

A FORGÁCSOLÓSZERSZÁMOK KOPÁSÁNAK MATEMATIKAI MODELLEZÉSE FELÜLETI DEGRADÁCIÓJUK VIZSGÁLATA ALAPJÁN

Pálmai Zoltán
palmayz@t-online.hu

Absztrakt

A gépgyártás hatékonyságának növelésénél az egyik legfontosabb tényező a szerszámok kopásállósága. A mechanikai, optikai, elektronoptikai vizsgálatok ahhoz a megállapításhoz vezettek, hogy az abrazív, adhéziós és a termikusan aktivált diffúziós, oxidációs folyamatok együtt okozzák a szerszám degradációját. A kopás ezért egyaránt függ attól az időtől, amely közben a szerszám dolgozik, és attól a hosszúságtól, amelyet eközben a szerszám végigsúrol. Ennek alapján a hátkopás és kráterkopás sebességének olyan matematikai modellje, egy autonóm nemlineáris differenciálegyenletnek az alkalmazása van javasolva, amely a forgácsolás technológiai paramétereinek és a szerszám hátlapon kialakuló hőmérsékletnek a kopást gyorsító hatását egyaránt figyelembe veszi. A technológiai paraméterek periodikusan vagy folyamatosan változhatnak is az időben. A kopási egyenlet konstansai és a folyamat látszólagos aktiválási energiája forgácsolási kísérletekkel, de akár váltakozó technológiai paraméterekkel folytatott üzemi gyártás közben végzett kopásmérésekből is meghatározhatók. A komplex kopási egyenletek validációja C45 karbonacélnál P10 és P20 keményfémekkel végzett forgácsolási vizsgálatok eredményeivel történt. A mérési eredményekre jól illeszkedő kopásegyenlet felhasználásával modellezni lehetett azt a káros hatást is, amelyet a gyorsan változó forgácsolósebesség a rezgésnél a szerszám kopására gyakorol.

Abstract

The wear resistance of tools is one of the most important factors in improving the efficiency of machining. The mechanical, optical, electron-optical examinations have lead to the conclusion that the abrasive, adhesive and thermally-activated diffusion and oxidation processes jointly cause the degradation of the tool. Therefore, wear both depends on the duration while the tool is working and the length of the tool's impact.

Consequently, it can be proposed that a mathematical model of the rate of flank wear and crater wear – an autonomous non-linear differential equation that takes into account the wearaccelerating effect of both the technological parameters of cutting and the temperature developing on the tool – can be applied. Technological parameters may also change periodically or continuously depending on time. The constants of the wear equations and the apparent activation energy of the process can be determined by cutting experiments and also by measurements of wear performed during factory manufacturing under a variety of technological parameters. The complex wear equation was validated by cutting tests performed with P10 and P20 carbide on AISI 1045 carbon steel. The adverse effects of rapidly changing cutting speed on the wear of the tool during vibration could be modelled.

Keywords: cutting tool, wear, mathematical model

1. Bevezetés

A szerszámok kopása (1. ábra) és éltartama mindig élénken foglalkoztatta a technológusokat, hiszen Schallbroch és Bethmann könyve már 106 irodalmi forrást idéz [1]. Igaz, Finnie [2] 1956-ban készült, 100 évre visszatekintő elemzésében még csak érintőlegesen szerepel a szerszámkopás problémája, ezt követően azonban az ilyen irányú munkák robbanásszerűen megszorodtak. A fejlődés két úron haladt. Egyrészt gyakorlati tapasztalatok, technológiai mérések alapján a szerszám kopásának empirikus függvényét igyekeztek meghatározni.

Ehhez Zorev [3] a hátkopásra a

$$h_z = ct^u \quad (1)$$

hatványfüggvényt használta, ahol c és u konstans és az exponens $u=0,5-1$. Ismeretes azonban, hogy a forgácsolási idő függvényében mért hátkopás görbéjének inflexiója van, azaz a kopás sebessége eleinte csökken, egy idő után azonban növekedni kezd. Zorev képlete a kopásgörbének ezt a második szakaszát már nem írja le.

Úgy tűnik, a különböző empirikus kopás-idő függvények közül a mérési eredményekkel legjobban Sipos [4] hátkopásra (VB) kidolgozott módszere van összhangban, aki a

$$VB(t_c) = t_c \exp(A + B t_c + C t_c^2) \quad (2)$$

képletet alkalmazta, ahol t_c a forgácsolási idő, A , B és C konstansok.

A W (VB vagy KT) kopásmérési adatok számítógépi feldolgozása során szóba jöhet a

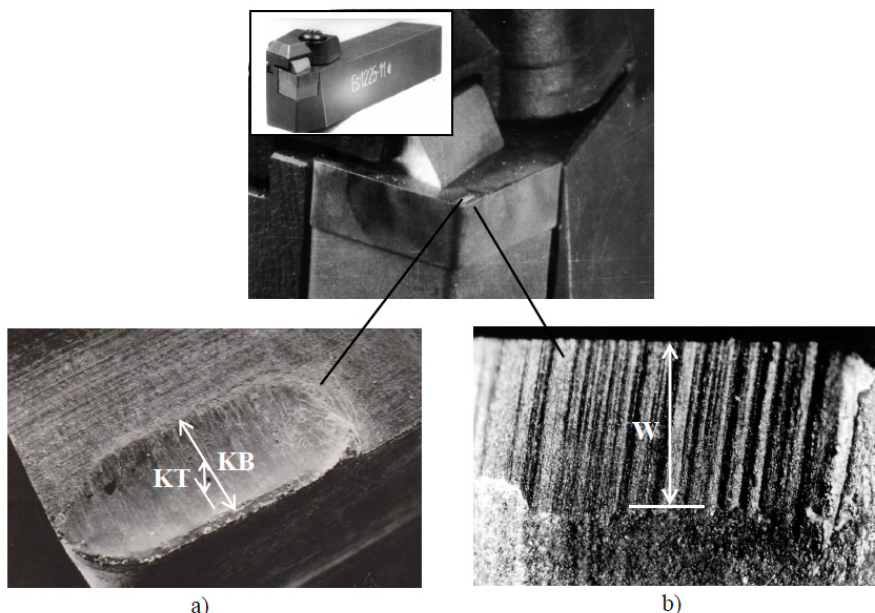
$$W = at^3 + bt^2 + ct \quad (3)$$

harmadfokú, origóból induló polinom is, amelynek konstansait a szoftver azonnal felkínálja. Másrészt, sok kutató a kopás fizikai folyamatainak feltárására törekedett [5], és ez a dolgozat is ezt teszi. A fejlődést a 2. ábra foglalja össze, amelyben a különböző kopási modellek összehasonlításának megkönnyítése céljából egységes jelölés van alkalmazva. A problémakör ma is korszerűnek tekinthető komplex megközelítése valószínűleg Shaw és Dirke [6], valamint Trigger és Chao [7] munkáitól számítható. Utóbbiak módszerét Zhao és tsai [8] mintegy fél évszázad múlva úgy fejlesztették tovább, hogy figyelembe vették a szerszám anyagának termikus lágyulását is.

Takeyama és Murata [9] a szerszámkopás komplex folyamatainak leírására egy általános egyenletet vezetett be. Negligálva a rideg törést és egyéb durva mechanizmusokat, azt tételezték fel, hogy a teljes kopási sebesség a mechanikus és a termikusan aktivált folyamatok összege. Szerintük az abráziós, adhéziós folyamatokat döntő mértékben a végigforgácsolt út hosszúsága, a termikusan aktivált diffúziós, oxidációs folyamatokat pedig az idő és a hőmérséklet határozza meg. Cook és Nayak [10] Trigger and Chao elméletére támaszkodtak, és azt állapították meg, hogy a diffúzió aktiválási energiája a hátkopásnál mintegy fele lehet annak az értéknek, amely a kráterkopást jellemzi. Koren [11] a lineáris szabályozáselmélet felhasználásával a forgácsoló szerszám hátkopásának összetett modelljét dolgozta ki. Azt tételezte fel, hogy a hátkopás mechanikus és termikusan aktivált folyamatok összegéből áll,

amelyben az előbbi jelenségek a súrlódási úthoz, az utóbbiak pedig a súrlódás idejéhez kapcsolódnak.

Luo és tsai [12] úgy fejlesztették tovább Takeyama és Murata módszerét, hogy az abrazív kopás számításához Child és tsai [13] képletét, a diffúzív kopáshoz pedig Schmidt és tsai [14] egyenletét használták. Az előbbi lényegében megegyezik ugyan Shaw és Dirke, az utóbbi pedig Trigger és Chao modelljével, viszont a korábbinál szabatosabban alkalmazták a kopási folyamatokat befolyásoló technikai paramétereket. Ez a valóságot jobban megközelítő modellt eredményezett. Attanasio és tsai [15, 16] szerszámkopás modellje azzal a fontos adalékkal szolgált, hogy a diffúziós együtthatónál is figyelembe veszik a hőmérsékletet, valamint a diffúziós együttható és hőmérséklet kapcsolatát kísérletekkel állapították meg. Így FEM (véges elemes módszer) alkalmazásával a mért kopási értékeket jól megközelítő kráter profil tudtak meghatározni.



1. ábra. A forgácsolószerszám legfontosabb kopási módjai: a) kráterkopás, b) hátkopás.

Usui, és tsai [17, 18] más módszert követtek. Azt a fontos megállapítást tették, hogy a kopási út hosszúságát a termikusan aktivált kopási folyamatoknál figyelembe kell venni. Ők viszont az abrazív, adhézios folyamatokat ignorálták, amint Trigger and Chao is tették. Viszont a szerszám felületén a hőmérséklet mellett a feszültségeket is meghatározták, és így alakították ki a kráter és hátkopás predikciós szisztémáját. Ezt a módszert Barlier és tsai [19] azzal egészítették ki, hogy termoelemmel mérték a szerszám hátlap egy távoli pontjának hőmérsékletét, és ebből számították ki az érintkező felületek hőmérsékletét. Mérési eredményeik alapján megállapítható, hogy a hátlapon a hőmérséklet függ a kopástól.

Wanigarathne és tsai [20] infravörös kamerával mérték a hőmérsékletet, és szintén ezt a megállapítást tették. Astakhov [21, 22] a szerszám kopásának sebességét olyan módon határozta meg, amely az átlánosan elfogadott, tisztán geometriai jellemzőket negligálja. Szerinte a KT krátermélység és VB hátkopás alkalmatlan a kopás megfelelő jellemzésére. A kopás objektív ellenőrzésére a felületi kopási sebesség alkalmas, amely a radiális kopásból

számítható ki (2. ábra). Tény, hogy a kopás mindig az elvesztett anyag térfogatára értelmezhető, amelyet a hagyományos geometriai kopási paraméterek alkalmazásánál figyelembe kell venni, amint Poulashon és tsai [23] különböző edzett acélok forgácsolhatóságának vizsgálatánál tették.

Shaw and Dirke (1956) $V = k \frac{F_n}{3\sigma_y} L$
Trigger and Chao (1956) $k = k_1 \exp - \frac{Q}{R\theta}$
Takeyama, Murata (1963) $\frac{dW}{dt} = G(v_c, f) + D \exp - \frac{Q}{R\theta}$
Usui et al (1984) $\frac{dW}{dt} = k_2 v_c \sigma_n \exp - \frac{Q}{R\theta}$
Zhao et al (2002) $VB = k_3 \left(\frac{2v_c}{b^2 \tan \alpha_o} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{F_t t_c}{H(\theta)} \right)^{\frac{1}{3}}$ $H(\theta) = C_1 \theta^3 + C_2 \theta^2 + C_3 \theta + C_4$ (C ₁ , C ₂ , C ₃ , C ₄ konstansok)
Luo et al (2005) $\frac{dVB}{dt} = \frac{A}{H} \frac{F_n}{v_c f} v_i + B \exp - \frac{Q}{R\theta}$
Astakhov (2006) $h_i = \frac{dh_r}{dS} = \frac{(h_r - h_{r-i})100}{(1 - l_i)f}$
Attanasio et al (2008) $\frac{dVB}{dt} = D(\theta) \exp - \frac{Q}{R\theta}$ $D(\theta) = D_1 \theta^3 + D_2 \theta^2 + D_3 \theta + D_4$ (D ₁ , D ₂ , D ₃ , D ₄ konstansok)

2. ábra. A forgácsolószerszámok kopási modelljének fejlődése.

A szerszám kopásának számítására a kutatók a FEM-et egyre gyakrabban alkalmazzák. Yen és tsai [24] kettős, mechanikai és termikus analízist végeztek. Kiszámították a hőáramot és a tiszta hővezetést a szerszámban, és az így kapott eredményeket használták fel az ismert kopási modelleknél, alapvetően Takeyama, Murata és Usui és tsai munkáira támaszkodva.

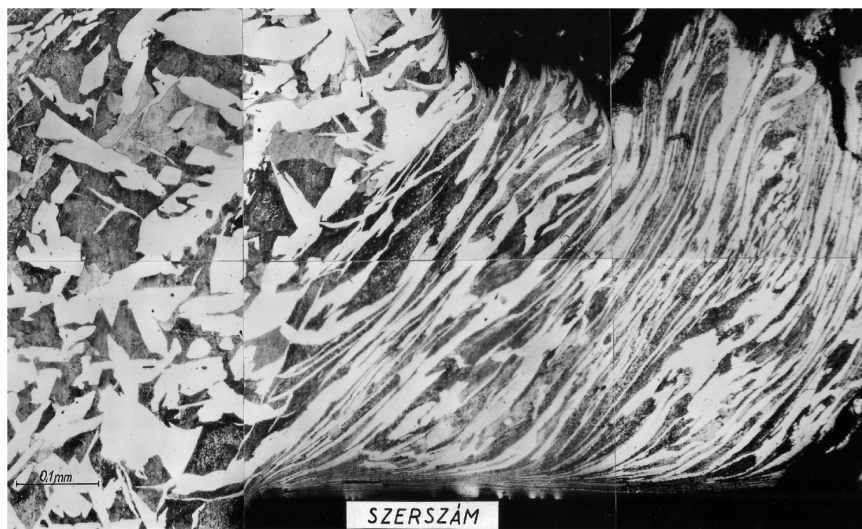
Filice és tsai [25] a szerszám kopásának vizsgálatával segítették a FEM alkalmazását. Fontos része a munkájuknak, hogy figyelembe vették a szerszámnál azt a geometriai változást, amely a kopás miatt bekövetkezik.

2. Jelenségek a szerszám-forgács és szerszám-munkadarab határrétegben

A forgácsképződés közben az érintkező felületek környezetében kialakuló extrém mechanikai és termikus jelenségek meghatározóak a szerszám anyagának degradálódása, kopása szempontjából.

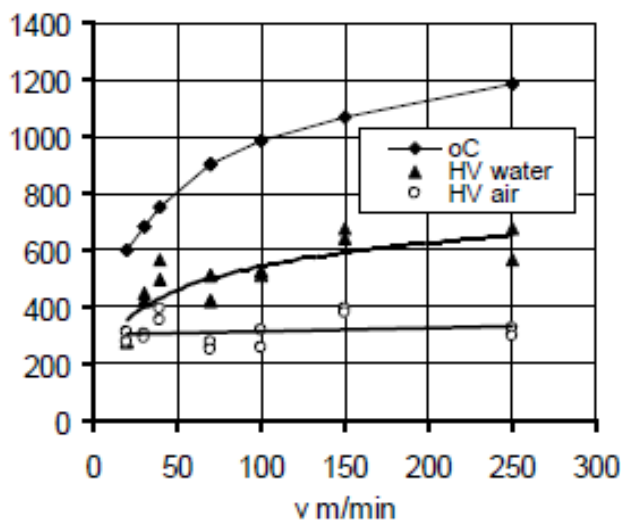
2.1. Szövetszerkezeti átalakulások

Forgácsolásnál a szerszám homlokszélét nagy mechanikai és termikus hatás terheli. A forgácsnak a szerszámmal érintkező rétege, az u.n. áramlási zóna igen erősen deformálódik, és felhevül. Ilyenkor diffúziós folyamatok is végbemehetnek, amelyek következtében a forgács és a szerszám lokálisan és átmenetileg össze is hegedhet. A 3. ábra közvetlen bizonyíték erre, amelyet úgy állítottunk elő, hogy a szerszámot hirtelen lefelé eltávolítottuk. (quick stop technológia) Helyenként a forgács és a szerszám összehegedt, amelyet a forgácsból lefelé kinyúló csapocskák jeleznek.



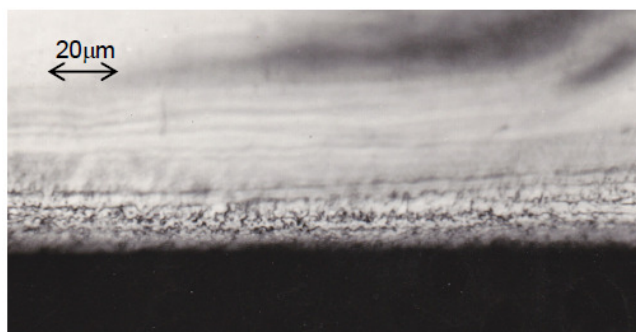
3. ábra. Forgácsstő C35 acél esztergálásánál.

Korábban már beszámoltunk arról, hogy forgácsedzési kísérleteket végeztünk a forgácsszerszám határzóna sajátosságainak tanulmányozása céljából [26, 27].



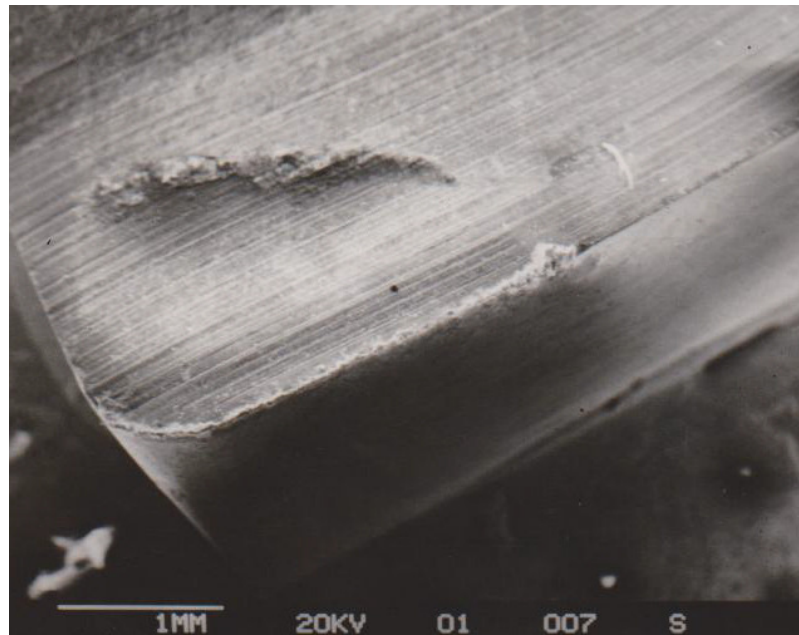
4. ábra. Forgácsedzési kísérletek eredményei.

C35 minőségű acélt különböző sebességgel esztergáltunk, és a forgácsot nem csak levegőn hagytuk lehűlni, hanem hideg vizet tartalmazó edényben is felfogtuk, majd a forgácsok hosszmetsetén megmértük az áramlási réteg mikrokeménységét. Azt tapasztaltuk, hogy a vízben edzett forgácsoknál az áramlási réteg mikrokeménysége lényegesen nagyobb volt, mint amit a levegőn hűlt forgácsoknál mértünk (4. ábra).



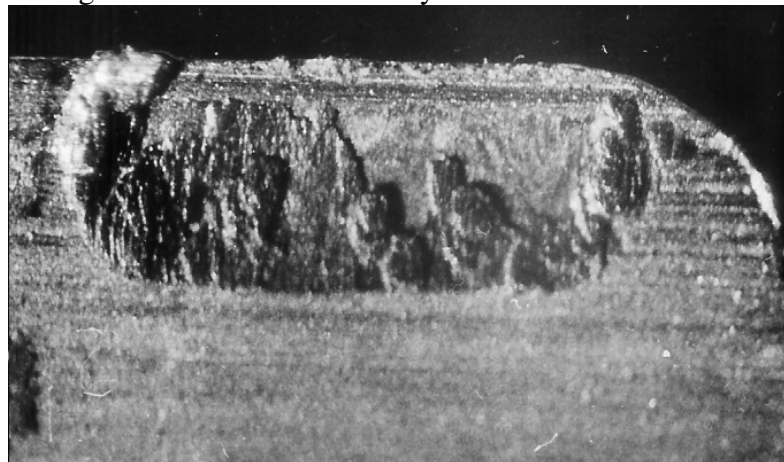
5. ábra. A forgács szerszámmal érintkező felületi (áramlási) rétege.

Érdekes, hogy már $v=30\text{m/min}$ forgácsoló sebességnél is kimutatható volt a beedződés, amikor a forgács alsó felületének a hőmérséklete még biztosan az $\alpha \rightarrow \beta$ átalakulás minimális A_{c1} hőmérséklete és még inkább a C35 acélra vonatkozó A_{c3} hőmérséklet alatt maradt.



6. ábra. TiN bevonatos gyorsacél szerszám forgácsolás után.

A forgács anyagában az átalakulási hőmérséklet lecsökkenése a nagy felületi nyomáson végbemenő nagy, gyors deformációra (≈ 50 , $\approx 10^4 \text{ s}^{-1}$) vezethető vissza. Tény tehát, hogy a szerszám felülete acél forgácsolásakor gyakran γ -állapotú, magas hőmérsékletű anyaggal érintkezik, amely kedvez a 3. ábrán látható lokális hegedések kialakulásának. Ennek megítélésénél azt is figyelembe kell venni, hogy a folyamatok igen gyorsak, így a szövetszerkezet homogenizálódására semmi esély.



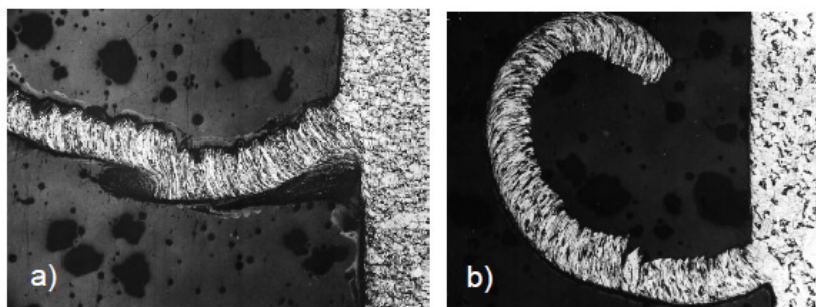
7. ábra. Kráter felület gyorsacél forgácsolószerszámon.

Amint az 5. ábrán látható, a levegőn hűlt forgács szerszámmal érintkező szélső, mintegy $20\mu\text{m}$ vastag rétegében pl. a C35 acélnál a ferrit és perlit szemcsék határozottan elkülönülnek. A nagy deformáció következtében aztán hol ferrit- hol perlit-réteg csúszik a szerszám

felületén. Ahol pedig a hegedésnek a kristályszerkezeti feltétele hiányzik, mint pl. TiN bevonatos gyorsacél szerszám esetében, ott ez nem következik be (6. ábra), mindaddig, amíg a bevonat át nem kopott. Utána azonban az igen intenzív érintkezés következtében a képlékeny forgács anyaga a szerszám homlokfelületére is rákenődik, amint a 7. ábra mutatja.

2.2. Fémes anyagfelrakódás a szerszámon

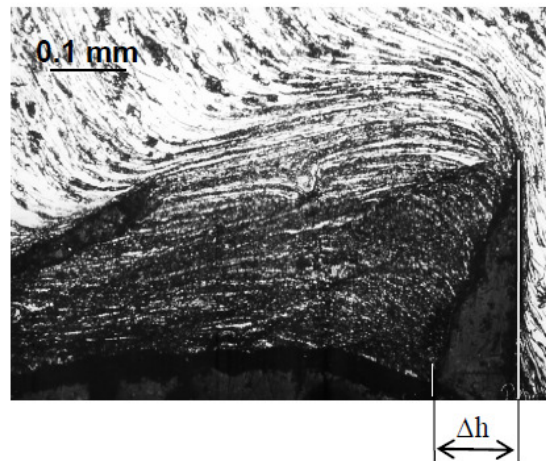
Nem csak a 6. ábrán látható, hanem más típusú fémes anyagfelrakódás is végbemehet a forgácsolószerszám homlokfelületén. Gyakori, hogy forgácsolás közben a megmunkált darab anyagából fém, u.n. élsisak vagy élrátét rakódik a szerszám élének környezetére (elterjedt nemzetközi megnevezése Built-up Edge: BUE), amely a forgácsleválasztás folyamatát is nagymértékben befolyásolja (8. ábra). Az élsisak ugyanis folyamatosan képződik, és leszakadozik, amelynek nyomai a 8. és 9. ábra összevetésével láthatók is. Utóbbi ábra azt is mutatja, hogy ilyenkor ingadozik a leválasztott réteg vastagsága, amelynek következtében változik a forgácsolóerő is, amely az egész megmunkáló rendszer működését zavarhatja. A leszakadó anyagrészek a megmunkált felületet és a szerszámot is szagattják, ennek következtében élsisakos forgácsolásnál a felületminőség rossz (10. ábra).



8. ábra. Élsisakképződés és hatása a forgácsra.
 a) AS2 automataacél, b) AS2+Pb+Te automataacél

Az élsisak-képződés a forgácsoláselmélet egyik legrégebben kutatott témája. Az első utalás még Haussnerhez kapcsolódik 1882-ből [28], majd Rosenhain és Sturney [29] ismerte fel, hogy az élsisak és a forgács gyakran összefüggő egységet alkot. Rapatz volt az [30], aki megállapította, hogy a forgácsolósebesség csak látszólagosan hat a BUE képződésre, valójában a forgácsolásnál a szerszám felületén kialakuló hőmérsékletnek van fontos szerepe. A folyamatot részletesen először Ernst és Martellotti [31] vizsgálta, kimutatva, hogy az élsisak folyamatosan felépül és leszakadozik, azaz ismétlődően erőingadozásokat generál, amelynek frekvenciáját Shteinberg [32] mérte és publikálta először (77-200 Hz). A 60'-as évtized a forgácsolás kutatásának nagy időszaka volt, amikor az élsisakkal kapcsolatban is jelentős elméleti publikációk és disszertációk születtek [pl. 33, 34]. A fejlődő mérés technika felhasználásával sok gyakorlati adat halmozódott fel [pl. 35, 36]. Ezek között kiemelkedő jelentőségűek az Aachenben végzett dinamikus erőmérések, amelyekkel kimutatták, hogy az élsisaképződés a forgácsolóerő 15-20%-os ingadozását is okozhatja [37], a technológiai folyamatban káros rezgéseket gerjeszthet, amely – egyebek mellett – a szerszám degradálódását gyorsítja. A forgácsolás elméletének eredményeit szintetizáló munkák is mind tárgyalták az élsisakot [pl. 38, 39], mégis, amikor Pekelharing a C.I.R.P. felkérésére egy teammel összegezte az élsisakról addig szerzett ismereteket, a „Built-Up Edge (BUE): Is the

Mechanism Understand?” címmel publikálta azt [40]. Kazuaki Iwata és Kanji Ueda scanning elektronmikroszkópra szerelt készülékben 450 C hőmérsékletű lágyacélt forgácsoltak, hogy az anyag szerszámra rakódását megfigyelhessék, és értékes képeket készítettek a fém deformációjáról a BUE környezetében [41].

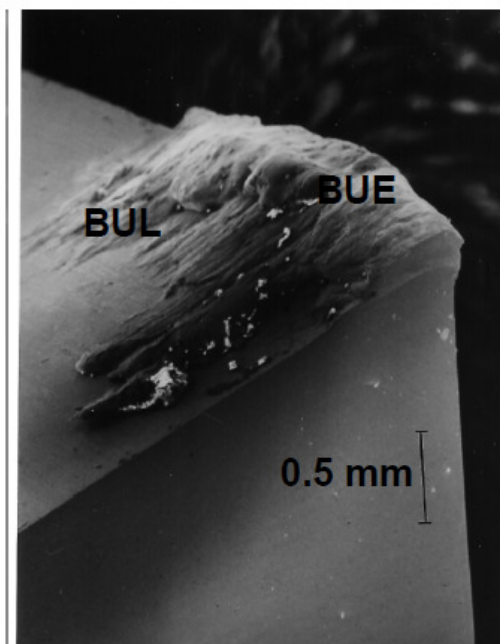


9. ábra. A leválasztott réteg vastagságának a változása (l. 8/a ábrát).



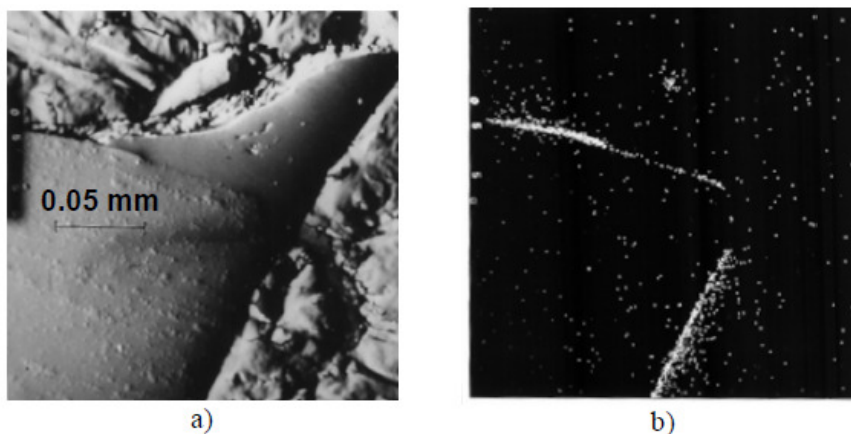
10. ábra. C45 acél gömbcsukló, a jobb oldalon élsisak által szaggatott felülettel.

Rendszeresen jelentek meg elméleti eredmények, pl. a visco-plastic vége-selemes módszer felhasználásával [42], vagy Fang és Dewhurst képlékenységelméleti munkája gazdag irodalommal [43], és gyakorlati technológiai vizsgálatokkal [44, 45]. A közelmúltban egy kutatócsoport FEM technikával tanulmányozta Al-4%Cu ötvözet esztergálása közben a szerszám felületére rakódó anyagot, és az él közvetlen környezetében kialakuló élsisak mellett kimutattak egy stabil réteget (built-up layer, BUL), amely szintén a megmunkált ötvözetből rakódott a szerszám felületére [46] (11. ábra). Ez a BUE és BUL szorosan összekapcsolódhat, és együtt jelenik meg. Az utóbbi nyomai láthatók a 6. ábrán is.



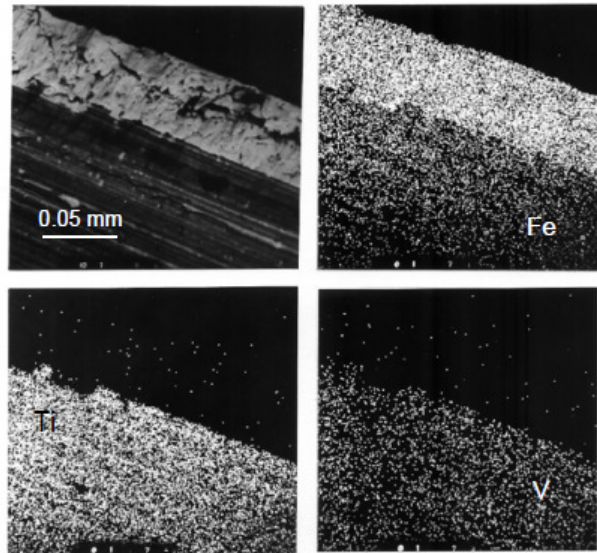
11. ábra. BUE és BUL pásztázó elektronmikroszkóp képe gyorsacél szerszámon.

Noha a TiN réteg megvédi a szerszámot az élsisak-képződéstől (6. ábra), ha az él környezetében a bevonat hibás vagy megsérül, akkor az ott is kialakulhat (12. ábra). A 13. ábra a TiN bevonatos gyorsacél szerszámot már egy későbbi időpontban mutatja, amikor a lekopott TiN helyén a hátkopás megkezdődött, és a kopott felületen a munkadarab anyagából fémes felrakódás is megfigyelhető. Előfordul, hogy helyenként az él roncsolódik, és ott a kopás felgyorsul. Ilyen állapotban készültek a 14. ábra felvételei, amelyeken a fémes felrakódás szintén megfigyelhető.

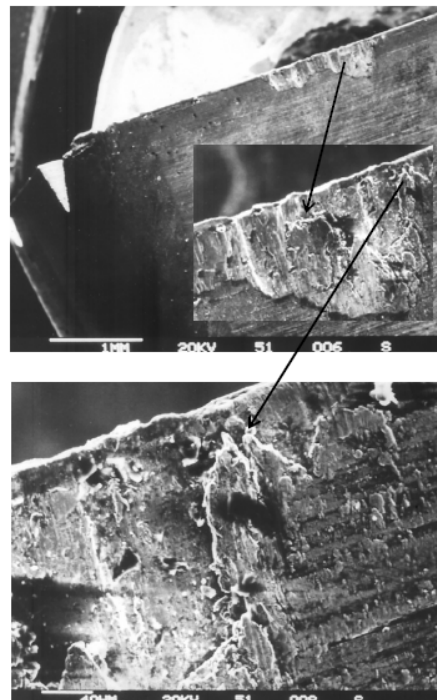


12. ábra. BUE kialakulása TiN-del bevont gyorsacél szerszámon.
 a) Az élsisak topográfiai képe, b) A Ti-eloszlás

Az utóbbi időben, első sorban a kemény, edzett anyagok forgácsolásának elterjedésével nagy figyelmet kapott az u.n. fehér réteg kialakulása az acél munkadarabok felületén [47].



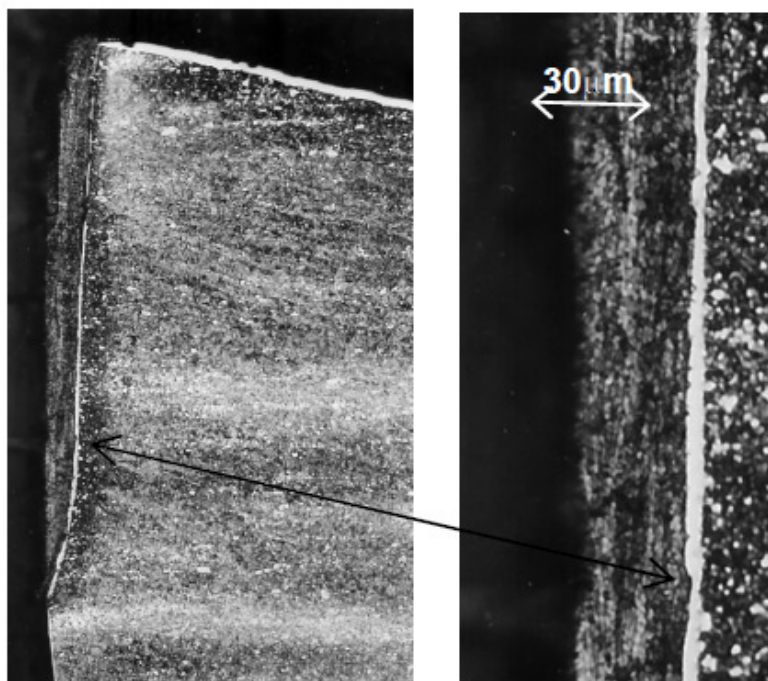
13. ábra. TiN bevonatos szerszám kopott hátfelületének mikroszondás vizsgálata.



14. ábra. Fe feltapadás TiN bevonatú gyorsacél szerszám kopott szakaszán.

Kopásvizsgálataink során ilyen réteg kialakulását figyeltük meg gyorsacél forgácsolószerszám hátfelületén is. Amint a 15. ábra mutatja, a gyorsacél mátrixon, a

szerszám és a munkadarab anyagából feltapadt réteg között egy nem maródó réteg keletkezett. Ennek keletkezési mechanizmusa még tisztázatlan, de feltételezhető, hogy a szerszám kopása szempontjából jótékony hatású.



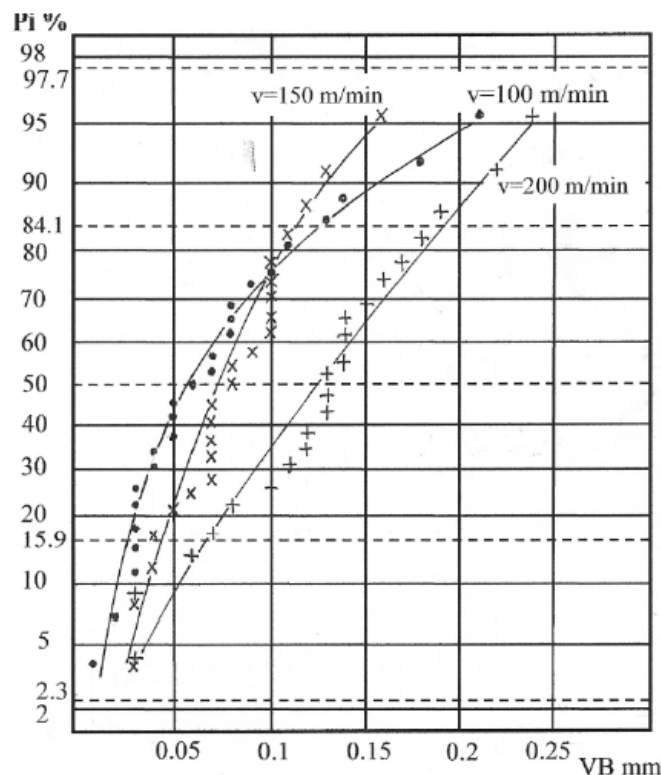
15. ábra. Fehér réteg a gyorsacél szerszám kopott hátlapján a fémes rárakódás alatt.

2.3. Nemfémes anyagfelrakódás a szerszámon

Ismeretes, hogy a forgácsolószerszámok éltartama látszólag azonos technológiai feltételek mellett is széles határok között szóródhat [48]. Számos kutató kimutatta (pl. Wicher [49], Pietikainen [50], Pálmai [51, 52]), hogy acélok esetében a metallurgiai dezoxidációs eljárás a keményfém éltartamának esetenként akár több 100%-os eltérését is okozhatja. Noha az acélgyártási technológia az elmúlt évtizedekben lényeges változásokon ment át, a dezoxidációnak az acélok forgácsolhatóságára gyakorolt hatása újra meg újra vizsgálat tárgyává válik [53].

Az e jelenségre irányuló kutatásainkat széleskörű üzemi forgácsolhatósági vizsgálatokkal kezdtük. Hengerelt állapotú 80x80 mm keresztmetszetű buga mintákat vettünk ki a C35 minőségű acélok gyártásából, és ezeket hengeresre esztergálva 5-5 perces teszt forgácsolásokat végeztünk $v=100$, 150 és 200 m/min sebességgel, minden alkalommal originális éllel. A szerszám P20 jelű bevonat nélküli keményfém volt ($\alpha=8^\circ$, $\gamma=-6^\circ$, $\lambda=-0^\circ$, $\kappa=60^\circ$, $\epsilon_r=90^\circ$, $r_\epsilon=0.8\text{mm}$), és $f=0,3\text{mm/ford}$ előtolást, $a=2\text{mm}$ fogásmélységet alkalmaztunk. Összesen 31 mintát vettünk. Egyes esetekben nemfémes réteg rakódott a hátlapra, ezeken nem lehetett a hátkopást megmérni. Természetesen kopás ott is volt, hiszen a nemfémes réteg a forgácsolás közben folyamatosan képződik és kopik, miközben, lassan bár, de a szerszám hátfelülete is roncsolódik. Ezeket az eseteket a további vizsgálatból kizártuk. $v=100\text{m/min}$ sebességnél 6 ilyen minta volt, $v=150\text{m/min}$ -nél 8, 200m/min -nél 9. Ilyen módon a három sebességnél rendre 25, 23, ill. 22 mérési eredményt kaptunk, amelyeket a 16. ábra olyan

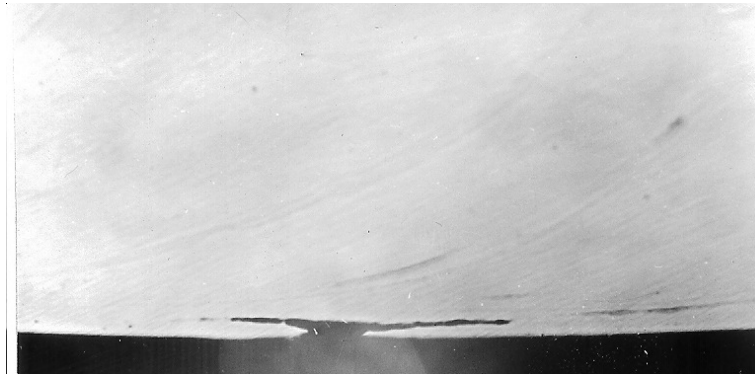
Gauss-papíron összesít, amelyen az adatok szórás képét is szemléltetni lehet. Látható, hogy többé-kevésbé normál-eloszlás csak a 200m/min sebességnél mutatkozott, a 150m/min sebességnél már jelentős az eltérés, a legkisebb sebességeknél pedig nyilvánvalóan más eloszlással van dolgunk. Hasonlóan nagy szórást tapasztaltunk a kráterkopás mérésekor is. A különbségek meglehetősen nagyok, és az acélgyártáskor alkalmazott dezoxidáció acélban visszamaradt termékeinek eltérő sajátosságaira voltak visszavezethetők. Olyan esetekben, amikor az acél a hengerlésekor képlékennyé váló zárványokat tartalmaz, ezek a szerszámra kenődhetnek, és nemfémes védőréteget képezhetnek, amely a kopást gátolja.



16. ábra. Hátkopás mérések szórása különböző nagyüzemi C35 acél adagokból vett mintákon.
 ($f=0,3\text{mm/ford}$, $a=2\text{mm}$, $\gamma=-6^\circ$, P20)

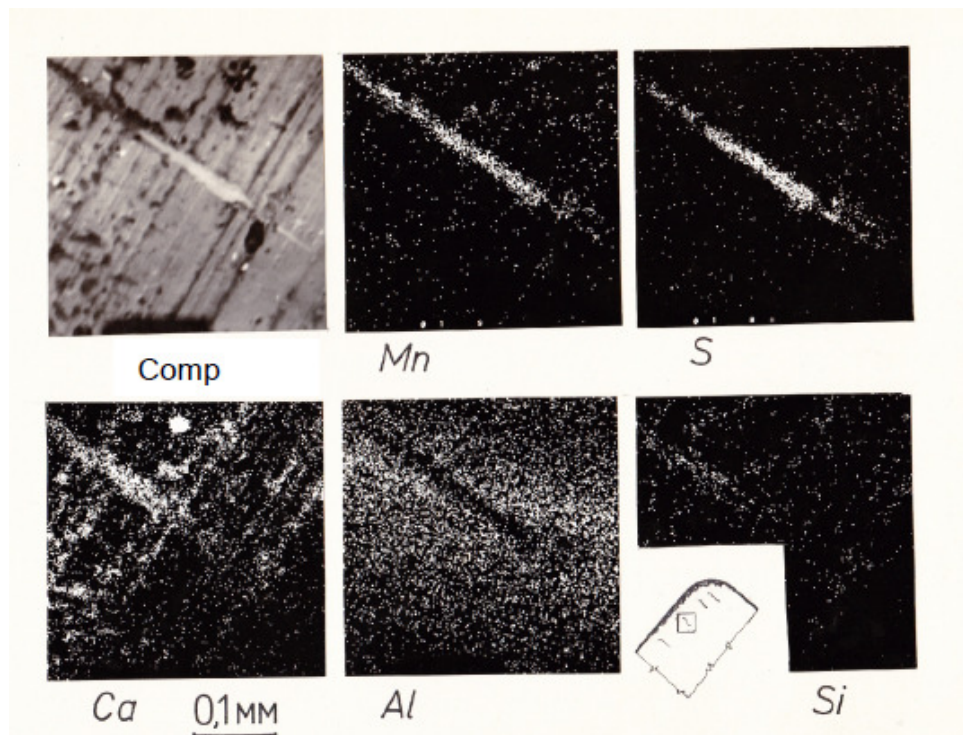
A folyamat kialakulása a 17. - 19. ábrán követhető. A 17. ábrán forgács hosszszelvényének zárványképe látható, amelyen a szerszámmal érintkező u.n. áramlási zónába (l. 3. ábrát) került zárvány a szerszám felületére kenődhetett. A 18. ábra az ilyen szerszámra felkenődött zárvány mikroszkopos vizsgálatának eredményét szemlélteti. A folyamat folytatódása során aztán kialakulhat egy nemfémes védőréteg is (19. ábra). A 20. ábra nagyobb nagyításban mutatja a nemfémes anyagfelrakódást. Jól látszik, hogy valóban olyan anyag gyűlik ott össze, amely a forgácsképződés hőmérsékletén képlékeny. A 21. ábra az ehhez kapcsolódó zárványvizsgálat eredményeit szemlélteti. A baloldali képen 1- gyel jelölt zárvány rideg, nem deformálódott a meleghengerlés során, kémiai összetétele Al- Ca-oxid.

Pálmai Z., *Anyagok Világa (Materials Word)* 1 (2014) 8-50



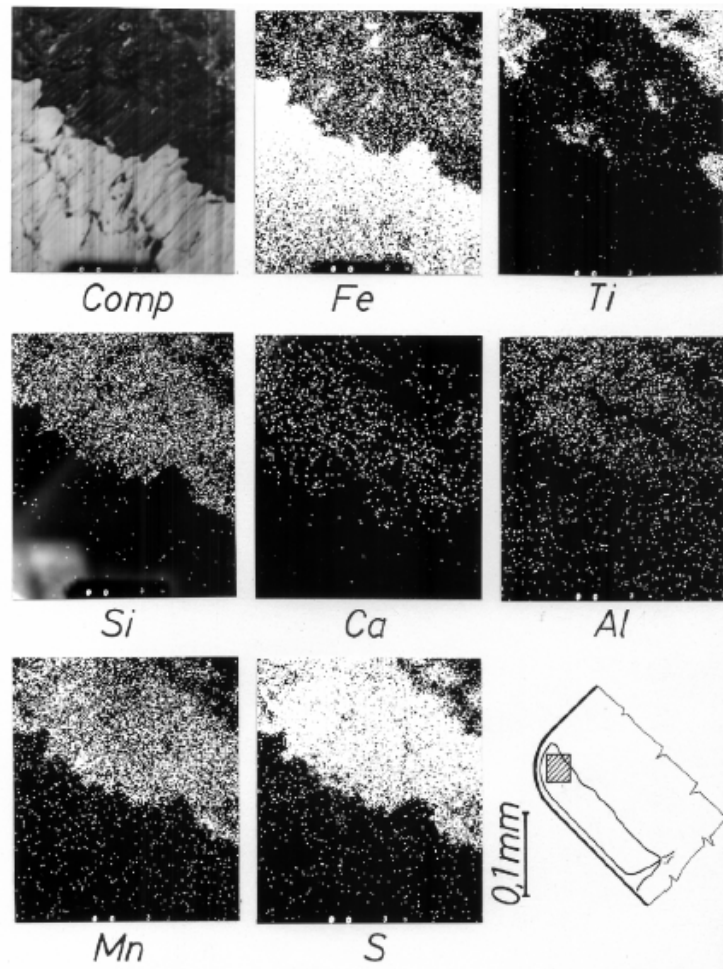
17. ábra. Forgács hosszmetset, amelynél az u.n. ármlási zónába (l. 3. ábrát) került zárvány a szerszámra kenődhetett.

A jobb oldali képen látható képlékeny zárvány minden bizonnyal komplex szilikát. A szerszámok homloklfelületén MnS lerakódást is találtunk (22. ábra), azonban ebben a tekintetben lényeges különbség az egyes acéladagok között nem volt kimutatható.

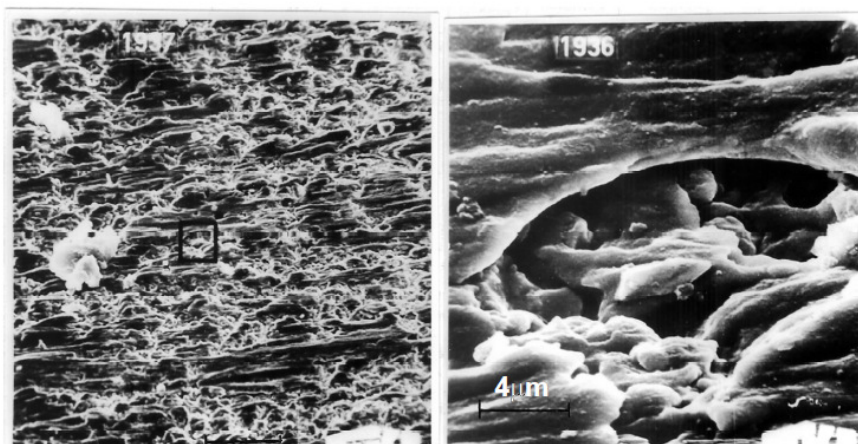


18. ábra. Szerszám homloklfelületére felkenődött zárvány mikroszondás vizsgálata.

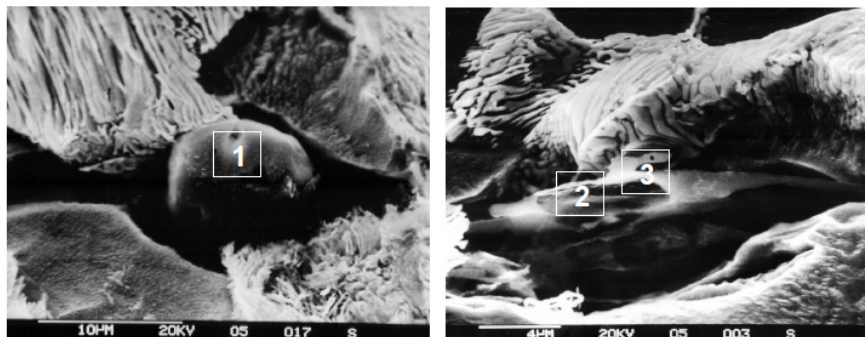
Pálmai Z., *Anyagok Világa (Materials Word)* 1 (2014) 8-50



19. ábra. A szerszám homloklületén kialakult nemfémes védőréteg mikroszondás vizsgálata.



20. ábra. Az acélban lévő dezoxidációs termékből képződött nemfémes felrakódás a forgácsolószerszám homloklületén.



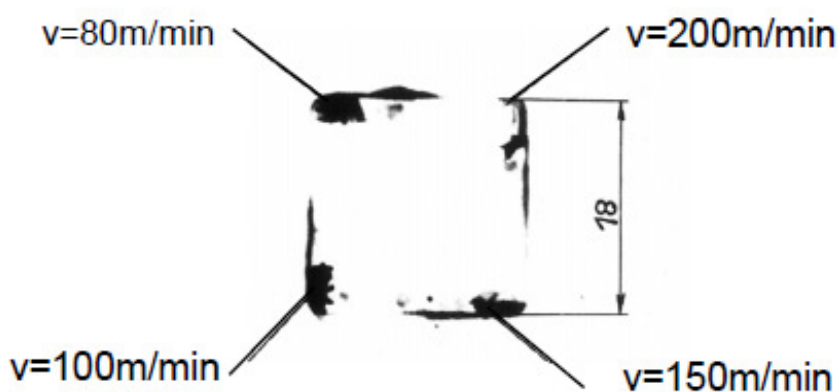
21. ábra. Tipikus zárványok SEM képe C45 acélban.

1: Rideg zárvány (49%Al-21%Si-26%Ca)

Képlékeny zárványok: **2** (12%Al-34%Si-7.5%Ca-2.5%S-9%Mn)

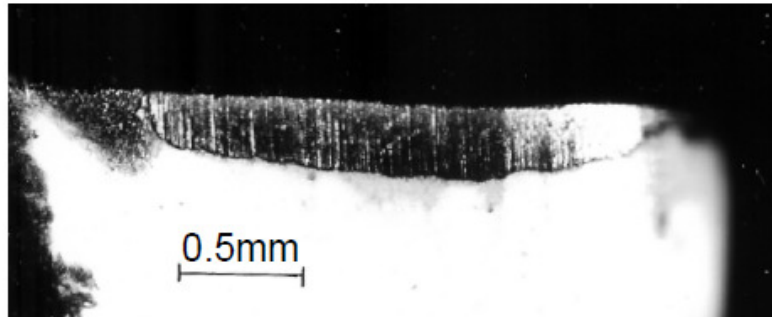
3 (16%Al-40Si-8%Ca-13%Mn)

Viszont a hátlapon létrejött, képlékeny oxidokból kialakult felrakódás vizsgálata ahhoz a meglepő megállapításhoz vezetett, hogy a folyamat széles sebességhatárok között, tehát hőmérséklet-intervallumban képes végbemenni. A 23. ábra $v=300$ m/min forgácsolósebességgel végzett esztergálás után mutatja az Al-oxid kerámia szerszám hátlapját, amelyen ilyen kopást gátló réteg keletkezett. Másrészt viszont már viszonylag kis forgácsolósebességnél, azaz, a 4. ábra szerint alacsony hőmérsékleten is végbemehet ez a folyamat (24. ábra). Nem meglepő tehát, hogy noha az élisakképződés mechanizmusát és feltételrendszerét határozottan el kell különíteni a nemfém réteggépződés folyamatától, esetenként mindkettő együtt is felléphet. Ilyen esetet mutat a 25. ábra, ahol a TiN bevonatos gyorsacél szerszám hátlapján az élsisak és a nemfém felrakódás együtt jelenik meg.

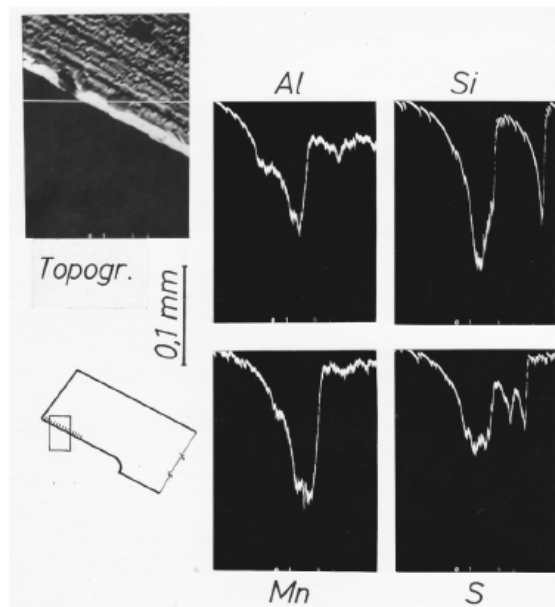


22. ábra. Keményfém forgácsoló lapka Bauman-lenyomata C35 acél esztergálása után.

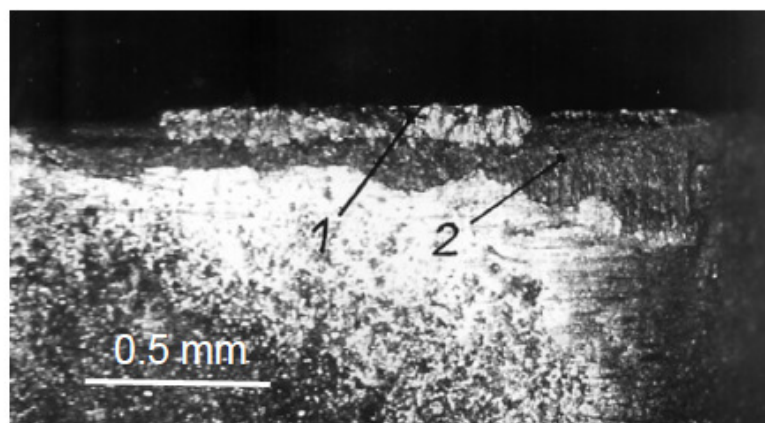
Pálmai Z., *Anyagok Világa (Materials Word)* 1 (2014) 8-50



23. *ábra.* Tipikus nemfémes felrakódás a hátlapon (szerszámanyag: Al-kerámia)

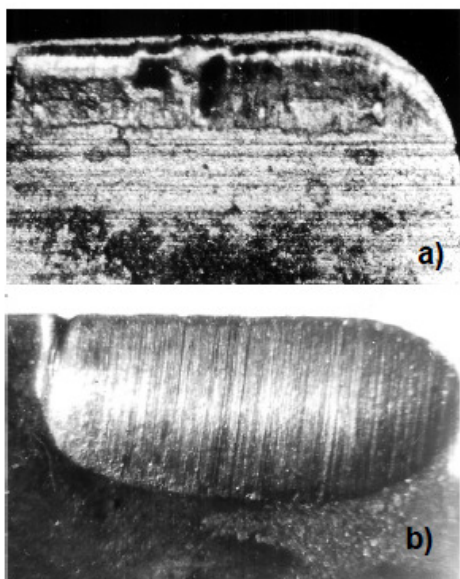


24. *ábra.* A szerszám hátlapján kialakult nemfémes felrakódás mikroszondás vizsgálata ($v=26\text{m/min}$).



25. *ábra.* Kétféle anyagfelrakódás a hátlapon. 1: fémes élszak, 2: nemfémes felrakódás

Mindez azt mutatja, hogy a forgácsolószerszám elhasználódása igen bonyolult folyamat. Az élsisakképződés egyértelműen gyorsítja a kopást, az esetleg kialakuló nemfémes anyagfelrakódás viszont lassítja, egyes esetekben extrém mértékben is, amint egy összehasonlító vizsgálatnak a 26. ábrán bemutatott eredménye szemlélteti.

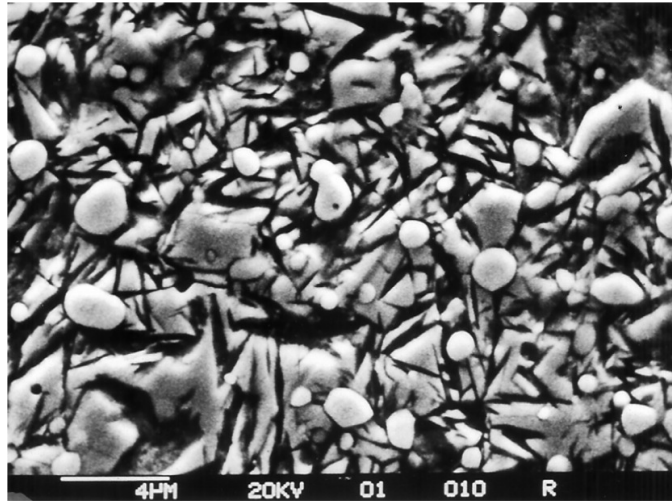


26. ábra. A szerszám homlokfelülete két különböző acél adagból származó munkadarab esztergálása után (a) $t=29\text{min}$, b) $t=2\text{min}$).

3. A szerszámkopás folyamata

A forgácsolószerszámok hagyományos anyagainak fejlődése lényegében abban nyilvánult meg, hogy növekedett az anyagban a kemény fázisok mennyisége. A múlt század elején a gyorsacélban lévő karbidok növelték meg először jelentősen a kopásállóságot (27. ábra), majd a porkohászati karbidok, később pedig a kerámiák következtek. Minthogy az 1930-as évektől a megmunkálásban a keményfém szerszámok jelentősége rohamosan növekedett, természetesen a kopási folyamatait, így a diffúziót is sokan tanulmányozták, és már a század közepén jelentős eredmények születtek. Dawihl [54] kimutatta, hogy a diffúzió következtében meggyengült struktúra felületi roncsolódásakor a keményfém TiC-tartalma fékezi a kopást. Altenwerth [55] részletesen tanulmányozta a keményfém/acél határfelületen végbemenő reakciókat, a Co diffúziójának jelentőségét. Schaller [56] kvantitatív megállapításokat tett a Fe-ban szubsztitúciósan oldódó Co szerepére, a különböző karbid-komponensek, mint a Ti,TaC komplex karbidok mennyiségére és hatására vonatkozóan. Modellkísérleteket is végezve feltérképezte a különböző hőmérsékleteken domináns átalakulási, diffúziós folyamatokat, az acél munkadarabban az α -Fe ill. γ -Fe jelenlétének, C-tartalmának hatását a keményfém struktúra degradációjára. Amint a 2.1. fejezetben látható volt, a forgácsolási folyamat intenzitásának növelésekor az acél munkadarab felületi rétegében $\alpha \rightarrow \gamma$ átalakulás is bekövetkezhet, ez lényegesen megváltoztatja a diffúziós folyamatok feltételeit, amelyet a különböző kutatók részletesen feltártak. [57-59].

A szerszámok kopási folyamata a közelmúltig is intenzív kutatás tárgya maradt. A hátkopásnál a vizsgálatok főleg a munkadarabban lévő kemény fázisok hatásának tanulmányozására irányulnak. Lorentzon és Jävrstråt [60] a munkadarabban lévő kemény karbidok mozgását és koptató hatását Usui et al [61] kopási modelljének, valamint FEM alkalmazásával a szerszám élének környezetében vizsgálták. Poulashon et al [62] a kemény fázisok koptató hatását olyan edzett acél munkadarabok esztergálásánál tanulmányozták, amelyek keménysége egyforma volt ugyan, azonban különbözött a struktúrájuk. A sok karbidot tartalmazó munkadarabok esztergálásánál a köbös bórnitrid (CBN) szerszám abrazív kopása dominált, míg a főleg martenzitet tartalmazó anyagok forgácsolásánál csak mérsékelt kopást tapasztaltak.



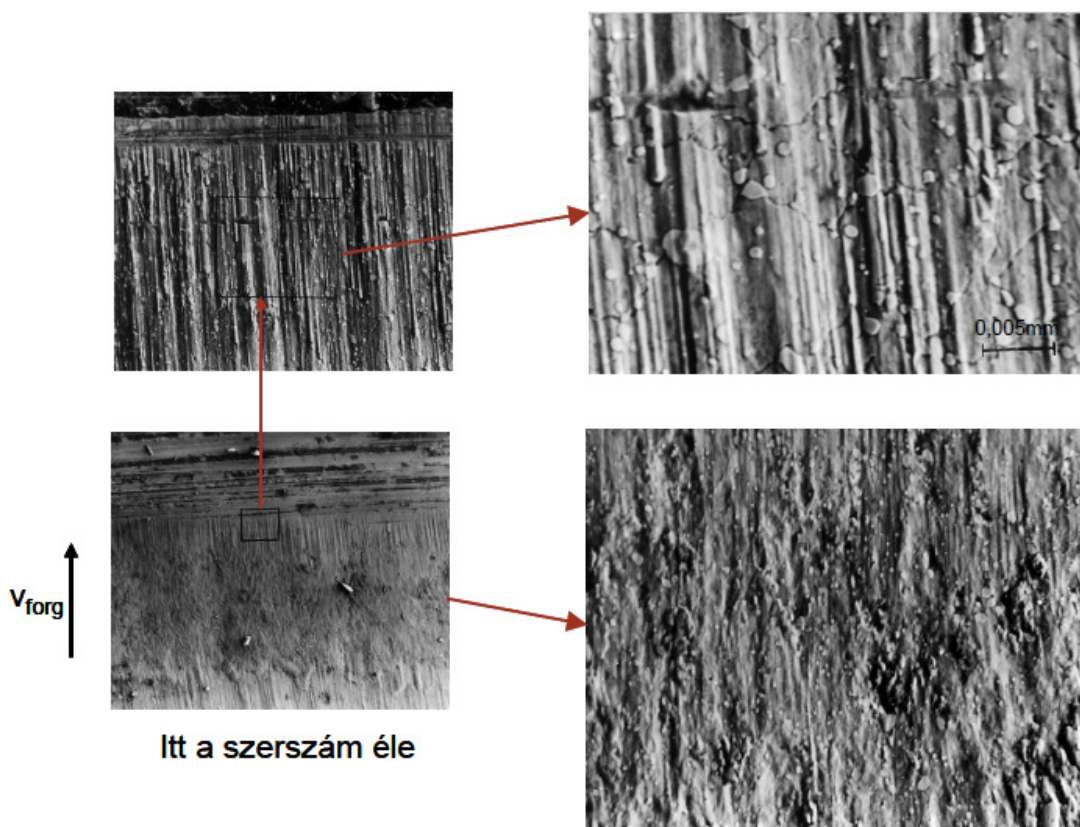
27. ábra. Gyorsacélszerszám maradtott felülete.

A bevonatok a kopáselmélet számára új feladatot adtak. Dearnley és Trent [63] már három évtizeddel ezelőtt részletesen tanulmányozta a bevonatolt karbid szerszámok kopását, és gyors leállítási próbatestek részletes vizsgálatával, valamint a hőmérsékleti értékek mérésével állapították meg, hogy a bevonat nélküli szerszámoknál és a vizsgált TiC, TiN, Al₂O₃ bevonat típusoknál a szerszám és a munkadarab határfelületén fennálló feltételek lényegében hasonlóak. Szerintük a dörzsölési kopás valószínűtlen, minthogy valamennyi bevonat sokkal keményebb, mint a megmunkálásra kerülő acél, és legalább olyan kemények, mint az acélokban jelenlévő bármely fázis. Ezért szerintük a hátkopásnál a domináló folyamatnak a diffúzióknak kell lennie. Lehetséges, hogy a TiC, TiN ill. Al₂O₃ bevonat atomi elemeire disszociál, majd a fémes és nem-fémes atomok a szerszám és a munkadarab határfelületén keresztül diffundálnak, amely aztán elsodorja azokat. Tény, hogy a bevonatok kopása nagyságrenddel lassúbb a bevonat nélküli szerszámokénál, egészen addig, amíg a bevonat át nem kopik, amikor már a szubsztrát gyorsan kopik tovább. Ilyen megfontolások alapján tudták Lim és tsai [64] a TiC bevonatú karbid szerszámok különböző kopási mechanizmusait feltérképezni, miközben az abrazív jelenségeket is tanulmányozták.

Mindebből az következik, hogy a forgácsoló szerszám kopása összetett, több folyamat következménye. Bár nyilvánvaló, hogy az abrázio/adhézió és a termikusan aktivált folyamatok együttes hatására degradálódik a szerszám, a bevezetőben áttekintett és a 2.

ábrában összefoglalt kutatások gyakorlatilag mind úgy modellezték ezt, hogy a termikusan aktivált folyamatot leíró képletben az exponenciális tag együtthatójába vonták bele az abrúziós/adhéziós hatást. Így a modellekben ez nem jelenik meg külön, önállóan ható faktorként.

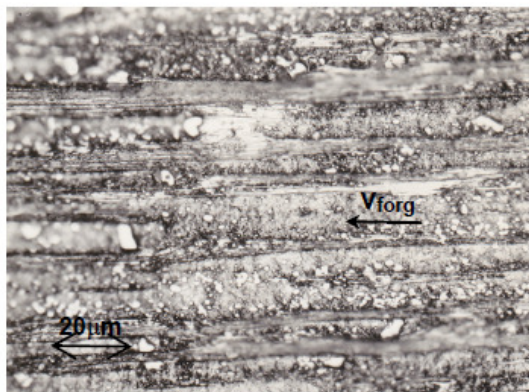
Vizsgálataink célja az volt, hogy ezt a felfogást ellenőrizzük részben a szerszámkopás gazdag szakirodalmának áttekintésével, részben pedig célzott vizsgálatokkal. Amint az előző fejezetben látható volt, a szerszám felületére a munkadarab anyagából gyakran anyag rakódik, miközben természetesen e felrakódás és a szerszám anyaga között degradációs folyamatok mehetnek végbe. Minthogy pedig a felrakódott anyag nem stabil, hanem szintén mozgásban van, az abrúzió/adhézió ezekben az esetekben is érvényesül.



28. ábra. Gyorsacél forgácsolószerszám kopott felülete.

Ennek hatására gyorsacél szerszámnál a 27. ábrán látható struktúra a felületen megváltozik, amint a 28. ábra mutatja. Ebben az esetben az elektronmikroszkópi képnél többet mutat a fénymikroszkópon készült felvétel (29. ábra), amelynél kihasználható a más esetekben egyébként hátránynak tekintett sajátosság, hogy kicsi a felvétel mélységélessége. Ilyen módon ugyanis érzékeltetni lehet a koptató hatás következtében kialakult szintkülönbségeket is. Látszik, hogy egy-egy stabilabb, a forgácsolás hőmérsékletén nehezebben, vagy nem oldódó karbid szemcse ellenáll a koptatásnak, védi a mögötte lévő anyagot, egyszerű hasonlattal élve, mint

patakmederben egy-egy nagy kő, amíg aztán beágyazottsága annyira meggyengül, hogy elsodródik.



29. ábra. Gyorsacél szerszám kráterkopása.

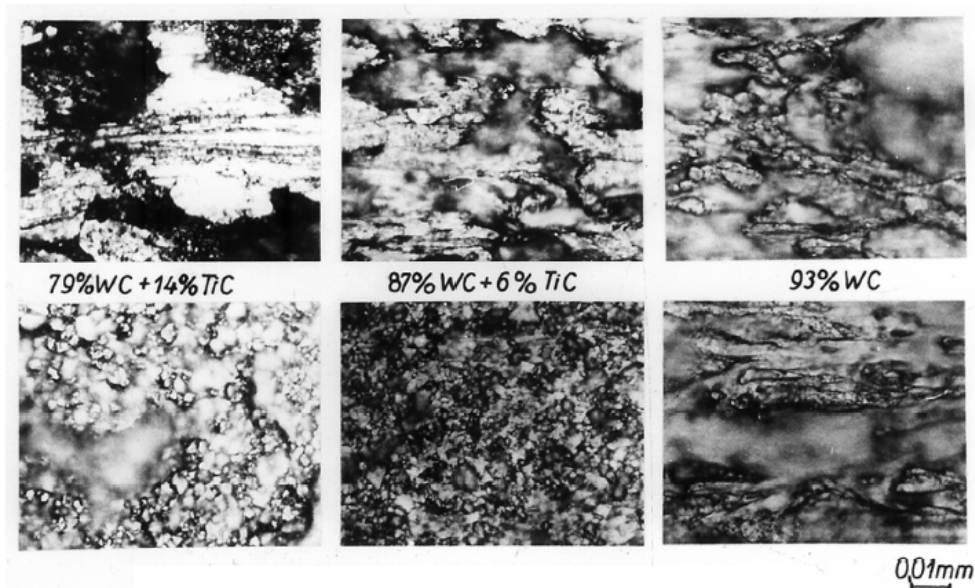
Keményfémeknél ez a folyamat, lényeges különbségekkel ugyan, elvileg mégis hasonlóan megy végbe. A 30. ábra különböző TiC tartalmú keményfémszerszámok homloklfelületét, a ráarakódott anyagot mutatja. Ezt kellett lemaratni ahhoz, hogy alóla a tényleges, degradálódott szerszámfelület előtűnjön. A TiC nélküli keményfém szerszámnál a vízszintes irányú koptató igénybevétel hatására a kemény WC szemcsék oldódásának következménye figyelhető meg, a felület kigödrösödik, elkenődik. Nem is szokás kizárólag WC-tartalmú keményfém acélok megmunkálásánál alkalmazni, itt a folyamatok feltárását célzó kísérletek keretében került erre sor. 14% TiC jelenlétében a folyamat már egészen más, amelyet a 31. ábra szemléltet. A felületről kis mélységélességű fénymikroszkópi felvételeket készítettünk (az objektív nagyítása $N=40\times$ volt), $1-1\mu\text{m}$ -rel állítva az élesen látszó szint magasságát, így a térképeken látható szintvonalakhoz hasonló rajzolatot kaptunk. Látható, hogy a szögletes alakú, kisebb WC szemcsék gyorsabban koptak, csak a mélyebb részeken ismerhetők fel, a TiC és (W,Ti)C vegyeskarbid szemcsék állnak ki a felület kiemelkedő részein.

Itt a feltapadt anyagrészek, amelyek nem stabilak, hanem a forgácslefutás irányában szintén mozognak, egyrészt oldják a keményfém Co kötőanyagát, másrészt az ilyen módon kigödrösödött felszíni réteg felső karbid szemcséit, amelyek kötése meggyengül, elsodorják. A lágyabb kötőanyag aztán, amely a kemény szemcsék kifordulása következtében felszínre kerül, gyorsan a szemcse után kopik. Az alsó, maratott kép ezt a kigödrösödött felszínt mutatja, amely a 32. ábrán jobban is megfigyelhető. A középső, kis TiC-tartalmú keményfém átmenetet képez a két szélső eset között.

A vizsgálati eredményeket összegezve megállapítható, hogy a szerszám felületi rétegének degradációja komplex jelenség, amelyben mindig szerepet játszik az a súrlódás, amely a munkadarab és a szerszám között fellép.

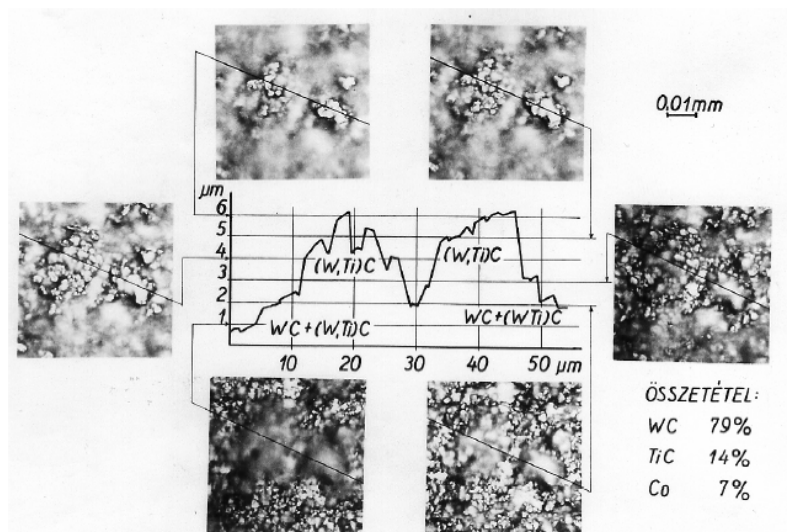
E tanulmányban a vizsgálat tárgya az adhéziós, abráziós és a termikusan aktivált folyamatok hatása. Természetesen, összetett folyamatokról lévén szó, a kopás jelenségébe megtapasztalható aktiválási energia látszólagos abban a tekintetben, hogy egy részfolyamatokból összetevődő degradációt összevontan jellemez. A szakirodalomban található adatok és az e munka alapját képező kutatás eredményei ahhoz a megállapításhoz

vezettek, hogy e folyamatok szoros, kölcsönös összefüggésben vannak. Ez a szerszám kopásának modellje szempontjából két követelményt támaszt. Egyrészt a termikusan aktivált folyamatok mellett az abrazív/adhéziós hatásokat is állandóan működő folyamatként kell kezelni, vagyis az $L=vsurt$ súrlódási utat is figyelembe kell venni. Másrészt a termikus hatások visszahatnak a kopási folyamat valamennyi mozzanatára, amely pozitív visszacsatolást jelent a hőmérséklet és a kopás között.

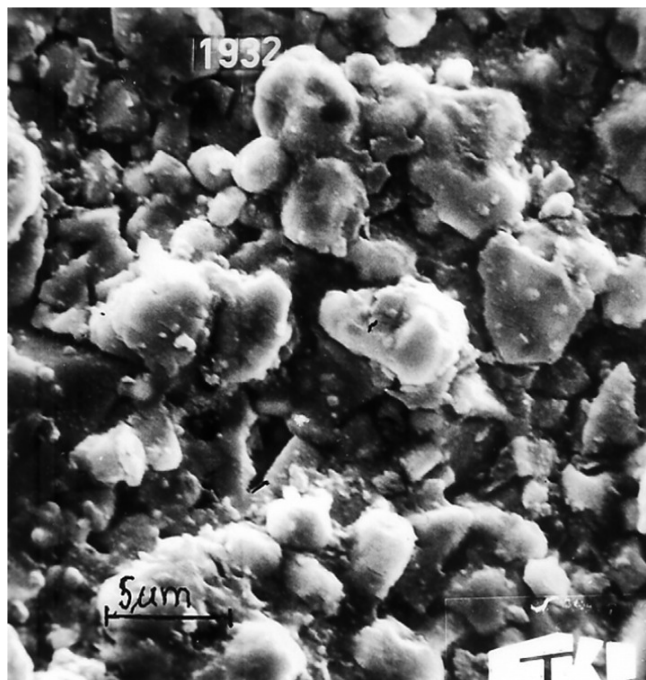


30. ábra. Szerszámfelület maratás előtt (felső képsor) és után (alsó képsor).
 Acél: C45, $v=200m/min$, $t=5min$, $HF:HNO_3=1:1$

A 2. fejezetben bemutatott, az élszak esetében kopást gyorsító, a nemfémes rétegeképződésnél kopást fékező anyagfelrakódások hatása szintén a kopásmodell szerves része kell legyen.



31. ábra. Kopott keményfém (P20) maratott képei különböző szinteken élesre állított objektívvel készítve.



32. ábra. Kopott keményfém maratott felülete.

3. A kopás matematikai modellje

Az előzőek szerint a hátkopás sebességét a végigforgácsolt út és a kialakult hőmérséklet függvényében együtt kell vizsgálni, vagyis a szerszámból lekopó anyag m tömegének változása a végigsúrolt L hosszúság szerint deriválva

$$\frac{dm}{dL} = \frac{\rho}{v_{\text{surl}}} \frac{dV}{dt} = \Omega \quad (4)$$

ahol az egymáson súrlódó felületek vsurl sebessége hátkopásnál természetesen megegyezik a forgácsolósebességgel $v=v_{\text{surl}}$, a kráterkopásnál viszont az (F1/2) képlet szerint $v_{\text{surl}}=v/\xi(v)$.

Az Ω függvény a kopás fizikai folyamatait írja le, mégpedig a szerszám felületén ill. felületi rétegében végbemenő adhéziós/abráziós illetve a termikusan aktivált azaz a diffúziós, oxidációs folyamatok összegezésével, tulajdonképpen visszanyúlva Takeyama és Murata javaslatához [9], azaz

$$\Omega = C_1 + C_2 \exp\left(-\frac{Q}{R\theta}\right), \quad (5)$$

C_1 , az abrázió/adháció, C_2 a termikusan aktivált kopáshoz kapcsolódó konstans, Q a folyamat aktivációs energiája, R az általános gázállandó, θ a hőmérséklet, amely azonban a szerszám kopott állapotától is függ. Ezt az (F2/6) képlet fejezi ki (2. Függelék), amelynek felhasználásával

$$\frac{dV}{dt} = \frac{v_{\text{surf}}}{\rho} \left[C_1 + C_2 \exp\left(-\frac{Q}{R(C_v v^x + C_w W)}\right) \right] = \frac{v_{\text{surf}}}{\rho} \left[C_1 + C_2 \exp\left(-\frac{B}{v^x + KW}\right) \right] \quad (6)$$

ahol

$$B = \frac{Q}{RC_v} \quad \text{és} \quad K = \frac{C_w}{C_v} \quad (7a, b)$$

Itt $R=8,314 \text{ J/mol}$ az általános gázállandó, v C és $K=C_w/C_v$ állandók értelmezését és meghatározásuk módját pedig a 2. Függelékben az (F2/5) képlet adja meg.

Kráterkopásnál a konstansok összevonásával írható, hogy

$$A_a = \frac{3}{2b\rho} C_1 \quad \text{és} \quad A_a = \frac{3}{2b\rho} C_2 \quad (8a, b)$$

és

az (F1/3) egyenlet felhasználásával (6)-ból a kráterkopás differenciálegyenlete

$$\boxed{\frac{dKT}{dt} = \frac{v}{\xi(v)} \frac{A_a + A_{th} \exp\left[-B/(v^x + K_{KT} KT)\right]}{KB_0 + 2C_{KB} KT}} \quad (9)$$

a

Hátkopásnál konstansok az (F1/6) egyenlet alapján

$$A_a = \frac{\text{ctg}\alpha - \text{tg}\gamma}{b\rho} C_1 \quad \text{és} \quad A_a = \frac{\text{ctg}\alpha - \text{tg}\gamma}{b\rho} C_2, \quad (10a, b)$$

amelye

ekkel a hátkopás differenciálegyenlete [65]

$$\boxed{\frac{dW}{dt} = \frac{v}{W} \left[A_a + A_{th} \exp\left(-\frac{B}{v^x + KW}\right) \right]} \quad (11)$$

Fontos, hogy a (9) és (11) egyenletekben a v forgácsolósebességre semmilyen megszorítást nem tettünk, tehát lehet konstans, szakaszosan vagy folyamatosan változó is. A (9) és (11) egy-egy nemlineáris autonóm differenciálegyenlet, amelyeknek megoldása numerikus módszerekkel egyszerűen lehetséges. Érdekes rámutatni, hogy ezekben az egyenletekben egy pozitív visszacsatolás van, amely azt a tényt fejezi ki, hogy a növekvő kopás az emiatt emelkedő hőmérséklet hatására gyorsul.

A kezdeti feltételre nincs megszorítás. Új szerszám esetén az éllekeredés sugarát lehet választani, használt szerszám esetében pedig az előző használat során kialakult kopás értéke a kezdeti feltétel. Ez azt is jelenti, hogy különböző forgácsolási műveleteknél – akár üzemi körülmények között történő adatgyűjtés esetén is – egymás után felhasználhatók ezek az egyenletek, ha figyelemmel vagyunk a hátkopásnál arra az egyszerűsítő feltételezésre, amelyet az F2. ábrán az F_1 és F_2 szegmens viszonyára tettünk.

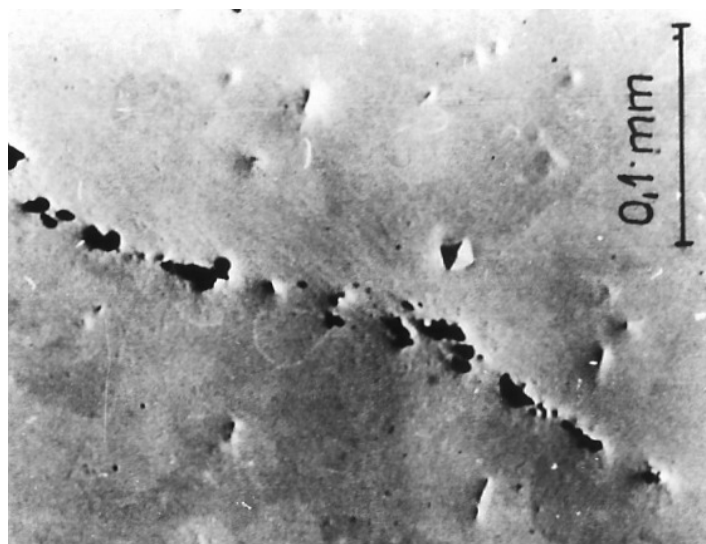
A megoldáshoz szükséges konstansokat célszerű két csoportban kezelni, mert az egyenleteknél felhasznált (F1/1) és (F1/3) empirikus képletek egyszerű forgácsolási mérésekkel meghatározhatók, számos anyagra ill. technológiai esetre a szakirodalomban is rendelkezésre állnak. Az (F2/6) empirikus képletre vonatkozóan a 2. Függelékben közöltek szerint a forgácsoláselmélet sok vizsgálati eredménnyel rendelkezik, amelyek egy konkrét számítás esetében felhasználhatók. Sőt, amint a kráterkopás egyenletének validálása során a következő fejezetben bemutatjuk, maguk a forgácsolási vizsgálatok mérési eredményei is felhasználhatók annak a C_w ill. K konstansnak a meghatározására, amely a kopásegyenletben a pozitív visszacsatolást kifejezi.

Így a (9) és (11) új kopási modellnél voltaképpen három konstans, az A_a , A_{th} és B meghatározására kell célravezető számítási stratégiát kialakítani, amelyre különböző módszer kínálkozik.

4. A kopásegyenlet validálása

4.1. A hátkopás matematikai modelljének ellenőrzése

Korábban olyan acélfajták kifejlesztését tűztük célul, amelyek forgácsolása közben a szerszámon a már előzőekben említett nemfemes felrakódás képződik, és így a megmunkálhatóság javul [49, 50]. Ehhez hosszú idejű éltartam-vizsgálatokkal bázis kísérleteket végeztünk, amelyhez viszonylag nagy tömegű, azonos minőségű acélra volt szükség, hogy a forgácsolás azonos körülmények között történhessen. Most ezeknek a forgácsolási vizsgálatoknak az eredményeit használjuk fel. A kísérleti C45 minőségű acél kémiai összetétele C 0,45%, Mn 0,78%, Si 0,26% P 0,025%, S 0,026%, Al 0,13% volt.



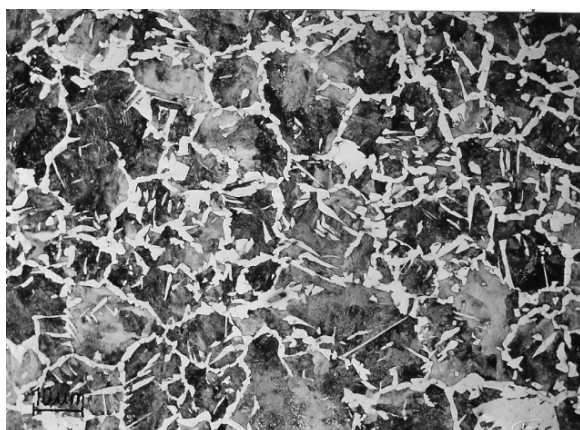
33. ábra. Al-mal túldeoxidál acél tipikus rideg Al_2O_3 zárványa.

Itt az Al-tartalom kereken egy nagyságrenddel nagyobb a szokásosnál, ezzel értük el, hogy biztosan rideg zárványok keletkezzenek. Ilyen zárvány tipikus képét mutatja a 33. ábra.

A hosszú időtartamú forgácsolási vizsgálatokat is P20 minőségű, bevonat nélküli keményfémmeel végeztük. A kiinduló munkadarabok tömbbugából 280mm átmérőre esztergált, 1700mm hosszúságú hengeres tömbök voltak. A keménység $HV_{20} 196 \pm 16$, a

vizsgált szövetszerkezetet a 34. ábra mutatja. Ezzel a kopásmérések eredményeinek szórását leszűkítettük.

A szerszám P20 jelű bevonat nélküli keményfém volt ($\alpha=8^\circ$, $(\gamma=6^\circ$, $\kappa=60^\circ$, $\varepsilon_p=90^\circ$, $r_e=0.8\text{mm}$), és $f=0.25\text{mm/ford}$ előtolást, $a=2.5\text{mm}$ fogásmélységet alkalmaztunk. A differenciálegyenlet megoldásánál kezdeti feltételül a kereskedelmi keményfémlapka éllekerekedési sugarát választottuk, amely $W_0 \approx 30\mu\text{m}$.



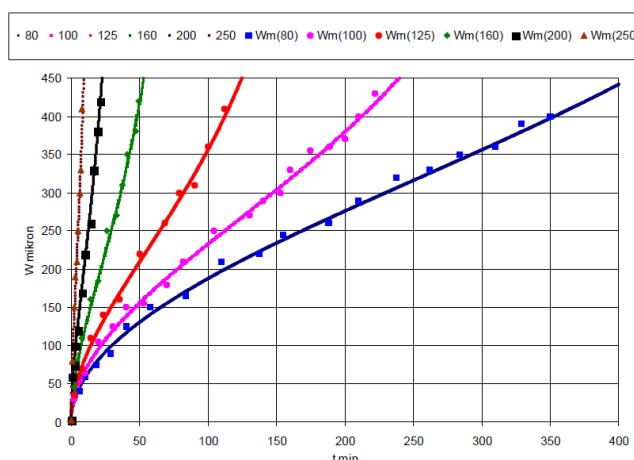
34. ábra. A forgácsolási kísérletek anyagának szövetképe.

A különböző forgácsolósebességgel végzett kopásmérések eredményeit a 35. ábra foglalja össze. A (11) differenciálegyenletet ezekre a mérési eredményekre illesztve, amikor a Függelékben közölt (F2/4) képlet felhasználásával $C_v=281.6^\circ\text{C}$, $x=0,27$ és $K=0.002\mu\text{m}/^\circ\text{C}$ konstansokkal számoltunk, a mérési pontokra jól illeszkedő görbe-sort kaptunk. Az egyenlet így meghatározott konstansait az 1. táblázat tartalmazza.

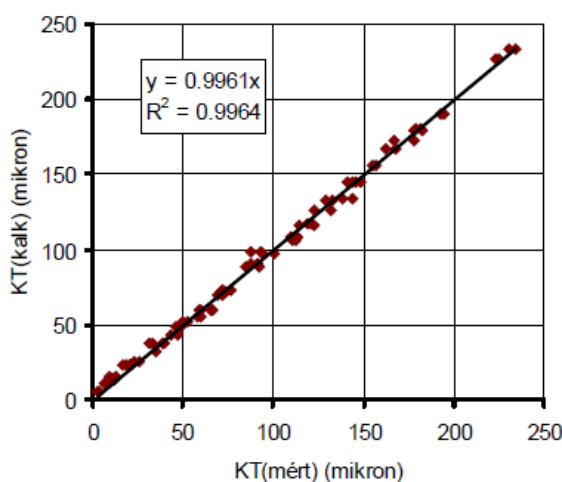
A_a	A_{th}	K	B
μm	$\mu\text{m}/\text{min}$	$\mu\text{m}/^\circ\text{C}$	-
$2 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-13}$	0.002	65

1. táblázat

A számított kopásértékek jó illeszkedését a 36. ábra szemlélteti, amely a kopásegyenlet helyességét meggyőzően mutatja.



35. ábra. A számított kopásgörbék illeszkedése a mérési eredményekhez.



36. ábra. A mért és a (11) differenciálegyenlettel számított kopásértékek kapcsolata.

4.2. A kráterkopás matematikai modelljének ellenőrzése

Osman [66] a forgácsolószerszámon kialakuló kráterkopás morfológiáját részletekbe menően tanulmányozta. C45 acélt esztergált P10 keményfém szerszámmal, a fő élszögek $\alpha=6^\circ$, $\kappa=90^\circ$ voltak. Az előtolás $f=0,405\text{mm/ford}$, fogásmélység $a=3\text{mm}$, a forgácsolósebesség $v=160\text{m/min}$, 200m/min és 220m/min volt.

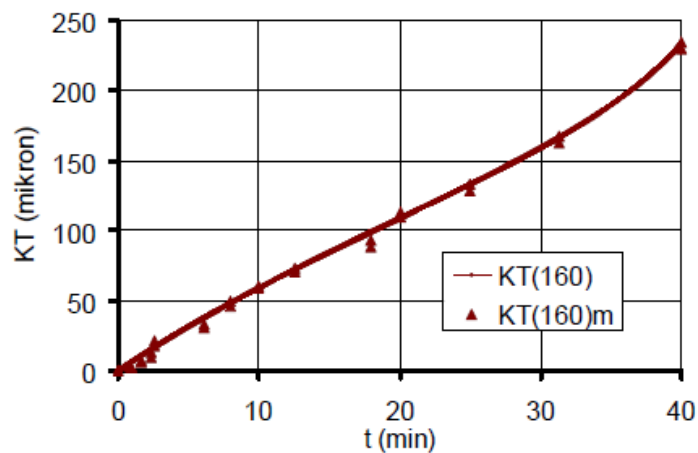
Publikált mérési adataiból kiszámítva a (8) egyenletben a hőmérséklethez kapcsolódó konstansok a 2. Függelékben foglaltak felhasználásával $C_v=572,4^\circ\text{K}$, $x=0,2$, az (F1/3) képlet konstansai $\xi_0=1,95$, $C_f=3,4$ és $\alpha=0,0239\text{ min/m}$, ha $[v]=\text{m/min}$ ($R^2=0,9946$). A KB0 és CKB konstansok az 1. Függelékben találhatók.

A KT krátermélység mért értékeit az esztergálási idő függvényében a 37/a-c). ábrák mutatják. A mérési pontokra illesztett (9) kopásegyenlet konstansait a 2. táblázat foglalja össze. Ennek a megoldásnak az is az értékes sajátossága, hogy a forgácsolás termikus jellemzőiből képzett K

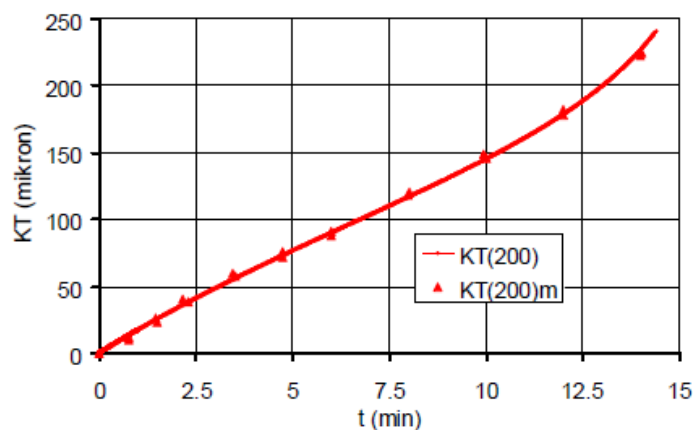
konstans a kopásmérési eredményekből kiszámítható volt. A kopás miatt kialakuló hőmérséklet többletet a (F2/6) képletben megmutató faktor
 $C_{KT}=K_{CV}=0,006 \times 572,4=3,4^{\circ}\text{C}/\mu\text{m}$.

2. táblázat

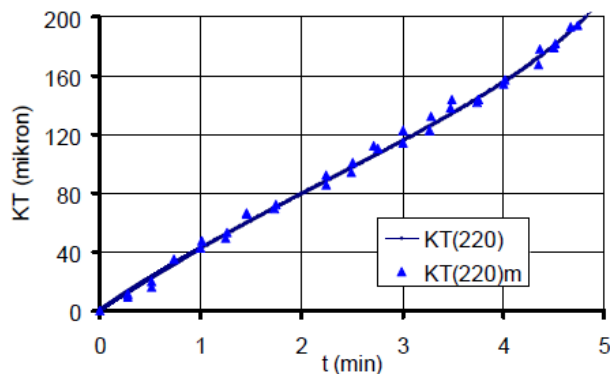
Konstans	v=160m/min	v=200m/min	v=220m/min
$A_a \mu\text{m}$	$1,055 \times 10^{-4}$	$2,18 \times 10^{-4}$	$5,10 \times 10^{-4}$
$A_{th} \mu\text{m}$	390	645	1500
B	58.7		
K μm^{-1}	0.006		



a) $v=160\text{m/min}$

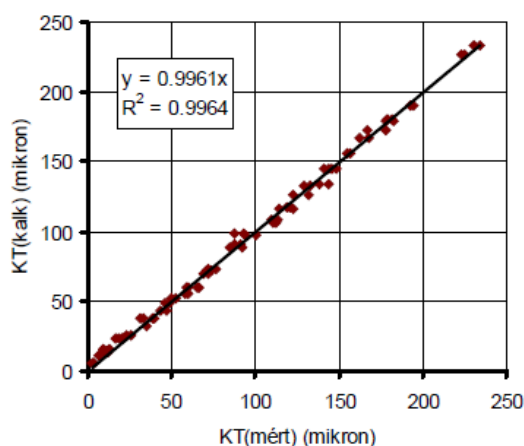


b) $v=200\text{m/min}$



c) $v=220\text{m/min}$

37. *ábra.* A kráterkopás (9) differenciálegyenletének illesztése Osman [66] mérési eredményeire.



38. *ábra.* A mért és a (9) differenciálegyenlettel számított kopásértékek kapcsolata.

Az e konstansokkal számított kopásértékek mérési eredményekhez illeszkedését a 38. ábra mutatja, amely ebben az esetben is meggyőzően bizonyítja a kopásegyenlet helyességét. Érdekes eredménye a vizsgálatnak az, hogy megerősíti a (9) differenciálegyenlet megoldásának egy sajátosságát, nevezetesen azt, hogy a kopásgörbének inflexiója van. Eddig ez csak a hátkopás esetében volt elfogadott, kráterkopásnál az a feltételezés volt a jellemző, hogy a kopási sebesség konstans, a kopásgörbe az origóból kiinduló egyenes [67]

5. Alkalmazások

5.1. TiN bevonatos gyorsacélszerszám kopása.

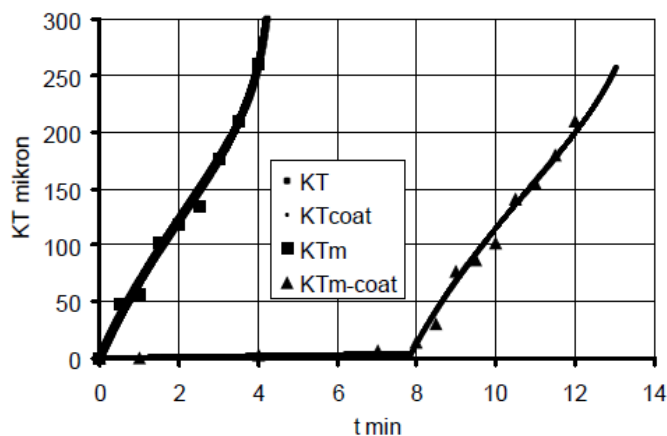
A (9) és (11) egyenlet komplex felületi réteggel, pl. TiN bevonattal készített szerszám kopásának modellezéséhez is használható.

A forgácsolási kísérletek bevonatlan és TiN bevonatos gyorsacél szerszámmal történtek, amelyekkel C45 minőségű, hengerelt állapotú acél lett esztergálva. A munkadarab kémiai összetétele C 0.42%, Mn 1.04%, Si 0.24%, P 0.016%, S 0.020% volt. A szerszám HSS2

minőségű gyorsacél, a TiN réteg átlagos vastagsága $4\mu\text{m}$, a homlokszög $\gamma_0=14^\circ$ volt. Az esztergálás technológiai paraméterei: a forgácsolósebesség $v=52\text{m/min}$, az előtolás $f=0.25\text{mm/ford}$, a fogásmélység $a=2.5\text{mm}$.

A mérések eredményét a 39. ábra foglalja össze. A bevonatlan gyorsacélszerszámnál mért adatokból kiszámíthatók voltak a (9) egyenlet konstansai: $A_a=5.5 \cdot 10^{-3}\mu\text{m}$, $A_{th}=5,2 \cdot 10^6\mu\text{m}$, $B=102$ és $K=0,006$. Ennek felhasználásával a forgácsolás termikus jellemzőiből képzett K konstans is meghatározható volt a kopásmérési eredményekből.

Itt a forgácsolási hőmérsékletet tárgyaló 2. Függelékben található (F2/4) és (F2/5) képlet felhasználásával a forgácsolósebesség $v \leq 80\text{m/min}$ tartományában $C_v=273.9^\circ\text{K}$, $x=0.33$, amellyel a kopás miatt kialakuló hőmérséklet-többletet megmutató faktor az (F2/6) képletben $C_{KT}=KC_v=0.006 \times 273.9=1.64^\circ\text{C}/\mu\text{m}$.



39. ábra. Számított (KT) és mért KT_m) kráterkopás bevonatlan és bevont HSS gyorsacélszerszámnál ($v=52\text{m/min}$, $f \cdot a=0.25 \times 2.5\text{mm}^2$).

Ez amiatt kisebb az Osman-mérések kiértékelésénél kapott értéknél, hogy itt a forgácsolósebesség lényegesen alacsonyabb tartományában dolgoztunk, amelynél a forgácsolási hőmérséklet is lényegesen alacsonyabb a 3. ábra szerint.

A TiN bevonatos szerszám kopása természetesen kezdetben lassú, 7 perc esztergálás után is csak $KT=6\mu\text{m}$ volt, vagyis a bevonat éppen átszakadt. A $v=52\text{m/min}$ sebességnél a forgácsolósebességi tényező $\xi=2.93$, így a kopási úthossz $L=7 \cdot 52/2.93=124.2\text{m}$, vagyis TiN rétegnek a kopási úthosszra vonatkoztatott kopási sebessége $KT/L \approx 6\mu\text{m}/124.2\text{m}=0.048\mu\text{m}/\text{m}=4.8 \cdot 10^{-8}\text{m}/\text{m}$. Utána már a (9) egyenlet konstansai közel azonosak voltak a bevonatlan szerszámmá megállapított konstansokkal: $A_a=4.5 \cdot 10^{-3}\mu\text{m}$, $A_{th}=2.4 \cdot 10^6\mu\text{m}$. A B és K értéke változatlan maradt. Látható, hogy azok a konstansok, amelyek az adhéziós/abráziós folyamatokkal vannak kapcsolatban, valamivel kisebbek a TiN bevonatos szerszámnál.

5.2. A termikusan aktivált kopási folyamatok aktiválási energiája.

A (7) képletek, valamint a 2. Függelékben a forgácsolási hőmérséklettel kapcsolatban összefoglalt adatok felhasználásával kiszámítható a komplex kopási folyamat látszólagos aktiválási energiája. Természetesen a hát- ill. kráterkopást külön kell vizsgálni. A 4.1.

fejezetben a keményfémszerszám hátkopásának mérésénél $B=65$ érték adódott. A Függelékben közölt adatok szerint az itt alkalmazott forgácsolási műveletnél $C_v=281.6^\circ\text{K}$, vagyis

$$Q=C_vRB=281.6 \times 8,314 \times 65=152.2 \text{ kJ/mol}$$

Cook szerint [69] szinterelt WC-Co karbid szerszámból a Co acélba kidiffundálásánál $Q=159 \pm 21 \text{ kJ/mol}$, komplex karbidokból $Q=134 \pm 2 \text{ kJ/mol}$. Az látható, hogy a szerszám degradálódása a forgácsolás közben olyan komplex folyamat, amely több reakció eredője, de ezek közül itt a kopás intenzitását meghatározó folyamat a Co diffundálása a szinterelt karbid struktúrából az acélba.

A 4.2. *fejezetben* Osman kráterkopás méréseinek kiértékelésénél $B=58.7$ érték adódott. Az általa alkalmazott technológiára vonatkozóan a 2. Függelék szerint $C_v=572.4^\circ\text{K}$ határozható meg, tehát az aktiválási energia

$$Q=C_vRB=572.4 \times 8.314 \times 58,7=279,3 \text{ kJ/mol}$$

Fridberg és Törndahl [58] szerint a Fe kristályrácsban történő $\text{Co} \rightarrow \alpha\text{-Fe}$ diffúzióánál $Q=235.5 \text{ kJ/mol}$, $\text{Co} \rightarrow \gamma\text{-Fe}$ diffúzió esetén $Q=284.3 \text{ kJ/mol}$. Az 5. ábra szerint a szerszám homloklapfelületén a rendezetlen ferrit- és perlit szemcsék erősen eldeformálódtak rétegei esetlegesen, felváltva érintkeznek a kialakuló kráter felületével. Ezeknek a rétegeknek az α vagy γ állapota a 4. ábra szerint alakul ki, mégpedig nagy valószínűséggel úgy, hogy az $\alpha \rightarrow \gamma$ átalakulás az adott hőmérsékleti viszonyok között csak részlegesen, a perlit rétegben következhet be. A kopáson alapuló számítás szerint az összetett jelenségben mégis a $\gamma\text{-Fe}$ fázis jelenléte dominál. Végeredményben tehát itt is a Co diffúziója vezérli a keményfém degradációs folyamatát, azonban más, kb. $250\text{-}300^\circ\text{C}$ -kal magasabb hőmérsékleti intervallumban, más mechanizmus révén.

Cook és Nayak, amint arra a bevezetőben már utalás történt [10], korábban arra a megállapításra jutott, hogy a kráterkopásnál tapasztalható aktiválási energia keményfém szerszámmal szénacélt megmunkálva kétszerese a hátkopásnál mérhetőnek. Az itt bemutatott számításoknál kisebb, $279.3/157.4 \approx 1.8$ faktor adódott. Ennek megítélésénél figyelembe kell azonban venni azt a körülményt, hogy a 4.1. fejezetben bemutatott kísérleteknél a szerszám P20, a 4.2. fejezetben tárgyaltnál viszont P10 minőségű keményfémszerszám alkalmazására került sor. A P10 keményfémnél mintegy 58%WC és 8%Co mellett a többi alkotó TiC, TaC ill. ezekből képződött vegyes karbidok, míg a P20 keményfémnél ezeknek a nagy hőállóságú, acélban nehezen oldódó karbidoknak a mennyisége kb. 10%-kal kisebb [70]. Ennek következtében a hőmérsékletérzékenységet is kifejező aktiválási energia a P10 keményfémnél várhatóan kisebbre adódik, mint P20 alkalmazásánál. Így az állapítható meg, hogy az itt bemutatott, a kísérletekből a kopásmodell felhasználásával kiszámított aktiválási energia értékek összhangban vannak az irodalomban fellelhető adatokkal.

Az 5.1. *fejezetben* bemutatott fogácsolási vizsgálatnál, ahol gyorsacél szerszámmal szénacél esztergálására került sor,

$$Q=C_vRB=273.9 \times 8,314 \times 102=232.3 \text{ kJ/mol}$$

Murch szerint [68] a kristályrácsban történő szemcsehatár öndiffúziónál γ -Fe esetében $Q=284.1\text{kJ/mol}$, α -Fe-nél $Q=180,5\text{ kJ/mol}$. Itt tehát az valószínűsíthető, hogy olyan összetett degradációs folyamat vezérli a szerszámkopást, amelyben mindkét részfolyamat jelen van.

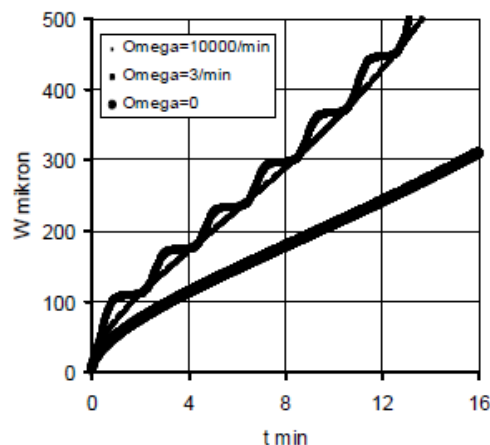
5.3. A szerszámrezgés hatása a szerszámkopásra.

A forgácsolósebesség gyors változása, a rezgés a technológusok réme. Ismeretes, hogy a munkadarab–gép–szerszám rugalmas rendszerben akár az élszak, akár a lamellás forgács képződése is rezgést okozhat [71, 72], amelynek következtében a szerszám a forgácsolósebesség irányában is periodikus mozgást végez. Igen erős, rezonancia közeli lengéseknél ez akár töréshez is vezethet, azonban olyankor is káros a rezgés a szerszámkopás szempontjából, ha törés nem következik be.

A komplex kopásegénylet alkalmas arra, hogy ezt az extrém kopási folyamatot is leírja. A rezgést kielégítően lehet modellezni a

$$v_c = v_{c0} + \Delta v_c \sin \omega t \quad (12)$$

függvénnyel, amelyben a Δv_c a rezgés következtében bekövetkező sebességingadozás maximuma. Itt most lamellás forgácsképződés van feltételezve, kvázi-stacionárius állapot, amikor $\Delta v = \text{konstans}$. Behelyettesítve ezt az 1. táblázat adataival már meghatározott kopásegényletbe, az eredményeket a 40. ábra szemlélteti. Az $\omega = 3\text{min}^{-1}$ körfrekvencia csak a folyamat jellegének érzékeltetésére szerepel az ábrán, realisabb az $\omega = 104\text{min}^{-1}$, a kopásgörbe akkor már folytonos vonalként látszik. Mégis, a rezgés miatt periodikusan változó sebességnél lényegesen nagyobb a kopás sebessége, gyorsabb a szerszám elhasználódása.



40. ábra. Kopásgörbe szinuszosan vibráló forgácsolósebességnél
 ($v_o = 160\text{m/min}$, $\Delta v = 150\text{m/min}$)

A gyorsan ingadozó forgácsolósebesség hatásának ez a modellezése csak kvalitatív módszernek tekinthető, ugyanis figyelmen kívül vannak hagyva a hőmérséklet tranzienst változásának speciális jellemzői. A 38. ábra csupán annak szemléltetésére szolgál, hogy egyrészt a komplex kopásegénylet ilyen technológiai körülmények között is használható, másrészt egyik lehetséges okát is megvilágítja a szerszámok élettartamánál tapasztalt szórásnak.

A validált új kopási modell fejlesztése két irányban folytatódik. Egyrészt a forgácsolási hőmérséklet $\theta = \theta(W)$ függvényét olyan FEM analízissel is meg kell határozni, amelynek helyességét közvetett módon, forgácsolási erőmérésekkel lehet ellenőrizni [73]. Másrészt a forgácsleválasztásnál egy nemlineáris dinamikai modell [71] és az új kopás modell összekapcsolásától az várható, hogy a súrlódás és a dinamikus forgácsképződés hatását is figyelembe lehet venni. A forgácstő bonyolult viszonyai között, amint azt Wang és Tsai bemutatták [74], a többi erőkomponenstől a kopással kapcsolatba hozható normál erő szabatosan nem különíthető mérésrel el. Arra van remény, hogy FEM módszerrel kombinált mérésekkel ez majd megtehető, és akkor az abrazív folyamat modellezésénél a felületi nyomást is figyelembe lehet venni.

6. Összefoglalás

A forgácsolószerszám-degradálódás szakirodalmának tanulmányozása és a kopási folyamatok optikai, elektronoptikai, valamint morfológiai vizsgálatai alapján arra a következtetésre lehetett jutni, hogy lehetséges egyetlen matematikai modellben leírni az abrazív, adhéziós és termikusan aktivált diffúziós, oxidációs folyamatokat. Ezek értelmezésénél részletes vizsgálat tárgya volt a szerszám felületén kialakuló hőmérsékletnek a szerszám-munkadarab érintkezésre ill. szerszám-forgács kapcsolódásra gyakorolt hatása, a szerszámon tapasztalt fémes és nemfémes anyagfelrakódások kialakulásának, a kopásra befolyásoló hatásuknak a vizsgálata. A kopás matematikai modellje egy nemlineáris autonóm differenciálegyenlet, amely a kráterkopásra és a hátkopásra specifikálva az összes részfolyamatnál figyelembe veszi a súrlódási út hosszát, valamint a szerszám felületén a hőmérséklet és kopás kölcsönhatását. A szerszámkopás differenciálegyenletének validálása a hátkopás esetében saját vizsgálatokkal, a kráterkopásnál Osman [66] méréseivel történt. A megmunkált acél mindkét esetben C45 szénacél, a szerszám pedig a hátkopás vizsgálatánál P20, a kráterkopásnál P10 volt. Mindkét vizsgálat eredményeire jól illeszkednek a modell egyenlet megoldásával kiszámított kopásgörbék. Minthogy az egyenletnél a technológiai paraméterekre semmilyen megkötés nincs, a kopásegyenlet konstansaihoz szükséges adatok akár üzemi gyártás közben a szerszámon végzett mérésekkel ill. adatgyűjtéssel is meghatározhatók. Ezek birtokában kiszámítható a kopási folyamat jellegét meghatározó folyamat aktiválási energiája, amelyre alkalmazási példaként szolgál a TiN bevonatos gyorsacél szerszámmal végzett kísérlet eredményeinek bemutatás. Az egyenlettel leírható a szerszám rezgésének káros, a kopást gyorsító hatása is.

Köszönetnyilvánítás

Köszönet illeti a megszűnt Vasipari Kutató Intézet Fémtani Osztály kutatóit, akik magas színvonalú vizsgálótechnikai jártasságukkal részesei voltak a bemutatott kutatásnak, anyagtudományi alapot adva a szerszámkopás matematikai modelljének kidolgozásához. A matematikai modell kidolgozására irányuló kutató munka a Miskolci Egyetem stratégiai kutatási területén működő Innovációs Gépészeti Tervezés és Technológiák Kiválósági Központ keretében, és az OTKA K 84177 jelű projekt részeként valósult meg.

Irodalom

[1] Schallbroch, H., H. Bethmann, Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit. 1950. Teubner Verlagsgesellschaft Leipzig.

- [2] Finnie, I, Review of the Metal-Cutting Analyses of the Past Hundred Years. Mechanical Engineering, 1956. Aug. 715-721.
- [3] Zorev, N.N., G.I.Granovskij, T.N. Loladze, I.P. Tretyakov, Razvitie nauki o rezanii metallov, Mashinostroenie, Moskow, 1967.
- [4] Sipos, Z., Investigation of cutting performance of coated HSS tools made in Hungary (Dr. Univ. Thesis), NME, Miskoc, 1986.
- [5] Opitz, H, G. Ostermann, M. Gappisch, Untersuchung der Ursachen des Werkzeugverschleisses. Westdeutscher Verlag Köln – Opladen 1961.
- [6] Shaw, M.C., S.O. Dirke, On the wear of cutting tools. Microtecnic 10 (4) (1956) 187.
- [7] Trigger, K.J., B.T. Chao, The mechanism of crater wear of cemented carbide tools, Trans ASME 78 (5) (1956) 1119.
- [8] Zhao, H., G.C. Barber, Q.Zou, A study of flank wear in ortogonal cutting with internal cooling, Wear 253 (2002) 957-962.
- [9] Takeyama, H., R. Murata, Basic Investigation of Tool Wear. Trans. of the ASME, Journ. of Engineering for Industry Febr. 1963. 33-38.
- [10] Cook, M.H., P.N. Nayak, The Thermal Mechanics of Tool Wear. Journal of Engineering Industry 1966. Febr. 93-100.
- [11] Koren, Y., Flank Wear Model of Cutting Tools Using Control Theory. Trans. of the ASME, Journ. of Engineering for Industry Vol. 100. Febr. 1978. 103-109.
- [12] Luo, X., K. Cheng, R. Holt, X. Liu, Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting. Wear, 259 (2005) 1235-1240.
- [13] Child, T.H.C., K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, Metal Cutting: Theory and Applications, Arnold, London, 2000. pp. 77.
- [14] Schmidt, C., P. Frank, H. Weule, J. Schmidt, Y.C.Yen, T. Altan, Tool wear prediction and verification in orthogonal cutting, in:Proceeding of Sixth CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Hamilton, Canada, May 20. 2003.
- [15] Attanasio, A., E. Ceretti, U. Umbrello, F. Micari, 3D finite element analysis of tool wear in machinig. CIRP Annals – Manufacturing Technology 57 (2008) 61-64.
- [16] Attanasio, A., E. Ceretti, A. Fiorentino, C. Cappellini, c. Giardini, Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools. Wear 269 (2010) 34-350.
- [17] Usui, E., T. Shirakashi, T. Kitagawa, Analytical prediction of three dimensional cutting process. Part 3: cutting temperatures and crater wear of carbide tool. Trans. ASME 100 (1978) 236-243.
- [18] Usui, E., T. Shirakashi, Analytical prediction of cutting tool wear, Wear 1000 (1984) 129.
- [19] Barlier, C., C. Lescalier, A. Morsian, Continuous Flank Wear Measurement of Turning Tools by Integrated Microthermocouple. Annals of the CIRP Vol. 46/1/1997 3538.
- [20] Wanigarathe, P.C., A.D. Kardekar, O.W. Dillon, G. Poulashon, I.S. Jawahir, Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its corelation with cutting temperature. Wear 259 (2005) 1215-1224.
- [21] Astakhov, V.P., Tribology of Metal Cutting. Tribology and Interface Engineering Series, No. 52. Elsevier 2006.
- [22] Astakhov, V.P., Effects of the cutting feed, depht of cut, and workpiece (bore) diameter on the tool wear rate. Int. J. Adv. Manuf. Technol 34 (2007) 631-640.

- [23] Poulashon, G., B.P. Bandyopdhyay, I.S. Jawahir, S. Pheulpin, E. Seguin, Wear behavior of VBN tools while turning various hardened steels. *Wear* 256 (2004) 302-310.
- [24] Yen, Y-C., J. Söhner, B. Lilly, T. Altan, Estimation of tool wear orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology* 146 (2004) 82-91.
- [25] Filice, L., F. Micari, L. Settineri, D. Umbrello, Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools. *Wear* 262 (2007) 545-554.
- [26] Pálmai Z., Egy lokális deformációval megvalósuló fémtechnológia matematikai modellezése. *Anyagok Világa*, XI. évf. No. 2. 2013. Október.
- [27] Pálmai Z. Tardy P., Verő B., Adaléka keményfém forgácsolószerszámok kráteres kopásának elméletéhez. *GÉP* 1972. No. 4. pp. 143-150.
- [28] Haussner, A., *Das Holben von Metallen*, Mitteilungen des Technische Gewerbe Museums in Wien. 1982. No. 2. pp.117.
- [29] Rosenhain, W., A.C. Sturney, Flow and Rupture of Metals During Cutting, *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers*, Part 1, 1925, pp. 141.
- [30] Rapatz, F., *Das Oberflächenaussehen bei der Spanabhebenden Bearbeitung Insbesondere beim Drehen*, *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Vol. 3. 1929-1930. pp.717.
- [31] Ernst, H., M. Martellotti, The Formation of the built-up edge. *ASME Mech. Engng.* **57** 1938. pp.478-498.
- [32] Shteinberg, J.S., *Ustranenie vibratsi, vozn ikayushchikh pri rezanii metallov na tokarnom*. USSR, Mashgiz, 1947.
- [33] Usui, E., K. Kikuchi, K. Koshi, The Theory of Plasticity Applied to Machining With Cut-Away Tools. *Journal of Engineering for Industry*. May, 1964. pp. 95-103.
- [34] Kullberg, G. Orthogonal cutting of ideal plastic, strain-hardened, strain-hardening or softening metals. *Chalmers Tekniska Högskola, Göteborg*, Nr. 46. (1964).
- [35] Nakayama, K., M.C. Shaw, R.C. Brewer, Relationship Between Cutting Forces, Temperatures, Built-up Edge and Surface Finish. *Annals of the C.I.R.P.* Vol. XIV. (1966) pp. 211-223.
- [36] Shaw, M.C. The assessment of machinability. *Machinability* 1965. Okt. pp. 1-9.
- [37] Blankenstein, B. Dynamische Schnittkraftmessungen beim Drehen. *Industrie Anzeiger* Jg. 91. No. 34 v 18.3, (1969) pp.553-556.
- [38] Childs, T.H.C, G.W. Rowe Physics in metal cutting. *Rep. Prog. Phys.* **36** (1973) pp.223-288.
- [39] Armarego, E.J.A., R.H. Brown, *The Machining of Metals*. Pentice-Hall, International Inc. London 1969.
- [40] Pekelharing, A.J., Built-Up Edge (BUE): Is the Mechanism Understand? *Annals of the CIRP*. Vol. 23/2 (1974) pp. 207-212.
- [41] Kazuaki Iwata, Kanji Ueda, Fundamental analysis of the mechanism of built-up edge formation based on direct scanning electron microscope observation. *Wear*, 60 (1980) pp.329-337.
- [42] Jeong-Du Kim, V.R. Marinov, Dong-Sik Kim, Built-up Edge analysis of ortogonal cutting by the visco-plastic finite-element method. *Journal of Materials Processing Technology* 71 (1997) pp. 367-372.
- [43] Fang, N., P. Dewhurst, Slip-line modeling of built-of edge formation in machining. *Int Journ Mechanical Sciences* 47 (2005) pp. 1079-1098.
- [44] Venkatesk, V.C., W. Xue, A study of the built-of edge in drilling with indexable coated

- carbide inserts. *Journ. of Materials Processing Technology* 58 (1996) pp. 379-384.
- [45] Arsecularatne, J.A., R.F. Focole, P. Mathew, Nose radius oblique tool: cutting force and built-up edge prediction. *Int. Journ. Mach. Tools and Manufacturing* 36 (1996) No. 5. pp. 585-595.
- [46] Carrileo, M.S., R. Bienvenido, J.M. Sánchez, M. Álvarez, A. Gonzales, M. Marcos, A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al-Cu alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2002) pp. 215-220.
- [47] Kundrák J., A.G. Mamalis, K. Gyáni, V. Bana, Surface layer microhardness changes with high-speed turning of hardened steels. *Int. J. Adv. Manuf. Technol* (2011) 53:105-112.
- [48] Opitz, H., W. König, W-D. Neumann, Einfluss verschiedener Schmelzen auf die Zerspanbarkeit von Gesenkschmiedstücken. Westdeutscher Verlag, Köln und Opladen 1964.
- [49] Wicher, A., Beitrag zur Erklerung der Bildung oxidischer Beläge auf Hartmetallwerkzeugen während der Zerspanung. Dissertation, Montanistische Hochschule Leoben 1965.
- [50] Pietikainen, J. The Effect of the Practical Machinig Parameters on the Formation of a Tool Wear Inhibiting Layer. *Acta Politechnica Scandinvica. Mech. Eng Ser. No. 55.*, Helsinki, 1975.
- [51] Pálmai, Z., The effect of deoxidation of steel on machinability *Wear*, 38 (1976) 1-16.
- [52] Pálmai, Z., The effect of a non-metallic deposit in decreasing the wear of TiN-coated high speed steel cutting tool. *Wear*, 95 (1984) 1-7.
- [53] Hu, Jianwen, Y. K. Chou, Characterization of cutting tool flank wear-land contact. *Wear* 263 (2007) 1454-1458.
- [54] Dawihl, W., Rix, W., *Zeitschrift Metallkunde* 34 (1942). 159-159.
- [55] Altenwerh, F., Abrieb und Phasengrenzflächenreaktion bei der Zerspanung an den Kontaktzonen und ihre Abhängigkeit von der Zusammensetzung und dem Gefügeufbau der Hartmetalllegierungen. Dr.-Ing. Dissertation T.H. Aachen 1959.
- [56] Schaller, E., Einfluss der Diffusion auf den Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung von Stahl. *Industrie Anzeiger* 87 (1965) No.9. 29. Jan.
- [57] Opitz, H., E. Schaller, Untersuchung der Ursachen des Werkzeugverschleisses. 1966. T.H. Aachen, Nr. 1572.
- [58] Fridberg, J., L-E. Törndahl, M. Hillert, Diffusion in iron, *Jernkontorets Annaler* Vol. 153. (1969) No. 6. 263-276.
- [59] Krishtal, M.A., Diffuzionnue processü v zeleznüh cplavah. Mashgiz, Moskou, 1963.
- [60] Lorentzon, J., N. Jävrstråt, Modelling the influence of carbides on tool wear. *Archives of Computational Materials Science and Surface Engineering*. 2009. Vol. 1. Issue 1. 29-37.
- [61] Usui, E., T. Shirakashi, Analytical prediction of cutting tool wear, *Wear* 1000 (1984) 129.
- [62] Poulachon, G., B.P. Bandyopdhyay, I.S. Jawahir, S. Pheulpin, E. Seguin, Wear behavior of VBN tools while turning various hardened steels. *Wear* 256 (2004) 302-310.
- [63] Dearnley, P.A., E.M. Trent, Wear mechanisms of coated carbide tools, *Metals Technology* Vol. 9. 1982. Febr. 60-75.
- [64] Lim, C.Y.H., S.C.Lim, K.S. Lee, Wear of TiC-coated carbide tools in dry turning. *Wear*, 225-229 (1999) 354-367.
- [65] Pálmai Z., Proposal for the new theoretical model of the cutting tool's flank wear. *Wear* 303 (2013) 437-445.

- [66] Osman, M.O.M, Crater Wear on Carbide Tools. *Manufacturing Research* March 1969. 67-71.
- [67] Pálmai Z., A new, physically defined function to describe the wear of cutting tools. *Wear*, 27 (1974) 251-258.
- [68] Murch, G.E., Ferrite and Austenite: Diffusion, Bulk and Interfacial. *Encyclopedia of Materials: Science and technology*. Elsevier 2001. pp. 3009-3012.
- [69] Cook, N.H., Tool Wear and Tool Life. *Trans. of the ASME, Journ. of Engineering for Industry* Nov. 1973. 931-938.
- [70] Pálmai Z., Dévényi M., Szőnyi G.: *Szerszáanyagok*. MVAE és Műszaki Kiadó, Budapest, 1991. pp. 196.
- [71] Pálmai, Z., G. Csernák, Chip formation as an oscillator during the turning process. *Journal of Sound and Vibration* 326 (2009) 809-820.
- [72] Pálmai Z. Csernák G. Effects of built-up edge-induced oscillations on chip formation during turning. *Journal of Sound and Vibration* 332 (2013) 2057-2069.
- [73] Farkas B.Zs., Takács M., Application of Different Material Models at FEM Analysis of Chip Removal Process. VIII: Hungarian Conference on Materials Science, Balatonkenese, 2011.10.9-11.
- [74] Wang, J., C.Z. Huang, W.G. Song, The effect of tool flank wear on the orthogonal cutting process and its practical implications. *Journal of Materials Processing Technology* 142 (2003) 338-346.
- [75] Küsters, K.J., *Temperaturen im Schneidkeil spanender Werkzeuge*, Dissertation, Aachen, 1956.
- [76] Lowack, H., *Temperaturen an Hartmetall Drehwerkzeugen bei der Stahlzerspanung*. Dissertation, Aachen 1967.
- [77] Chao, B.T., H.L. Li, K.j. Trigger, An Experimental Investigation of Temperature Distribution at Tool-Flank Surface. *Trans. of the ASME* Nov. 1971. 496-504.
- [78] Pálmai, Z., Cutting temperature in intermittent cutting, *Int. J. Mach. Tools Manufact.* Vol. 27. No. 2 1987. 261-274.
- [79] Pálmai, Z. Cutting temperature in intermittent cutting, *BUTE Periodica Politechnica*, Vol. 31. No.1. 1987. 61-78.
- [80] Oxley, P.L.B., Eine theoretische Näherungsmethode zur Bewertung der maschinellen Bearbeitbarkeit. V. Teil. *Fertigung* 5/1974 159-167.
- [81] Smart, E.F., E.M. Trent, Temperature distribution in tools used for cutting iron, titanium and nickel. University of Birmingham, *Int. Journ. Prod. Res.* 1975. Vol. 13. No. 3. 265-290.
- [82] Davies, M.A., Q. Cao, A.L. Cooke, R. Investor, On the measurement and prediction of temperature fields in machining AISI 1045 steel. *Annals of the C.I.R.P.*, 52 (2003). 52/1:77-80.
- [83] Colwell, L.V., Cutting Temperature Versus Tool Wear. *Annals of the C.I.R.P.* Vol. 24/1 1975. 73-76.
- [84] Rubenstein, C. An Analysis of Tool Life Based on Flank-Face Wear. *Journ. of Engineering for Industry* 1976 221-232.
- [85] Park, J.-J., A G. Ulsoy, On-line Flank Wear Estimation Using an Adaptive Observer and Computer Vision, *Transact. of the ASME Journ. of Engineering for Industry* Vol. 115. 1993 30-43.
- [86] Luo, X., K. Cheng, R. Holt, X. Liu, Modeling flank wear of carbide tool insert in metal

cutting. *Wear*, 259 (2005) 1235-1240.

[87] Barlier, C., C. Lescalier, A. Mosian, Continuous Flank Wear Measurement of Turning Tools by Integrated Microthermocouple. *Annals of the CIRP*. Vol. 46/1/1997. 35-38.

[88] J. Kodácsy, V. Molnár: Investigation of Cutting Temperatures Relation to the Tool Wear. *Annals of Faculty Engineering Hunedoara – International Journal of Engineering*, Temesvár, 2011/2 (ISSN 1584-2665). pp.: 169-172.

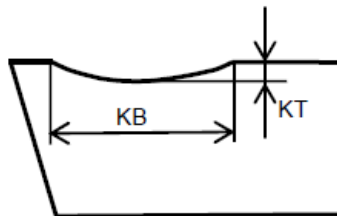
Függelék

1. A szerszámkopás geometriai jellemzői.

A szerszám homloklapján kialakuló u.n. kráterkopás két fő méretét az F1. ábra mutatja. Tapasztalat szerint a KB kráter szélesség jó közelítéssel a KT krátermélység lineáris függvényeként kezelhető, azaz

$$KB \approx KB_0 + C_{KB}KT, \text{ (F1/1)}$$

ahol KB_0 és C_{KB} konstans. Pl. C45 minőségű acélnál $KB_0 = 1224 \mu\text{m}$, $C_{KB} = 3.36$, ha $[KT] = \mu\text{m}$ ($R^2 = 0.9363$).



F1. ábra. A kráterkopás jellemzői.

Kopásvizsgálatnál a szerszám elvesztett tömegét célszerű meghatározni, amelynek térfogata jó közelítéssel

$$V \cong \frac{2}{3} KB \cdot KT \cdot b \quad \text{(F1/2)}$$

ahol b a leválasztott réteg szélessége. Ezzel a szerszám homloklapján a térfogat kopássebesség

$$\frac{dV}{dt} = \frac{2b}{3} (KB_0 + 2C_{KB}KT) \frac{dKT}{dt} \quad \text{(F1/3)}$$

A kráterkopást a homloklapon elhaladó forgács idézi elő, amelynek sebessége – az u.n. keménységtergálás egyes eseteit és a hiper nagy sebességű forgácsolást leszámítva – általában

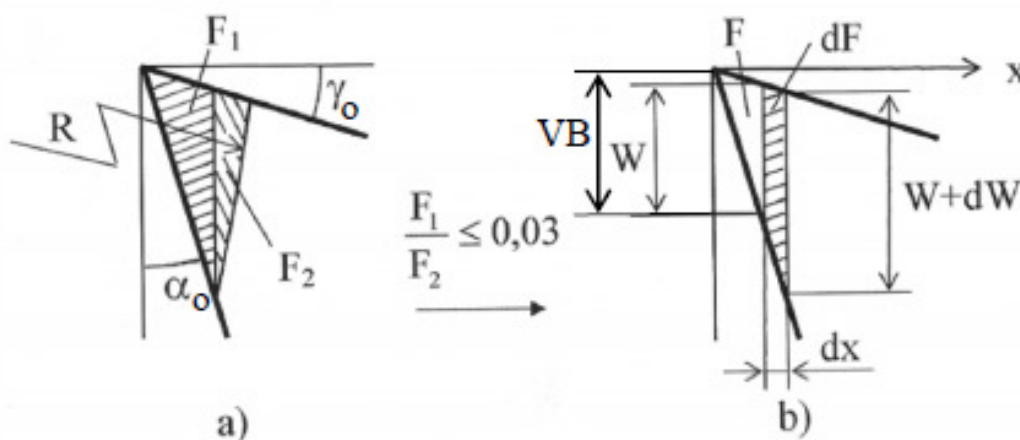
kisebb a forgácsolósebességnél, minthogy a forgács zömül, vagyis a h_{forg} forgácsvastagság nagyobb a leválasztott réteg h vastagságánál (3. ábra). Ezt a ξ forgácslalkvátozási tényező fejezi ki, amely függ a v forgácsolósebességtől

$$\xi(v) = \frac{h_{\text{forg}}}{h} = \frac{v}{v_{\text{forg}}} \quad (\text{F1/2})$$

Könnyen reprodukálható gyakorlati megfigyelés, hogy növekvő sebesség esetén ez a tényező aszimptotikusan tart egy ξ_0 értékhez, azaz $\xi \rightarrow \xi_0$. Így az (F1/2) képletben leírt v - v_{forg} kapcsolatra használható a

$$\xi(v) \cong \xi_0 + C_f \exp - \alpha v \quad (\text{F1/3})$$

empirikus függvény, amelyben a ξ_0 , C_f és ξ konstansok igen egyszerű forgácsolási mérésekkel meghatározhatók.



F2 ábra. A hátkopás geometriai jellemzői.

Az 1/b) képen látható hátkopásnál a W méretet lehet megmérni, holott az ép szerszám eredeti kontúrához képest a valóságos kopást az F2. ábra szerint a VB méret mutatja. Minthogy a hátkopás vizsgálatánál is a szerszám elvesztett tömegét célszerű meghatározni, a megmunkált darab D átmérője is befolyásolja a viszonyokat. Az F2. ábra szerint a ténylegesen lekopott anyag térfogata $V = (F_1 + F_2)b$. Az F_2 szelvény a munkadarab átmérőjétől és a szerszám élének elhelyezési szögétől függ, bár általában figyelmen kívül szokták hagyni. Mi is ezt tesszük, azzal a megszorítással, hogy az F_2 arányát F_1 -hoz viszonyítva a forgácsolási vizsgálatainknál max 3%-ra korlátoztuk. A kopás geometriai viszonyait ezzel az egyszerűsítéssel az F2/b. ábra szemlélteti. Az x irányú kopás és a szerszámon mérhető W hátkopás kapcsolata

$$W = (ctg\alpha - tg\gamma)x, \quad (F1/4)$$

a dt idő alatt lekopott dV térfogat pedig

$$dV = b(ctg\alpha - tg\gamma) x dx = \frac{b}{ctg\alpha - tg\gamma} W dW, \quad (F1/5)$$

vagyis a szerszám hátlapján a térfogatos kopássebesség

$$\frac{dV}{dt} = \frac{b}{ctg\alpha - tg\gamma} W \frac{dW}{dt} \quad (F1/6)$$

2. Hőmérséklet a szerszámfelületen

A termikusan aktivált folyamatok a szerszám kopására a tapasztalat szerint nagy hatással vannak, ezért fontos a forgácsolási hőmérséklet és a kopás kapcsolatának feltárása. Az nyilvánvaló, hogy a növekvő hőmérséklet a kopás sebességét növeli, tehát itt olyan belső visszacsatolással van dolgunk, amelyet célszerű figyelembe venni. Szerencsére ebben a vonatkozásban sok mérési eredmény ismeretes. Sokan vizsgálták egyrészt a szerszámon kialakuló hőmérsékletet, másrészt tanulmányozták a kopás hőmérsékletet növelő hatását is. A szerszám felületén kialakuló hőmérséklet már sok évvel ezelőtt is beható vizsgálat tárgya volt [1, 2]. A mérési eredményeket a

$$\theta = C_v v^x \quad (F2/1)$$

empirikus képletben szokás összefoglalni, ahol C_v és x konstans.

A forgácsoláselemélet rengeteg mérési eredményt ismer, különösen Küsters [75], Lowack [76], Chao, Li és Trigger [77] kutatásai óta. Pálmai 13 kutató mérési eredményeinek összesítése alapján arra a megállapításra jutott [78], hogy a forgácsolási hőmérséklet (F2/1) empirikus képletében az x exponens szigorúan véve nem konstans, ezért a θ - v függvény-kapcsolat a

$$\theta = C'_v \exp\left(-\frac{\alpha}{v^\beta}\right) \quad (F2/2)$$

egyenlettel jobban leírható. Ez azonban a konkrét számításoknál már meglehetősen bonyolult lenne, ezért célszerű és megengedhető az (F2/1) képletnél maradni. Viszont ebben az esetben érdemes a gépgyártásban hagyományosan használt különböző szerszáanyagok, mint pl. a gyorsacél és a keményfém szerszámok szokásos sebességtartományában az x értékét differenciáltnan megadni [79].

Küsters a szerszámon a forgácsolási hőmérséklet olyan felületi eloszlását mutatta be, amelyről az olvasható le, hogy a hátlapon mintegy 220-280 0C-al alacsonyabb a hőmérséklet, mint a homloklapon. A szerszámon átlagosan mért θ_{tool} forgácsolási hőmérséklet és a szerszám hátlapján (θ_{flank}) kialakuló hőmérséklet kapcsolatára vonatkozóan Oxley [80] viszont arra a

megállapításra jutott, hogy $\theta_{\text{flank}} = 0.89(\theta_{\text{tool}} - 0\text{K})$. Érdekes Smart és Trent [81] azon megállapítása is, hogy a kopott homloklapon és hátlapon azonos hőmérséklet alakul ki. Davies és trsai [82] mérték valamint FEM számításokkal határozták meg a szerszámon kialakuló hőmérsékletmezőt, és C45 acél simító forgácsolásánál 250oC különbséget állapítottak meg.

Lowack u.n. egykéses termoelemes módszerrel (amelynél a termopár a szerszámcsúcs és a munkadarab) keményfém szerszámon részletesen tanulmányozta a különböző technológiai paraméterek hőmérsékletre gyakorolt hatását, a hőmérséklet eloszlását a szerszám forgáccsal és a munkadarabbal érintkező felületén.

Ismerve azt a tényt, hogy a forgácsolás folyamata meglehetősen bonyolult, és számos konkrét körülménynek erős hatása lehet, a tapasztalt eltérések nem meglepőek. Itt nyilvánvalóan kompromisszumos megoldással kell megelégedni, ha nincs mód közvetlenül a hőmérsékletet mérni. A magunk részéről Lowack eredményeinél maradtunk, és azt a közelítő feltételezést alkalmaztuk, hogy $\theta_{\text{flank}} \approx \theta_{\text{face}} - 273\text{K}$, azaz a hátlap hőmérséklete az abszolút skálán megadva megközelítően azonos a homloklapon kialakuló hőmérséklet Celsius értékével. A homlokszög hatását kifejező exponens kiszámításakor az esetleges negatív értékek törtekitevős hatványozási problémájának elkerülése céljából egy „természetes homlokszög”-nek nevezhető γ változót vezettünk be. Azzal a feltételezéssel éltünk, hogy $\gamma = +90^\circ$ esetében lenne a homlokszög a hőmérsékletre teljesen hatástalan. Ez az F2. ábra szerint azt jelentené, hogy a szerszám mindössze egy penge, amely az anyagot hasítja. Definíció szerint ekkor

$$\gamma = 90^\circ - \gamma \quad (\text{F2/3})$$

ahol γ a szokványos, az F2. ábrán látható homlokszög.

Lowack részletesen publikált mérési eredményei alapján szénacéloknak keményfém szerszámokkal végzett forgácsolása esetére az (F2/1) képlet kibővítésével $\Theta = C_v v^x \Phi(f, a, \gamma, HV)$ képletet határoztuk meg, ahol a $\Phi = \Phi(f, a, \gamma, HV)$ függvény a többi forgácsolási paraméter hatását írja le:

$$\Phi \cong \phi^{0.16} \alpha^{0.055} \gamma^{0.25} H_S^{0.13} \quad (\text{F2/4})$$

Ezzel a szerszám homloklapján kialakuló hőmérséklet

$$\Theta = C\Theta \Phi^{0.27} \quad (^\circ\text{C}) \quad (\text{F2/5})$$

és itt $C\Theta = 55.5^\circ\text{C}$, illetve abszolút hőmérsékletre átvérve $C\Theta = 72.6^\circ\text{K}$.

Davies és tsai [82], Usui és Shirakashi [18] eredményei is alátámasztják az általunk választott közelítő megoldást.

Amint arra utalás történt, a v forgácsolósebesség x kitevője is sebességfüggő [79], amelyet az x értékének differenciált megválasztásával lehet figyelembe venni. Gyorsacélnál ez $x = 0.33$, keményfémnél $x = 0.2$ érték alkalmazásával oldható meg, amely természetesen a C_v konstans megváltozását is maga után vonja: gyorsacélnál $C\Theta = 55.80\text{K}$, keményfémnél $C\Theta = 98.7^\circ\text{K}$.

Colwell [83] a hátlapi hőmérséklet és a kopás kétirányú kapcsolatára mutatott rá, Rubenstein [84] pedig a forgácsolási hőmérsékletet befolyásoló tényezőket, így a hátkopást is hatványfüggvényben foglalta össze. Park és Ulsoy [85] konkrét adatokat is közölt, szerintük a hátlapon a hőmérséklet a hátkopás 1.45-ik hatványával arányosan növekszik. Cook [69] a hőmérséklet–kopás függvényt lineárisnak tekintette, és ausztenites acél simító megmunkálásánál 0.1 mm hátkopáshoz 380C hőmérsékletemelkedést adott meg. Lowack Cacélnál 330°C értéket kapott. Luo és tsai [86] azt a $\Delta\Theta$ növekményt, amely a szerszám

hátlapján a kopás hatására alakul ki, szintén arányosnak tekintették a kopással. Barlier és tsai [87] szintén ilyen megállapítást tettek, méréseik szerint a kopás hatására a hátlapon a hőmérséklet lineárisan növekedik, $\Delta\Theta/\Delta\zeta B=0.3^\circ\text{K}/\mu\text{m}$. Kodácsy és társa [88] ötvözött acélnál végzett mérései alapján $C_w\approx 1.2^\circ\text{K}/\mu\text{m}$. A hátlapon a kopás és hőmérséklet között a közelítő lineáris összefüggést fogadtuk el, és az acél forgácsolásakor az ellenőrző számításoknál $C_w\approx 0.6 \text{ K}/\mu\text{m}$ közepes értéket alkalmazunk, amely a későbbiek folyamán mérések és FEM módszer kombinálásával pontosítható lesz. Azzal a feltételezéssel élünk tehát, hogy a szerszámon kialakuló forgácsolási hőmérséklet a kopás lineáris függvénye. Az (F2/1) kibővítésével

$$\theta \cong C_v v^x + C_w W = C_v (v^x + KW) \quad (\text{F2/6})$$

ahol $K=C_w/C_v$.