m, \tag{9.12}$$

kde m_o je minútová mzda obsluhy stroja, Sk

o_m – odpisy výrobného zariadenia, pripadajúce na minútu práce stroja, Sk

u_m – náklady na údržbu výrobného zariadenia, pripadajúce na minútu práce stroja, Sk

b_m – odpisy budov, pripadajúce na minútu práce zariadenia, Sk,

m_i – mzdy inžiniersko-technických pracovníkov, pripadajúce na minútu práce zariadenia, Sk,

m_p – mzdy pomocných pracovníkov, pripadajúce na minútu práce zariadenia, Sk,

r_m – celopodniková réžia, pripadajúca na minútu práce zariadenia, Sk.

Náklady, spojené s použitím rezného nástroja počas jeho trvanlivosti možno vyjadriť vzorcom (pre preostrované nástroje a s vymeniteľnými platničkami):

$$N_{\mathrm{n}} = \frac{C_{\mathrm{n}}}{z+1} + N_{\mathrm{lo}} + m_{\mathrm{n}}.\tau_n + \frac{N_{\mathrm{t}}}{n(z+1)}, \tag{9.13}$$

Kde: C_{n} je nákupná cena rezného nástroja, Sk,
z – počet preostrení,
N_{lo} – náklady na jedno ostrenie, Sk,
m_{n} – minútová mzda nastavovača, Sk,
τ_n - čas na výmenu otupeného nástroja, min,
C_{n} – nákupná cena telesa nástroja, Sk,
n – počet možných výmien reznej platničky do opotrebenia držiaka.

Vzťah pre strojový čas pri sústružení, ak prídavok na obrábanie je rovný hĺbke rezu možno upraviť takto:

$$\tau_{\mathrm{s}} = \frac{\pi.D.L}{1000.v_{\mathrm{c}}.f} = \frac{\pi.D.L.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}}}{1000.C_{\mathrm{v\,c}}^{\frac{1}{\mathrm{M}}}} = C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}}, \tag{9.14}$$

Pričom sme urobili substitúciu: $v_{\mathrm{c}} = \dfrac{C_{\mathrm{v_c}}^{\frac{1}{\mathrm{m}}}}{T^{\frac{1}{\mathrm{m}}}}$.

Pre počet súčiastok obrobených počas trvanlivosti T možno definovať vzťah:

$$n_{\mathrm{T}} = \frac{T}{\tau_{\mathrm{s}}} = \frac{T}{C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}-1}}. \tag{9.15}$$

Po dosadení (9.13) a (9.14) do vzťahu pre celkové jednotkové náklady (9.11), dostaneme:

$$N_{\mathrm{cj}} = C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}}N_{\mathrm{m}} + \tau_{\mathrm{v}}.C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}-1}N_{\mathrm{m}} + N_{\mathrm{T}}.C_{\mathrm{o}}T^{\frac{1}{\mathrm{m}}} = C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}}.N_{\mathrm{m}} + C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}-1}\left(\tau_{\mathrm{v}}N_{\mathrm{m}} + N_{\mathrm{T}}\right). \tag{9.16}$$

V tejto rovnici sú celkové náklady N_{cj} vyjadrené ako funkcia trvanlivosti T. Po jej zderivovaní a postavení = 0 dostaneme lokálne minimum funkcie:

$$\frac{dN_{\mathrm{cj}}}{d\tau} = \frac{1}{m}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}}.C_{\mathrm{o}}.N_{\mathrm{m}} + \left(\frac{1}{m}-1\right).C_{\mathrm{o}}.T^{\frac{1}{\mathrm{m}}-2}.\left(\tau_{\mathrm{s}}N_{\mathrm{m}} + N_{\mathrm{T}}\right) = 0. \tag{9.17}$$

Po skrátení C_{o} a N_{m} dostaneme:

$$\frac{1}{m}.T^{\frac{1}{m}-1}+\left(\frac{1}{m}-1\right).T^{\frac{1}{m}-2}\left(\tau_v+\frac{N_T}{N_m}\right)=0\,. \tag{9.18}$$

Po ďalšej úprave:

$$T_{opt,h}=(m-1)\left(\tau_v+\frac{N_T}{N_m}\right)=0\,. \tag{9.19}$$

Takto odvodený vzťah pre hospodárnu trvanlivosť platí na jednom izolovanom obrábacom stroji. Pri súčasnej práci viacerých strojov je potrebné túto hodnotu korigovať (nadol), aby bola výrobnosť jednotlivých strojov rovnaká. Na stroji, kde je potrebné zvýšiť výrobnosť sa volia trvanlivosti, zodpovedajúce maximálnej výrobnosti obrábania, teda podľa vzťahu:

$$T_{opt,v}=(m-1).\tau_v\,. \tag{9.20}$$

Pri súčasnom obrábaní viacerými nástrojmi prichádza do úvahy výmena nielen otupených nástrojov, ale aj čiastočne otupených. Preto sa používa pojem násobku výmeny nástroja, t.j. pomer trvanlivosti nástroja k trvanlivosti najviac zaťaženého, často vymieňaného nástroja. Tento aspekt je potrebné uplatňovať u združených nástrojov (obr.6.24).

9.2 Posudzovanie výrobnosti v automatizovanej výrobe

Zvyšovaním reznej rýchlosti (teda skracovaním trvanlivosti nástrojov) klesajú náklady na obrábanie, ale prudko rastú náklady na nástroje. Stúpa zložka nákladov na častejšie výmeny nástrojov. Z toho vyplýva, že pre určité podmienky prevádzky existuje jediná hodnoty optimálnej reznej rýchlosti. V automatizovanej výrobe sú vyššie odpisy drahých strojov, preto sú náklady na obrábanie vyššie. Výrazne menšie sú náklady na výmenu nástrojov a obrobkov, pretože tá prebieha automaticky. Výsledkom sú nižšie celkové náklady v automatizovanej výrobe a vyššia hodnota optimálnej reznej rýchlosti. Pri rovnakej zmene reznej rýchlosti od optimálnej však náklady v automatizovanej výrobe rastú prudšie ako v klasickej.

Vysoká cena NC strojov a obrábacích centier vyžaduje zvýšiť výrobnosť operácií, aby ekonomika výroby vyšla prijateľná.

Skúsme uviesť príklad na stanovenie optimálnej reznej rýchlosti pri vŕtaní otvoru v odliatku v sivej liatine s s odlievacou kôrou v mieste výbehu nástroja. Hrúbka vŕtanej steny bola l_s = 40 mm.

V klasickej prevádzke boli na základe skúseností technológov aplikované nasledovné rezné podmienky:

- pre rýchlorezné vrtáky:
  - f_m = 100 mm.min^{-1}
  - n = 300 min^{-1}
  - v_c = 16,5 m.min^{-1}.
- pre nástroje zo spekaného karbidu (K 10):
  - f_m = 130 mm.min^{-1}

- $n = 300\ \text{min}^{-1}$
- $v_c = 26\ \text{m.min}^{-1}$

Skúškami boli zistené nasledovné hodnoty trvanlivostí nástrojov:

$$T_{RO} = 34\ \text{min}; \qquad T_{SK} = 100\ \text{min}.$$

Celková dĺžka pracovného chodu vrtáka počas trvanlivosti:

$$l_{RO} = 3\ 400\ \text{mm}; \qquad l_{SK} = 13\ 000\ \text{mm}.$$

Počet opracovaných otvorov počas trvanlivosti vrtáka:

$$x_{RO} = 100; \qquad x_{SK} = 325.$$

Počet otvorov, vyvŕtaných za minútu:

$$x_{m,RO} = 2{,}5\ \text{otvorov}; \qquad x_{m,SK} = 3{,}25\ \text{otvorov}.$$

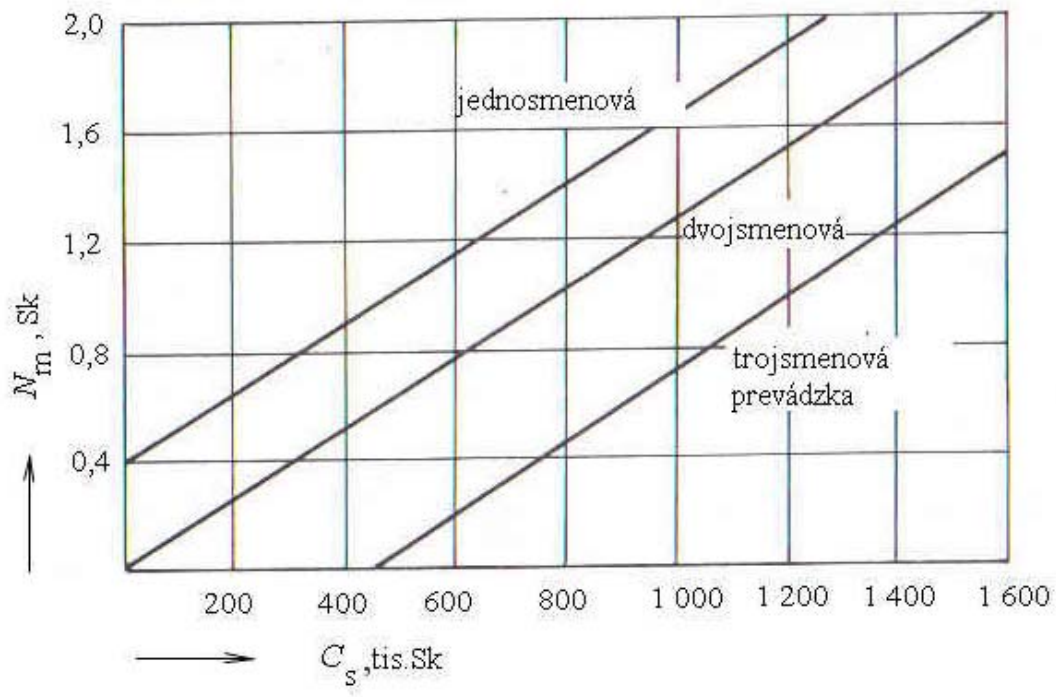
S každým druhom nástroja sa skúšky opakovali 10x a uvedené parametre sú strednou hodnotou.

Použité rezné podmienky odpovedali režimom, aplikovaným na univerzálnych vŕtačkách. Tieto podmienky zrejme nie sú vhodné pre použitie na automatoch, preto sa použila metóda analytického výpočtu podľa nasledovného postupu:

Ekonomicky efektívnu trvanlivosť vrtáka určíme zo známeho vzťahu (9.19), kde m je exponent v $T - v_c$ závislosti (pre nástroje z RO je napr. $m = 8$, pre nástroje zo SK 2,5)

τ_v – čas na výmenu opotrebeného nástroja (moderné NC stroje a centrá majú napr. časy 4,5 s).

N_m – náklady na minútu prevádzky stroja; určujú sa podľa rozličných metodík, ale s uvažovaním všetkých zložiek (podiel obstarávacej ceny stroja, elektrickej energie, obsluhy, opráv..). Dôležité je, aby sa tieto náklady vzťahovali na konkrétne využívanie obrábacieho stroja v jedno, dvoj, alebo trojsmenovej prevádzke. Orientačnou pomôckou môže byť diagram na obr. 9.6, na ktorom je závislosť nákladov na minútu práce od ceny stroja (ostatné zložky nákladov sa uvažujú podielovo) pri rozličnej smenovosti.



Obr. 9.6 Diagram závislosti nákladov na minútu práce stroja na cene stroja

Uvažujme príklad NC stroja, ktorého cena je 1,5 mil. Sk.
Výpočet poskytuje nasledovné hodnoty:

- jednosmenová prevádzka: $N_m = 3,5$ Sk;
- dvojsmenová prevádzka: $N_m = 2$ Sk;
- trojsmenová prevádzka: $N_m = 1,5$ Sk.

Takéto uvažovanie smenovosti má zásadný význam pre ďalšie úvahy.
N_T sú náklady na nástroj počas jeho trvanlivosti:

$$N_T = N_n + N_p, \tag{9.21}$$

kde N_n sú náklady na odopnutie, upnutie a nastavenie nástroja ($N_n = 0,2$ Sk),
N_p – náklady na prácu nástroja počas jeho trvanlivosti.
Z výpočtu vyplýva:

$N_{T,RO} = 1,1$ Sk; $N_{T,SK} = 3,2$ Sk.

Ekonomická trvanlivosť pre:

- jednosmenovú prevádzku a nástroj z RO: 2,8 min		nástroj zo SK: 1,5 min
- dvojsmenovú prevádzku:	4,4	2,5
- trojsmenovú prevádzku:	5,6	3,3

Z toho vyplýva, že optimálna trvanlivosť závisí na smenovosti a v závislosti na využití obrábacieho stroja s výrazne mení. Možno usudzovať, že pri jednosmenovej prevádzke treba používať intenzívnejšie rezné podmienky (vyššie rezné rýchlosti).

Táto trvanlivosť vlastne zodpovedá trvanlivosti pri maximálnej produktivite výrobného stroja. Podľa zistenej hodnoty optimálnej trvanlivosti vrtáka sa určili rezné rýchlosti, ktoré odpovedajú týmto trvanlivostiam podľa vzťahu:

$$v_c = \frac{C_T}{T^{\frac{1}{m}}}, \tag{9.22}$$

kde C_{v_c} pre RO = 25 a pre SK = 165.

Odtiaľ vyplývajú rezné rýchlosti uvedené v tab. 9.1.

Vypočítané hodnoty reznej rýchlosti *Tab. 9.1*

Smenovosť	v_c pri RO, m.min^{-1}	v_c pre SK, m.min^{-1}
1	21,9	139,8
2	20,8	114,6
3	20,2	103,1

Podobne možno určiť minútové posuvy ($f_m = f.n$). Vypočítané hodnoty sú v tab. 9.2

Vypočítané hodnoty f_m *Tab. 9.2*

Smenovosť	s_m, mm.min^{-1} - RO	s_m, mm.min^{-1} - SK
1	135	699
2	126	543
3	122	513

Tomu odpovedá preddená dráha vrtáka do opotrebenia ($l = T.f_m$), podľa tab. 9.3

Tab. 9.3 Prejdená dráha vrtáka do opotrebenia *Tab. 9.3*

Smenovosť	l, mm – RO	l, mm - SK
1	372,4	1 048,5
2	554,4	1 432,5
3	683,2	1 692,9

Počet obrobených otvorov počas trvanlivosti nástroja ($n_o = \frac{l}{l_s}$) je v tab. 9.4

Počet otvorov, navŕtaných za minútu *Tab. 9.4*

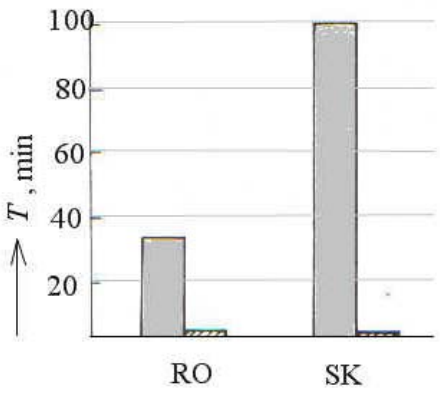
Smenovosť	n_o , ks.min^{-1} - RO	n_o, ks.min^{-1} - SK
1	3,375	17,4
2	3,15	13,5
3	2,77	12,8

Po porovnaní s experimentálnymi údajmi, dostávame zvýšenie produktivity, podľa tab. 9.5

Pomer produktivity automatizovanej a klasickej výroby *Tab. 9.5*

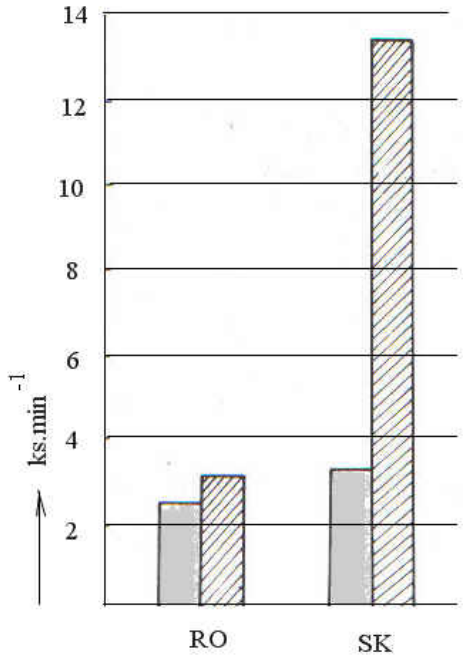
Smenovosť	p_2/p_1 – RO	p_2/p_1 - SK
1	1,35	5,35
2	1,26	4,35
3	1,108	3,9

Výsledky ukazujú, že pri obrábaní na drahých NC a CNC obrábacích strojoch a centrách sú efektívne nástroje zo spekaného karbidu. Na obr. 9.7 je diagram závislosti trvanlivosti nástrojov na druhu rezného materiálu. Z diagramu vyplýva, že optimálne trvanlivosti sú veľmi malé.



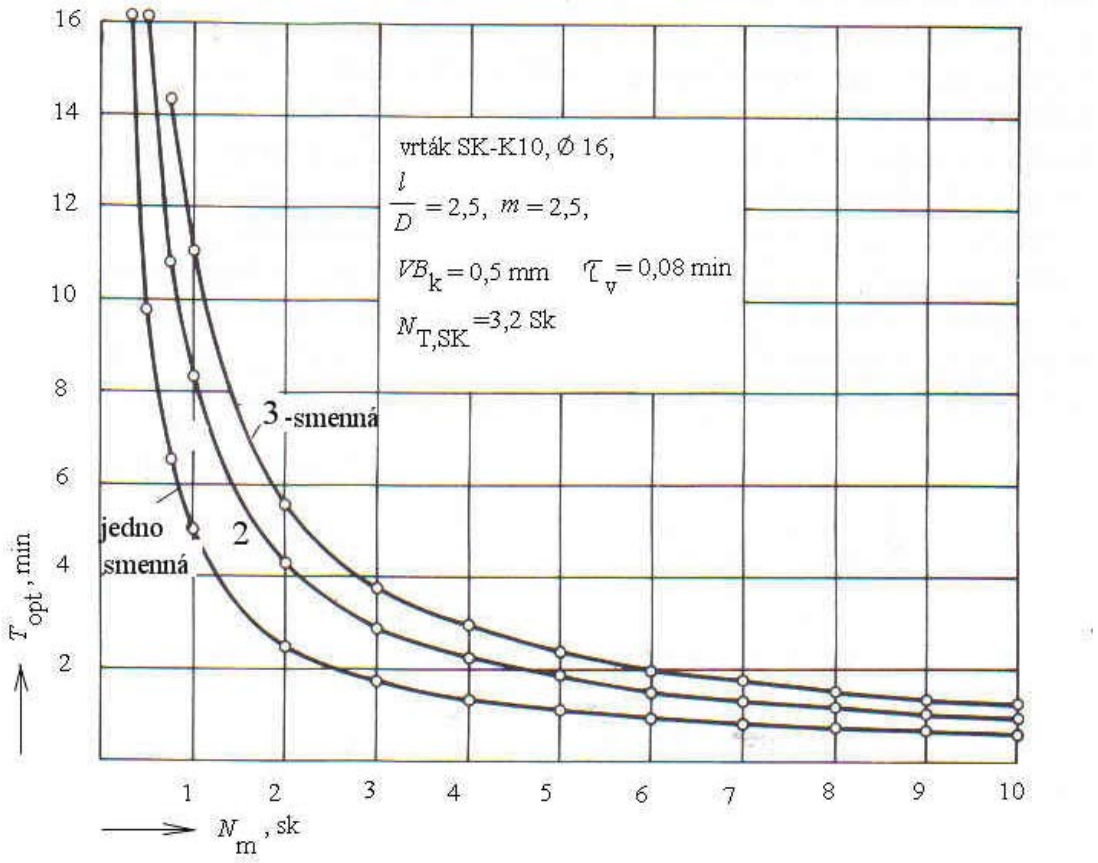
Obr. 9.7 Závislosť trvanlivosti vrtákov na druhu rezného materiálu. targína – klasické vŕtanie,; šrafované – výpočet

Na obr. 9.8 je diagram závislosti produktivity obrábania na reznom materiáli. V obidvoch prípadoch sa trvanlivosť zvýšila. Pritom zvýšenie pri spekanom karbide je výraznejšie.



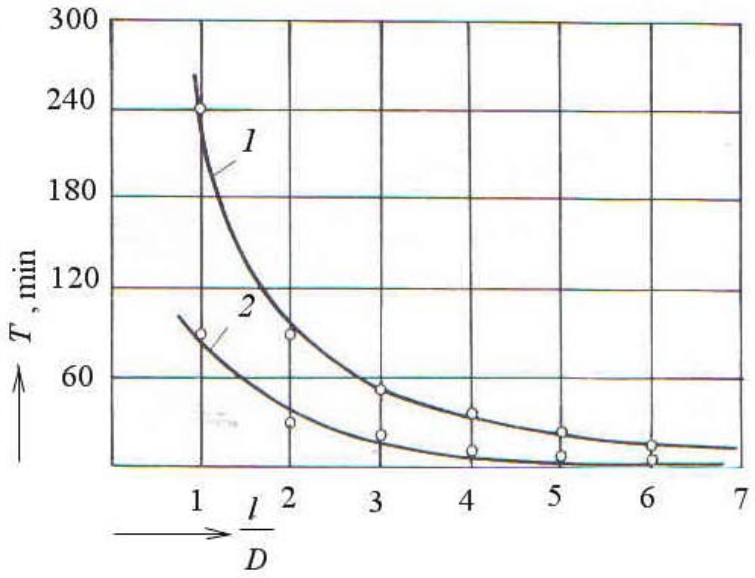
Obr. 9.8 Porovnanie produktivity obrábania pri klasických (targína) a analyticky určených - intenzívnych rezných podmienkach (šrafované)

Podrobnejší výpočet vo veľkom rozsahu nákladov na minútu práce stroja je v diagrame na obr. 9.9. Odtiaľ možno určiť optimálne hodnoty rezných rýchlostí.



Obr. 9.9 Závislosť optimálnej trvanlivosti vrtáka od nákladov na minútu práce stroja pri rozličnej smenovosti

Skúsenosti s využívaním NC strojov a obrábacích centier ukazujú, že nestačí optimalizovať rezné podmienky z úvah, uvedených predtým, bez detailnejšieho poznania procesu obrábania. Napríklad pri vŕtaní steny odliatku s odlievacou kôrou pri konštantných rezných podmienkach sa znižuje trvanlivosť určená výpočtom. Preto je dôležité poznať závislosť trvanlivosti vrtákov od dĺžky otvoru. Vykonali sa skúšky vŕtania ocele 12 050.1(C45) a sivej liatiny pri rozličných dĺžkach otvoru. Získaná závislosť trvanlivosti vrtákov na dĺžke vŕtaného otvoru je na obr. 9.10. Diagram bol získaný pri podmienkach: priemer otvoru 10 mm, vrtáky z RO 19 810(HS -12 -1 -4), kritérium otupenia VB_k = 0,7 mm. Pri obrábaní liatiny sa použila rezná kvapalina (5% emulzia, 3% technická sóda, zvyšok voda).

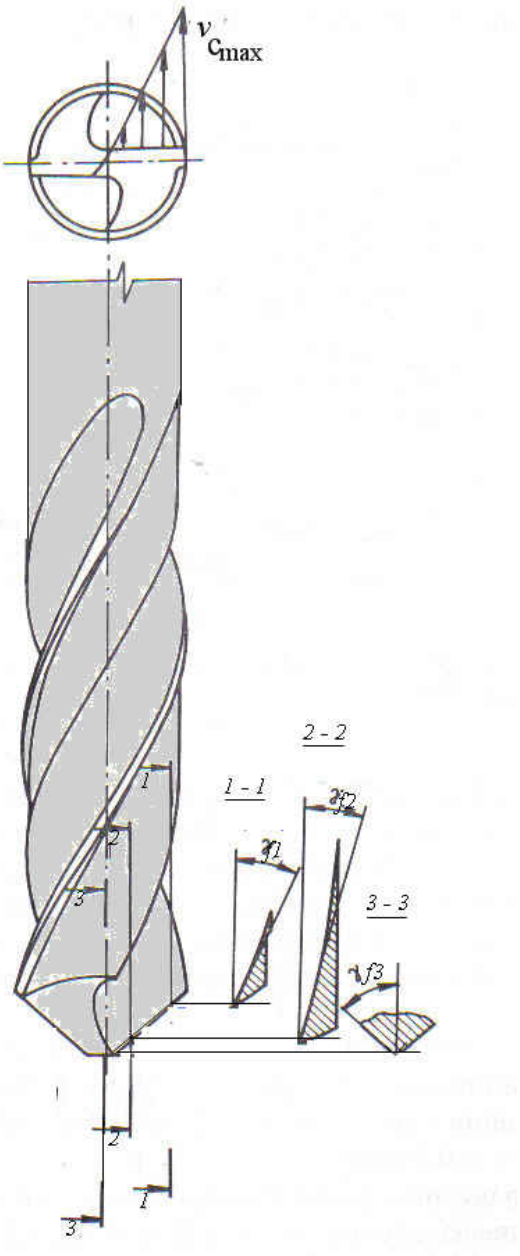


Obr. 9.10 Závislosť trvanlivosti vrtáka T od pomeru $\frac{l}{D}$ vŕtaného otvoru (l –dĺžka, D – priemer). 1 – oceľ, 2 - liatina

Diagram možno použiť na výpočet sumárnej trvanlivosti nástroja pri obrábaní otvorov rozličnej dĺžky, ale naznačuje aj potrebu hlbšie optimalizovať vŕtanie tak, že počas vŕtania sa budú meniť rezné podmienky (frekvencia otáčania nástroja, resp. rezná rýchlosť). Zmena rezných podmienok je možná ich naprogramovaním podľa vopred určeného režimu, čo pri klasických obrábacích strojoch s tvrdým režimom nebolo možné. Takto vlastne NC riadenie stroja otvára nové možnosti na optimalizáciu obrábania a dáva väčší priestor technológovi na jeho tvorivé zvládnutie.

Pri vŕtaní skrutkovitými vrtákmi sa podľa obr. 9.11 mení pozdĺž reznej hrany rezná rýchlosť aj geometrické parametre. Existencia prechodovej reznej hrany značne sťažuje vrezávanie vrtáka až po dosiahnutie plného záberu rezných hrán. Podobne nepriaznivé podmienky vznikajú pri vychádzaní vrtáka z otvoru, môže dôjsť k porušeniu rezných hrán a poškodeniu vrtáka.

V mieste hrotu vrtáka je uhol čela v bočnej rovine rovný uhle stúpania skrutkovice vrtáka ω.



Obr. 9.11 Zmena uhla čela vrtáka v závislosti na vzdialenosti od jeho osi

Veľkosť uhla čela v mieste hrotu vrtáka sa dá určiť z obr. 9.12.

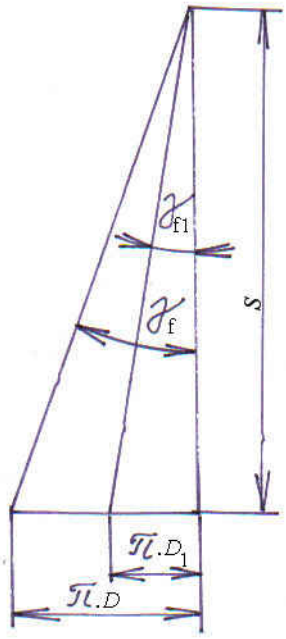
$$\gamma_{f\,\max} = \frac{\pi.d}{s}, \tag{9.22}$$

kde d je priemer vrtáka, mm
s – stúpanie skrutkovice vrtáka, mm

V ľubovoľnom bode reznej hrany platí vzťah:

$$\gamma_{f1} = \frac{\pi.d_1}{s}, \qquad (9.23)$$

kde d_1 je odpovedajúci priemer , mm
s – stúpanie skrutkovice, mm



Obr. 9.12 Zmena uhla čela vrtáka v závislosti na mieste merania

Výsledky merania osovej reznej sily pri vŕtaní liatinovej steny s kôrou vrtákmi z rýchloreznej ocele sú na obr. 9.13. Vidno, že pri vchádzaní vrtáka do záberu prudko rastie axiálna rezná sila. Pri prvom dotyku je v zábere len priečna rezná hrana, na ktorej sú nepriaznivé podmienky tvorenia triesky (záporný uhol čela). Záber sa postupne rozširuje na obe rezné hrany a tým rastie rezná sila. Charakter narastania axiálnej sily závisí na tuhosti technologickej sústavy. Čím je tuhosť vyššia, tým prudšie stúpa rezná sila.

Obr. 9.132 Zmena osovej sily pri vŕtaní otvorov v sivej liatine vrtákmi z rýchloreznej ocele (19802 (HS12-1-2). Priemer vrtáka 12 mm, dĺžka otvoru 40 mm

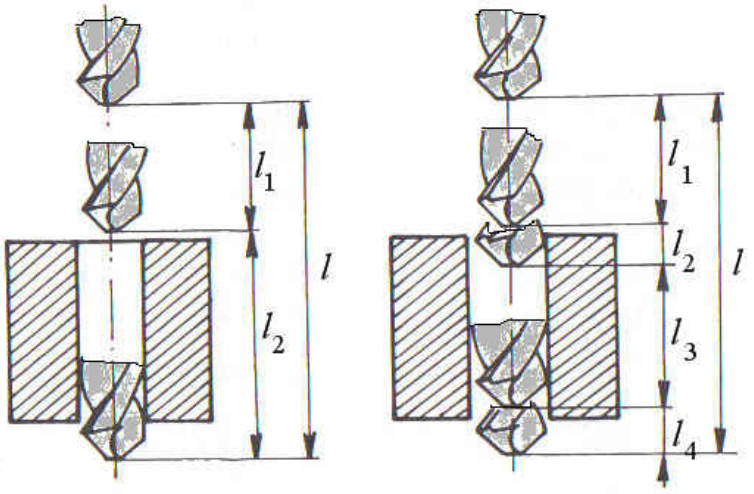
Zóna plynulého vŕtania sa prejavuje určitou dynamikou, čo je spôsobené tvorbou segmentovej triesky. Vo fáze výbehu osová sila prudko klesá.

Skúšky ukázali, že charakter zmeny reznej sily pri vchádzaní a vychádzaní zo záberu možno ovplyvniť zmenou frekvencie otáčania vrtáka, alebo zmenou posuvu, čo riadiaci systém NC stroja umožňuje.

Normatívne rezné podmienky v tomto prípade odporúčajú posuv f = 0,21 mm. Pri premenlivých režimoch sa posuvy pri vchádzaní a vychádzaní znížili na 0,18 mm a pri plynulom vŕtaní boli zvýšené na f = 0,25 mm.

Tento postup možno zdôvodniť skutočnosťou, že pri bežnom vŕtaní sa posuv zvolí o niečo menší ako dovolený, práve z dôvodu zložitých záberových pomerov pri vchádzaní vrtáka.

Na obr. 9.14 je technologický cyklus vŕtania pri klasickom a upravenom režime. Pri vŕtaní s upraveným režimom klesol strojový čas o 10% a trvanlivosť vrtákov stúpla o 45%.



a *b*

Obr. 9.14 Technologické cykly vŕtania a – normatívny, l – celková dráha vrtáka, l_1 rýchloposuv, l_2 pracovný posuv, b – upravený režim, l_1 – rýchloposuv, l_2;l_4 – zmenšený posuv, l_3 – zväčšený posuv

Následne bola vykonaná skúška na určenie vplyvu reznej rýchlosti na trvanlivosť vrtákov. Skúšky boli vykonaná na obrábacom centre pri vŕtaní otvorov v skriňovitej súčiastke zo sivej liatiny s lejacou kôrou na strane vychádzania vrtáka zo záberu.

Pri klasickom vŕtaní boli použité konštantné normatívne rezné rýchlosti 16, 5 $m.min^{-1}$. Pri vychádzaní zo záberu bola rezná rýchlosť znížená na 12,5 $m.min^{-1}$. Posuv bol stále konštantný (0,32 mm).

Na základe experimentov možno konštatovať, že trvanlivosť vrtákov z rýchloreznej ocele stúpla o 40%. Experimenty s nástrojmi zo spekaného karbidu ukázali zvýšenie trvanlivosti až 3 – krát.

Ukazuje sa, že efektívnejšou metódou na zlepšenie podmienok vrezávania je plynulá zmena frekvencie otáčania vretena. Súčasné CNC stroje umožňujú meniť frekvencie otáčania vretena plynule, podľa určeného režimu a to v ľubovoľnom úseku obrábania. Výsledky svedčia o tom, že zmenou posuvu a reznej rýchlosti možno zlepšiť charakter prechodových procesov. Súčasne klesá pravdepodobnosť ulomenia vrtáka.

9.3 Parametre výrobnosti obrábania

Výrobnosť obrábania možno posudzovať množstvom materiálu, odrezaného za časovú jednotku (napr. minútu). Dá sa vyjadriť objemom Q, hmotnosťou odobraného materiálu vo forme triesok Q_m, alebo veľkosťou obrobenej plochy S_m.

Medzi minútovým objemom a minútovou hmotnosťou platí vzťah:

$$Q_m = \frac{Q.\rho}{1000}, \quad \text{kg.min}^{-1} \tag{9.24}$$

kde ρ je hustota materiálu, $g.cm^{-3}$.

Minútový objem odobratého materiálu možno všeobecne vyjadriť ako podiel objemu Q odobratého materiálu za čas τ_s.:

$$Q = \frac{Q_{\tau_s}}{\tau_s}, \text{ cm}^3.\text{ min}^{-1} \quad . \tag{9.25}$$

Objem Q_{τ_s} určíme vážením triesok, alebo výpočtom objemu, odobratého za čas τ_σ.

Minútový objem môžeme vypočítať z týchto rovníc:

Pri pozdĺžnom sústružení, vyvrtávaní, vyhrubovaní, rotačnom brúsení:

$$Q = 10^{-3}.\frac{\pi}{4}.(D^2 - d^2).f.n \text{ , cm}^3.\text{min}^{-1}, \tag{9.26}$$

kde D je priemer obrábanej plochy, mm

d – priemer obrobenej plochy, mm.

Pri čelnom sústružení a zapichovaní:

$$Q = 10^{-3}.\frac{\pi}{2}.(.D - d).a_p.f.n, \tag{9.27}$$

kde D a d je najväčší a najmenší priemer obrobku, mm.

Pri frézovaní rovinných plôch, drážok, pri rovinnom brúsení čelom kotúča:

$$Q = 10^{-3}.B.a_p.f_m\,, \tag{9.28}$$

kde B je šírka frézovania, mm
f_m – minútový posuv , mm.min^{-1}.

Pri hobľovaní, obrážaní, rovinnom brúsení obvodom kotúča:

$$Q = 10^{-3}\,L.a_p.f.n\,,\ \text{cm}^3.\text{min}^{-1}\,, \tag{9.29}$$

kde l je dĺžka obrábanej plochy, mm
f – posuv na dvojzdvih, mm
n –počet zdvihov, min^{-1}

Pri preťahovaní drážok s prierezom $B.H$ a dĺžkou l:

$$Q = 10^{-3}.\frac{B.H.l_d.v_c}{l_p + l_d}\,, \tag{9.30}$$

kde l_p je dĺžka preťahováka, mm

Minútovú obrobenú plochu vypočítame ako podiel plochy $S_{\tau\sigma}$ obrobenej za čas τ_s za čas τ_s.

$$S_m = \frac{S_{\tau_s}}{\tau_s}\,,\ \text{dm}^2.\text{min}^{-1}\ . \tag{9.31}$$

Pre hlavné spôsoby obrábania dostaneme tieto rovnice na výpočet minútovej obrobenej plochy:
Pre pozdĺžne sústruženie, vŕtanie, vyvŕtávanie, rotačné brúsenie:

$$S_m = 10^{-4}\,\pi.d.f.n\,,\ \text{dm}^2.\text{min}^{-1} \tag{9.32}$$

Pre čelné sústruženie:

$$S_m = 10^{-4}\,\frac{\pi}{2}(D+d)f.n\,,\ \text{dm}^2.\text{min}^{-1} \tag{9.33}$$

Pre frézovanie rovinných plôch, rovinné brúsenie čelom kotúča:

$S_m = 10^{-4}.B.f_m$, dm^2.min^{-1}.
Podobne sa dá určiť veľkosť obrobenej plochy pri ďalších spôsoboch obrábania.

10 ZÁVER

Obrábanie je základnou technológiou na výrobu presných strojárskych súčiastok. Toto dominantné postavenie si bude udržiavať aj naďalej, pretože rastú požiadavky na rozmerovú presnosť súčiastok, a kvalitu obrobených plôch. Nové úlohy obrábanie súvisia so zavádzaním nových, spravidla ťažko obrábateľných materiálov. Typické sú materiály pre chemický a letecký priemysel, tvárniace zápustky, formy pre liatie kovov a pod. Zložitosť strojárskych súčiastok takisto rastie, pretože súčasné výrobné a dopravené stroje vyžadujú integrované (viacfunkčné) súčiastky. Pri takýchto súčiastkách sa zvyšujú nároky na vzájomnú väzbu rozmerov a tolerancií, čiže stúpa prácnosť obrábania.

V súčasnosti sa výskum a vývoj orientuje na beznástrojové a beztrieskové metódy obrábania (laser, vodný prúd, plazma...), ktoré umožňujú úspešne obrábať súčiastky z tzv. ťažko obrábateľných (kalené ocele, keramika, spekané karbidy, diamant, korund...). Vysoká energetická náročnosť neumožňuje zatiaľ tieto technológie všeobecne rozšíriť, ale ich podiel sa bude zvyšovať.

V súvislosti s automatizáciou výrobného procesu sa rôzne technológie obrábania vykonávajú na jednom stroji.. Na niektorých obrábacích strojoch typu obrábacích centier možno pri jednom upnutí súčiastku frézovať, vŕtať, brúsiť. Tým sa zvýši presnosť polohy obrábaných plôch. Vyžaduje si to teoreticky a prakticky zvládnuť problematiku koncentrácie operácií a úkonov. Bežné sú aj kombinácie obrábania s tvárnením, zváraním a povrchovými úpravami. Preto technológ, ktorý navrhuje technologický postup, musí poznať aj tieto technológie.

Rastie význam kvality povrchu súčiastok. Z funkčných dôvodov je potrebné sa zaoberať vytváraním povrchov s vopred definovanými vlastnosťami. Preto sa v technológii značne zvyšuje podiel dokončovacích operácií, najmä brúsenia.

Veľký význam má správna voľba rezného materiálu. V súčasnosti sa zavŕšil proces vývoja nových rezných materiálov. Vyčerpali sa možnosti, ktoré dáva Mendelejevová periodická sústava prvkov. Prax sa orientuje na aplikáciu supertvrdých rezných materiálov, na báze kubického nitridu bóru a syntetického diamantu, ktoré pri vyššej trvanlivosti dokážu hospodárne obrábať väčší sortiment materiálov.

Určité rezervy vo zvyšovaní produktivity sú v uplatnení nových technologických princípov a konštrukcií rezných nástrojov. Súčasné obdobie smeruje k orientácii na optimalizáciu technologických postupov a znižovaní nákladov na obrábanie súčiastok. V konkurencii výrobcov je táto skutočnosť dominantná.

Zlepšovanie pracovného prostredia tiež vyžaduje sústavnú pozornosť. Napr. nevyhnutne treba riešiť spoľahlivé tvarovanie a odvod triesok pri obrábaní húževnatých materiálov, aplikovať ekologicky nezávadné chladiace médiá, odstrániť ručnú manipuláciu s ťažkými a ohriatymi obrobkami, automatizovať operačnú kontrolu obrobkov, pranie a montáž. Sú to úlohy, stojace pred výrobnými technológmi v súčasnosti.

LITERATÚRA

[1] ADAMCZAK, S., MAKIELA, W.: Reference measumerent and evaluation of cylindricity profiles of machine components. In: *Sience Report Computer-Aided Systems for Manufacture and Measumerent of Machine Element.* Kielce, 2003, s. 23 – 35.

[2] AHN, A. H et all.: Investigation of cutting characteristics in side-milling a multi-thread shat on automatic lathe. *Annals of the CIRP* Vol. 55/1/2006, pp.63-66

[3] BALLHAUSEN, C., VIERREGE, G.: Spannungen und Risbildung in gelöteten Hardmetallplätchen. *Werkstatt und Betrieb* č. 12, 1952

[4] BÁTORA, B., VASILKO, K.: *Obrobené povrchy.* Trenčín: Trenčianska univerzita, 2000, 183 s., ISBN 80-88914-19-1

[5] BÉKÉS, J.: *Inžinierska technológia obrábania kovov.* Bratislava: ALFA, 1981, 398 s.

[6] BLAŠKOVIČ, P., BALLA, J., DZIMKO, M.: *Tribológia*. Bratislava: ALFA,1990, 360 s., ISBN 80-05-00633-0

[7] BOBROV, V.F., et all.: *Razvitije nauki o rezanii metallov*. Moskva: Mašinostrojenije, 1967, 414

[9] BOKUČAVA, G.V.: *Tribologija processa šlifovanija.* Tbilisi: Sapčota Sakartvelo, 1984, 236 s.

[10] BUDA, J., BÉKÉS, J.: *Teoretické základy obrábania kovov.* Bratislava: ALFA, 1967, 698 s.

[11] BUDA, J., SOUČEK, J., VASILKO, K.: *Teória obrábania*. Bratislava: ALFA, 1988, 392 s.

[12] BUDA, J., VASILKO, K.: Nová metóda na zastavenie procesu obrábania bez špeciálnych prípravkov . *Patent SR,* 122243, 1967

[13] BUMBÁLEK, B., ODVODY, V., OŠŤÁDAL, B.: *Drsnost povrchu.* Praha: SNTL, 1984, 338 s.

[14] DAVIES, M. A., COOKE, A. L., LARSEN, E. R.: High Bandwidth Thermal Microscopy of Machining. AISI 1045 Steel, *CIRP ANNALS* 2005, Vo. 54/1

[15] DLOUHÝ, M., HOUDEK, J., KOLOC, J.: *Slinuté karbidy pro obrábění.* Praha: SNTL, 1964, 313 s.

[16] DMOCHOVSKI, J.: *Podstavy obróbki skrawaniem*. Warszawa, 1978, 586 s.

[17] GAZDA, J.*: Teorie obrábění. Průvodce tvorbou třísky*. Liberec: TU, 2004, 112 s., ISBN 80-7083-789-6

[18] GENSKÝ, R.: *Metal Cutting Operations.* Leipzig: Edition Leipzig, 1966, 191 s.

[19] GRANOVSKIJ, G. I., GRANOVSKIJ, V. G.: *Rezanije metallov.* Moskva: vyššaja škola 1985, 304 s.

[20] GRZESIK, W.: *Podstawy skawania materialow metalowych.* Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998, 380 s.,ISBN 83-204-2311-2

[21] GÜHRING, K.: Hochleistungsschleifen. *Dizertacion,* TH Aachen, 24.2.1967, 113 s.

[22] HOLEŠOVSKÝ, F. et all.: *Materiály a technologie obrábění*. Ústí n. Labem, UJEP, 1991, 250 s.

[23] HOSHI, K., HOSHI, T.: On the metal cutting mechanism with the built-up edge. *Mem.Fac. Engng. Hekkaide University* 12, č.3, 1969

[24] KACZMAREK, J., WOJCIECHWICZ, B.: Zmjany w strategii badaň eksloatacyjnej warstwy wierzchniej. *Tribologia* č. 6, 1995, s. 629 – 654.

[25] KALLIOPIN, V. V.: *Mechanika volny pri rezanii*. Nauka i technika, Minsk, 1969

[26] KALPAKJIAN, S.: *Manufacturing engineering and technology.* New York: Addison Wesley Publishing Company, 1989, pp.1999, ISBN 0-201-12849-7
[27] KOCMAM, K., PROKOP, J.: *Technologie obrábění.* Brno. Akademické nakladatelství CERM, 2001, 270 s., ISBN 80-214-1996-2
[28] KOLESOV, I, M.: *Osnovy technologii mašinostrojenija.* Moskva: Vyššaja škola, 1999, 590 s.
[29] KOMANDURI, R.: Some clasifications of the mechanics of chip formation when machining titanium alloys. *Wear,* vol. 76, 1982, s. 15-34.
[30] KÖNIG, W., OTTO, F., KLUFT, W.: Spanformen bei der Drehbearbeitung Möglichkeiten zur automatischen Erkennung. *Techn.Zbl. prakt. Metallbearbeitung,* 1978, 77, Nr. 1-2; 13-16
[31] KÖNIG, W.: *Fertigunsverfahren.* Band 1, Düsseldorf, VDT-Verlag 1984, 220 s.
[32] KUMABE, D.: *Vibracionnoje rezanije,* Moskva: Mašinostrojenije, 1985, 423 s.
[33] KOVAČ, P., MILIČIČ D.: Rezanje metalaNovi Sad: Univerzitet u Novom Sadu, 240 s., ISBN 86.899-0015-1
[34] LIPTÁK, J. et all.: *Technológia výroby obrábanie.* Bratislava: ALFA, 1979, 443 s.
[35] LOLADZE, T. N.: *Pročnosť i iznosostojkosť režuščego instrumenta.* Moskva: Mašinostrojenije, 1982
[36] LOLADZE, T. N.: *Stružkoobrazovanije pri rezanii metallov.* Moskva, Mašgiz, 1952
[37] LOLADZE, T.N.: *Základy optimalizácie strojárskej technológie*. Bratislava: ALFA, 1989, 216 s., ISBN 80-05-00083-9
[38] MÁDL, J., KVASNIČKA, J.: *Optimalizace obráběcího procesu.* Praha: Vydavatelství ČVUT, 1998, 168 s.
[39] MASUDA, K.: Compressive strenght of the cutting edges of the WC-Co cemented carbides. *Bulletin ASME,* 13, č. 56, 1970
[40] OPITZ, H., SCHILLING, W.: Untersuchung der Verschleiβreaktionen bei der Bearbeitung von Stahl mit Echnellarbeitsstahlwerkzeugen. *Forschungsber Lande s Nordhein-Westfalen*, 1967, Nr. 1796, 95 s.
[41] *Patent č. 122243*. Nová metóda na zastavenie procesu rezania bez špeciálnych prípravkov. BUDA, J., VASILKO, K, 09.11.06
[42] PŘIKRYL, Z., MUSÍLKOVÁ, R.: *Teorie obrábění.* Praha: SNTL, 1982, 235 s.
[43] REZNIKOV, A. N.: *Teplofizika processov mechaničeskoj obrabotki materialov.* Moskva,Mašinostrojenije, 1891. 330 s.
[44] SALVO, G. J., SHAW, M.C.: Hydrodymanic action at a chip-tool interface. *Advance s Machining Tool Design and Research*., Part. 2, 1968
[45] SIMONEAU, A., ELBESTAWI, M.A.: The effect of Microstructure on chip formation and surface defect in microscale, microscale, and macroscale cutting of Steel. *Annals of the CIRP* vol. 55/1/2006, pp.97-102.
[46] SMART, E. F – TRENT, E. M.: Distribution des temperatures dans les outils de couple utilizes pour l´ usinage du far, du titane et du nickel. *Bull. Cerlce étud. Métaux,* 1985, num. spac., 443-447. Discuss., 478-479.
[47] SYREN, B., WOHLFAHRT, H., MACHERAUCH, E.: Zur Emtstehung von Bearbeitungseigenspannungen. *Arch. Eisenhüttenw.,* 1977, 48, Nr.8, 421-426
[48] ŠALAK, A., SELECKÁ, M., DANNINGER, H.: *Machinability of powder Metallurgy steels*. Cambridge: Cambridge International Sience Publishing, 2005, pp.836, ISBN 1-898326-82-7
[49] TAYLOR, F, W.: On the art of cutting metals. *Transaction of the ASME,* 28, november

1906, s. 31-279, 281-350
[50] TIME, J. A.: *Soprotivlenije metallov i dereva rezaniju*. Petresburg 1870
[51] TRENDT, E. M.: *Metal Cutting*. London – Boston: Ed. Oxford, Butterworths – Helnemann, 1991, 273 s., ISBN 0-7506-1068-9
[52] VASILKO, K., BOKUČAVA, G.: *Brúsenie kovových materiálov.* Bratislava: ALFA, 1988, 234 s.
[53] VASILKO, K., HRUBÝ, J., LIPTÁK, J.: *Technológia obrábania a montáže.* Bratislava: ALFA, 1991, 496 s., ISBN 80-05-00807-4
[54] VASILKO, K., MACUROVÁ, A.: Identifikácia rovnice $T = f(v_c)$ pre spekaný karbid *Technologické inžinierstvo*, III, č.2/2006, s.8-11
[55] VASILKO, K., VASILKOVÁ, D.: Metódy zlepšenia morfológie povrhu súčiastok. Prešov: FVT TUKE, 2000, 120 s., ISBN 80-7099-495-9
[56] WEBER, H., LOLADZE, T.N.: *Grundlagen des Spanens.* Berlin: VEB Verlag Technik , 1986, 255 s.
[57] WRIGHT, P. K.: Applications of the Experimental Methods Used to Determine Temperature Gradients. In: *Cutting Tools. Austrial Conference Manufacturing Engineering*., Adelaide, 1977. Barton, 1977, pp. 145-149
[58] ZOREV, N.N.: *Issledovanije elementov mechaniki processa rezanija.* Moskva: Mašgiz 1962
[59] ZOREV, N, N., FETISOVA, Z, M.: *Obrabotka rezanijem tugoplavkich splavov*.Moskva: Mašinostrojenije, 1966, 224 s.
[60] TIMOŠČENKO, V.A.: *Elementy teorii i technologii razdeliteľnych procesov*.Kišinev, Štiinca, 1979, 83 s.
[61] *Patent SR č. 177472*. VASILKO, K., PRČÍK, J.: Spôsob a zariadenie na delenie triesky pri rezaní kovov. .Udelený 15 02 79
[62] *Patent SR č. 18898*. VASILKO,K.: Nástroj na presné strihanie. Udelený 15 06 80
[63] *Patent SR č. 262642*. VASILKO, K., ŠLESÁR, M.: Nástroj na sústruženie. Udelený 14 08 89
[64] *Patent SR č. 155378*. VASILKO, K.: Zariadenie na meranie teploty pri obrábaní. Udelený 151074
[65] ÚRAD PRIEMYSELNÉHO VLASTNÍCTVA SR.: Nástroj na sústruženie. Majiteľ a pôvodca patentu: Karol Vasilko. Slovenská republika. *Patentový spis, 280127*. Udelený: 17.1.2000
[66] *Patent SR č. 225168*. VASILKO, K., MURČINKO, J., IŠARIK, L.: Upichovací nôž. Udelený 150486

Obsah

Použité symboly	**2***
ÚVOD	**1**
1 PODSTATA TVORENIA TRIESKY A OBROBENÉHO POVRCHU	**2**
1.1 Tvorenie triesky	**2**
1.2 Zóna primárnej deformácie	**34**
1.3 Zóna sekundárnej deformácie	**53**
1.3.1 Plastické tečenie v zóne sekundárnej deformácie	**51**
1.3.2 Stacionárne adiabatické tečenie	**69**
1.3.3 Pružne - plastická hranica	**70**
1.4 Tvarovanie triesky	**73**
2 PARAMETRE OBRÁBANIA	**84**
3 REZNÉ NÁSTROJE	**92**
3.1 Nástroj ako geometrické teleso	**92**
3.2 Diagramy rezného klina	**114**
3.2 Pracovná geometria nástroja	**119**
4 DYNAMIKA PROCESU OBRÁBANIA	**126**
4.1 Rezné sily pri sústružení	**131**
4.2 Rezné sily pri hobľovaní a obrážaní	**148**
4.3 Rezné sily pri vŕtaní	**149**
4.4 Rezné sily pri frézovaní	**158**
4.5 Rezné sily pri preťahovaní	**164**
4.6 Rezné sily a výkon pri brúsení	**166**
4.7 Kmitanie v procese obrábania	**170**
4.8 Energetická náročnosť procesu obrábania	**199**
5 VZNIK A DISTRIBÚCIA TEPLA V PROCESE OBRÁBANIA	**202**
5.1 Chladenie zóny obrábania	**232**
6 OPOTREBENIE A TRVANLIVOSŤ REZNÝCH NÁSTROJOV	**238**
6,1 Mechanizmus a vonkajší prejav opotrebenia rezných nástrojov	**238**
6.2 Trvanlivosť nástrojov a ich identifikácia	**259**
6.3 Trvanlivosť nástrojov pri prerušovanom obrábaní	**276**
6.4 Možnosti zvyšovania trvanlivosti nástrojov	**289**
6.5 Prejav opotrebenia nástrojov v sériovej výrobe	**316**
7 PRESNOSŤ OBRÁBANIA A KVALITA OBROBENÉHO POVRCHU	**319**
7.1 Druhy odchýlok a príčiny ich vzniku	**319**
7.2 Mikrogeometria obrobeného povrchu	**333**
7.2.1 Obrábanie nástrojmi s veľkým polomerom hrotu	**380**
7.2.2 Sústruženie nástrojom s lineárnou reznou hranou	**392**
7.2.3 Sústruženie s kruhovým posuvom	**428**
7.2.4 Sústruženie širokým nožom s radiálnym posuvom	**431**
7.2.5 Niektoré aplikácie	**433**
7.3 Spevnenie povrchovej vrstvy a zvyškové napätia	**441**

7.3.1 Metódy merania zvyškových napätí 449
7.3.2 Vplyv podmienok obrábania na zvyškové napätia 453
8 OBRÁBATEĽNOSŤ MATERIÁLOV A REZNOSŤ NÁSTROJOV 472
8.1 Obrábateľnosť materiálov a metódy jej určovania 472
8.1.1 Dlhodobá skúška kinetickej obrábateľnosti 473
8.1.2 Skrátená skúška čelným sústružením 475
8.1.3 Skúška pozdĺžnym sústružením pri diskrétnej zmene reznej rýchlosti 484
8.1.4 Skúška sústružením kužeľových obrobkov 485
8.1.5 Skúška dynamickej obrábateľnosti 487
8.1.6 Skúška mikrogeometrickej obrábateľnosti 487
8.1.7 Obrábateľnosť z hľadiska tvaru triesky 488
8.1.8 Skúška vŕtaním s konštantným osovým zaťažením 489
8.1.9 Skúška vrezávaním nástroja do obrobku 492
8.1.10 Energetická metóda zisťovania relatívnej obrábateľnosti 502
8.2 Reznosť nástrojových materiálov 505
9 PRODUKTIVITA OBRÁBANIA 508
9.1 Posudzovanie výrobnosti elementárnej operácie obrábania 508
9.2 Posudzovanie výrobnosti v automatizovanej výrobe 514
9.3 Parametre výrobnosti obrábania 525
10 ZÁVER 527
Literatúra 528

prof. Ing. Karol Vasilko, DrSc.

Teória a prax trieskového obrábania

Počet strán: 532
Počet obrázkov: 546
Počet tabuliek: 49
Vydal: Fakulta výrobných technológií Technicke univerzity v Košiciach, so sídlom v Prešove
Tlač: COFIN Prešov
Vydanie: prvé
Počet výtlačkov: 150

ISBN: 978-80-553-0152-5