

Szemelvények kohászatunk múltjából

Csabar (németül Tschuber)

Horvátország krajnai határán, a Csabranka patak forrásvidékén létesült a Szent Korona országainak első nagyolvasztója. A csabari vasművet gróf Zrínyi Péter valószínűleg 1651-ben alapította, vállalkozása kifejezetten az itáliai piacra orientált volt: a termékeket a Zrínyi-birtokhoz tartozó Buccari kikötőjén keresztül exportálták. Ez a vasgyár tehát nem csak technika-, hanem gazdaságtörténeti szempontból is figyelemre méltó.

Amikor 1671-ben Zrínyi Pétert a Wesselényi-összeesküvésben való részvétele miatt fej- és jószágvesztésre ítélték, a vasmű a magyar kamara

kezére került, és ez 1692-ben átadta a belső-ausztriai kamarának. A csabari vasgyár eddig terjedő időszakára vonatkozóan részletes leltárak és termelési adatok maradtak fenn. A létesítmények a patak mentén 700 m hosszsan helyezkedtek el. A folyásiránnyal szemben haladva, az első volt a nagyolvasztó, amelynek csak 1783. évi méretei maradtak meg: az akna magassága 2,74 m, a szénpoha átmérője 1,26 m volt. A kohó mellett létesült az ércelőkészítő mű. A nagyolvasztótól 250 m-re helyezkedtek el a frissítőkemencék és a durvakalapácsok. Ezeket követték a nyújtó- és szöghámorok. A szögygyár a kor legnagyobb hasonló üzemei közé tartozott, 45 kalapács működött benne. A patak forrása közelében állt a bucakemence, a gyártott vasbuca átlagos tömege 1673-ban 9 bécsi mázsá volt; 1755-ben a kemencét megnagyobbították, hogy 15 mázsás bucat is gyárthassanak.

A bucakemence egész éven át többé-kevésbé folyamatosan dolgozott, évente mintegy 1800 mázsá vasat termelt. A nagyolvasztót csak minden második évben fűtötték fel, és mindössze 6–8 hónapig üzemelt, a napi nyersvastermelés 20–28 mázsá volt. Ez a munkamenet azért alakult ki, mert a frissítőmű kapacitása a nagyolvasztóéhoz viszonyítva kicsi volt, így a kohó teljesítőképességének a felét sem tudták kihasználni.

A gyártott termékek 60%-át a rudak, laposacélok, közel 40%-át a szögek tették ki, a vasöntvények (ágyúgolyó, kis ágyú) az 1%-ot sem érték el. Az árut öszvérháton szállították hegyeken át a több mint 60 km-re fekvő Buccariba.

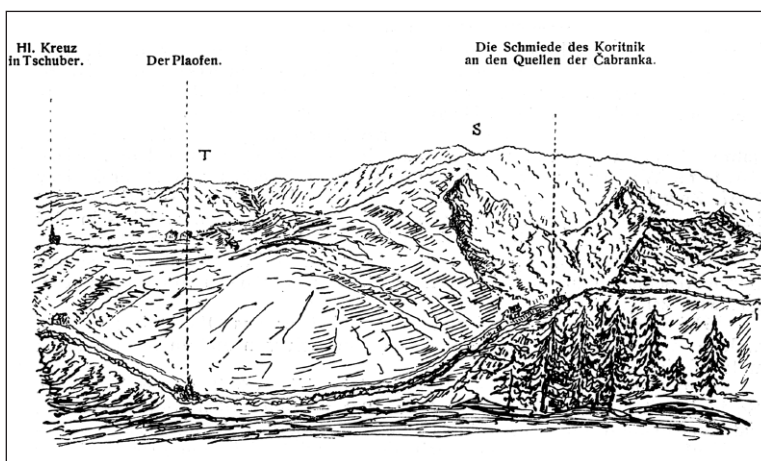
A csabari vasmű, amikor a magyar kamarához került, 34% nyereséggel termelt. A kiadások 29%-át a faszén, 7%-át az érc, 15%-át a szállítás költsége, 43%-át a bérek tették ki (a munkások száma 160 volt). Az idő múltával azonban a gyár gazdaságossága egyre csökkent, 1740-ben már veszteségesként említik. Ennek oka az érc minőségének romlása, a munkafegyelem lazulása, a piaci helyzet kedvezőtlen alakulása és mindezek következtében a termelés csökkenése volt. Ilyen körülmények között nem jutott pénz a felújításra, és a vasművet eladni sem sikerült, ezért 1785-ben működését megszüntették. Néhány megmaradt hámorépületben magánosok még a 19. sz. végén is folytattak jelentéktelen ipari tevékenységet (1. ábra).

Horvátországban a 18. sz. vége felé több helyütt (Bregana, Csernilug, Merzlavodica) működött rövid ideig bucakemence. A 19. sz. közepén egy bécsi nagykereskedő Rudén nagyolvasztót épített, de csak 1863-ig üzemeltette. A Zsirovac patak völgyében két nagyolvasztót is telepítettek. Tergovén a stájerországi J. Steinauer 1840 körül létesített egy nagyolvasztót és hámort, évente 900 t nyersvasat gyártott. Később a Krajnai Ipartársasághoz tartozott, a századfordulón már nem működött. A másikat Beslinacon From Alajos építette fel, a 20. sz. elején a Horvátországi Kohók, Bányák és Erdők Rt. tulajdonába került, évi termelése 1800 t volt. Ugyancsak a Krajnai Ipartársasághoz tartozott a Topuszkó melletti Petrovaporán 1861-ben üzembe helyezett, 2000 t/év teljesítményű kohó, ezt a Ganz-gyár 1887-től bérelte, 1898-ban pedig megvásárolta.

Források:

Kiszely Gy. – Rempert Z.: Zrínyi Péter csabari vasgyára a 17–18. században. BKL Kohászat, 1987. 11. sz.
Müllner, A.: Geschichte des Eisens in Krain, Görz und Istrien von der Urzeit bis zum Anfrage des XIX. Jahrhunderts. Wien–Leipzig, 1909.

Edvi Illés A. (szerk.): A magyar korona országainak gyáripara az 1906. évben. II. k. 1. r. Vasipar. Bp., 1911.



■ 1. ábra. A csabari vasmű maradványai a 19. sz. végén. (Hl Kreuz – Csabar község, Plaofen – nagyolvasztó, Die Schmiede – szöghámorok, T – e hegy túloldalán bányászták az ércet, S – a Buccariba vezető út hágója)



KAPTAY GYÖRGY

Határfelületi jelenségek a fémesanyaggyártásban. 5. rész

A határfelületi szétterítő erő

Összefoglalás

A cikksorozat 5. részében a Szerző levezeti a határfelületi szétterítő erő (= Marangoni-erő) képletét. Egymással nem elegyedő folyadékok esetén a Marangoni-erő a kisebb felületi feszültségű és a másikat tökéletesen nedvesítő folyadékot húzza rá a vele nem elegyedő, nagyobb felületi feszültségű folyadéokra. A Marangoni-erő extrapolálható arra az esetre is, amikor felületi hőmérséklet- vagy koncentráció-gradiens fellépte miatt a felület mentén felületifeszültség-gradiens alakul ki – ekkor a felületen olyan áramlás indul el, ami a kisebb felületi energiájú réteggel cseréli le a nagyobb felületi energiájú részt. A gyakorlatban ez az erő lézeres átolvasztásnál, ívhegesztésnél, illetve szerkezeti kerámiák salak/gáz, vagy salak/fémolvadék határfelületen fellépő korróziójában/eróziójában fontos.

Interfacial phenomena in metallic materials technologies. Part 5

The interfacial spreading force

Abstract

In the fifth part of this series of papers the equation for the interfacial spreading force (= the Marangoni force) is derived. In case of immiscible metals this force drives the liquid of smaller surface tension perfectly wetting the other liquid on the surface of the liquid of higher surface tension. The Marangoni force can be extrapolated to the case of a liquid/gas interface, when the temperature- or concentration gradient along the surface induces the appearance of the surface tension gradient. In this case the Marangoni force drives the surface layer of smaller surface tension to replace the surface layer of a higher surface tension. The importance of the Marangoni force is discussed in laser melting, arc welding and corrosion/erosion of ceramics at slag/gas and liquid metal / slag interfaces.

1. Bevezetés

A cikksorozat első részében [1] megadtuk a határfelületi erők fogalmát és összesen 8 határfelületi erő típust definiáltunk, melyek mind a természetben, mind a kohászatban (azaz a fémesanyaggyártó technológiákban) fellépnek. A cikksorozat második részében a határfelületi összehúzó erőről és a fűvókákról leszakadó, illetve folyadékokban emelkedő buborékok méretéről volt szó [2]. A cikksorozat harmadik részében a görbület indukálta határfelületi erőt, és az innen származtatható Laplace-nyomást tárgyaltuk, különös tekintettel az innen származtatott Kelvin egyenletre és annak furcsa kapcsolatára a Gibbs-féle termodinamikával [3]. A cikksorozat

negyedik részében a határfelületi gradiens erőt tárgyaltuk, ami képes diszpergált fázisokat (cseppeket, buborékokat) mozgatni a folyékony mátrixban lévő hőmérséklet- és/vagy koncentráció-gradiens hatására [4].

Hasonlóan az előző részhez, most is a hőmérséklet-, illetve az összetétel-gradiens által létrehozott felületifeszültség-gradiens által indukált határfelületi erővel foglalkozunk. Azonban az előző résztől eltérően nem egy fluidum (folyadék vagy gáz) fázisban diszpergált cseppekre / buborékokra ható erővel fogunk foglalkozni, hanem a folyadékfelszínnel párhuzamosan ható erővel, ami a felületi réteget képes mozgatni. Ezt a jelenséget először Thomson [5], majd tőle függetlenül Marangoni [6] írták le, a jelenség („Marangoni-áramlás”) és az azt előidéző „Marangoni-erő” az utóbbiról kapta a nevét. Ez a jelenség viszonylag jól dokumentált az irodalomban [7-11]. Ez a cikk erről az erőről szól, és arról, hogy ez az erő milyen szerepet játszik a fémesanyaggyártásban.

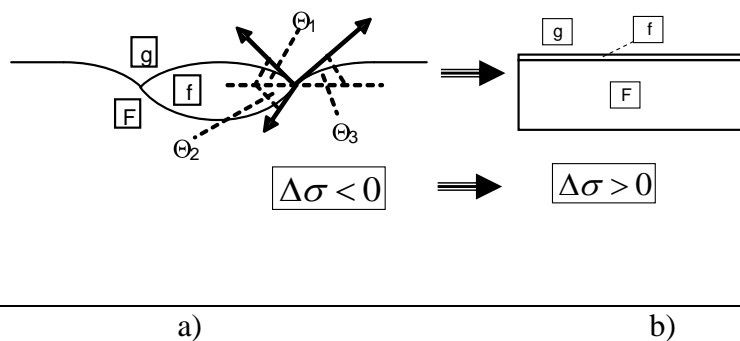
2. A határfelületi szétterítő erő levezetése

2.1. A szétterítés hajtóereje

Egy kis mennyiségű folyadék (f) két lehetséges alakját vele nem elegyedő, relatíve nagy mennyiségű folyadék (F) felületén az 1. ábrán mutatjuk be. Az 1a ábrán látható peremszögek közötti kapcsolatot a cikksorozat második részében, a (10-11) egyenletekkel írtuk le [2], amiből az következik, hogy a folyadékcsepp akkor alkot vékony, sík réteget a másik folyadék felületén (1b ábra), ha a következő egyenlettel definiált $\Delta\sigma$ mennyiség értéke pozitív:

$$\Delta\sigma \equiv \sigma_{Fg} - \sigma_{Ff} - \sigma_{fg} \quad (1)$$

ahol σ_{Fg} és σ_{fg} az F és f folyadékok felületi feszültsége, míg σ_{Ff} a két folyadék közötti határfelületi energia (mindegyik mértékegysége J/m^2). Ha tehát teljesül a $\Delta\sigma > 0$ feltétel, akkor az F folyadék felületére cseppentett f folyadék spontán szétterül, ahhoz hasonlóan, ahogy egy olajcsepp általában szétterül a víz felületén, vagy ahogy egy sóolvadékcsepp általában szétterül az Al-olvadék felületén, vagy ahogy egy salakcsepp általában szétterül az acéolvadékok felületén. A következő alfejezetben ennek a szétterítő erőnek az egyenletét fogjuk levezetni.



1. ábra. Kis mennyiségű folyadék (f) nagy mennyiségű, vele nem elegyedő másik folyadék (F) felületén csepp (1a ábra) és vékony réteg (1b ábra) formájában.

2.2. A határfelületi szétterítő erő nem elegyedő folyadékok esetén

A 2. ábrán mutatjuk be az F folyadékot részben fedő f folyadékhártyát, amit x irányban a határfelületi szétterítő erő ($F_{fg,x}^{ter}$) terít szét az F folyadék felületén. Az erő képletének levezetéséhez először írjuk fel egy α fázisra, x irányban ható határfelületi erő általános egyenletét (lásd (3) egyenlet [1], illetve [12-13]):

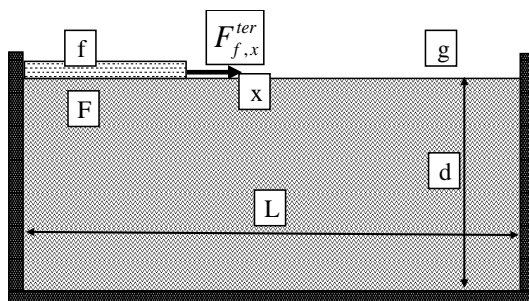
$$F_{\alpha,x} = -\sum_{i,j} A_{ij}(x) \cdot \frac{d\sigma_{ij}(x)}{dx} - \sum_{i,j} \sigma_{ij}(x) \cdot \frac{dA_{ij}(x)}{dx} \quad (2)$$

ahol $A_{ij}(x)$ az i és j fázisok közötti határfelület x -függő alapterülete (m^2), míg $\sigma_{ij}(x)$ az i és j fázisok közötti határfelület x -függő határfelületi energiája (J/m^2). Feltételezzük, hogy a folyamat során az (1) egyenletben lévő mindhárom határfelületi energia anyag-konstansként viselkedik, ezzel a (2) egyenlet első tagja zérussá válik. A 2. ábrán három fázis van jelen (F , f és g), ezért a (2) egyenlet második tagjának összegzése három tagot jelent:

$$F_{f,x}^{ter} = -\sigma_{Fg} \cdot \frac{dA_{Fg}}{dx} - \sigma_{fg} \cdot \frac{dA_{fg}}{dx} - \sigma_{Ff} \cdot \frac{dA_{Ff}}{dx} \quad (3)$$

ahol $F_{f,x}^{ter}$ az f fázisra x irányba ható „ter” = határfelületi „szétterítő” erő (lásd 2. ábra), ahol az x távolságot (m) a tégely bal belső szélétől mérjük. Az egyes határfelületek képletei a 2. ábrával összhangban: $A_{Ff} = A_{fg} = x \cdot w$ és $A_{Fg} = (L - x) \cdot w$, ahol w a tégely belső vastagsága (m) a 2. ábra síkjára merőlegesen mérve, L pedig a tégely belső hossza (m). Behelyettesítve ezt a két egyenletet a (3) egyenletbe, elvégezve a deriválásokat és figyelembe véve az (1) egyenletet, a következő egyenlethez jutunk:

$$F_{f,x}^{ter} = w \cdot \Delta\sigma \quad (4)$$



2. ábra. A határfelületi szétterítő erő értelmezéséhez, az egymásban nem elegyedő folyadékok (F és f) esetén

Amennyiben teljesül a 2.1 alfejezetben megadott $\Delta\sigma > 0$ feltétel, a (4) egyenlettel leírt határfelületi szétterítő erő mindig pozitív értékű lesz, azaz iránya megegyezik a 2. ábrán bemutatottal. Eszerint ez az erő valóban szétteríti az f folyadékot az F folyadék felületén. Ennek a szétterítésnek vagy a tégely felületének végessége, vagy az f folyadék anyagmennyiségének a végessége szabhat határt. Ez utóbbi azonban csak akkor, ha az f folyadékot az egyatomos (vagy egy-molekuláris) réteghez képest is jobban szét akarnánk húzni, hiszen ez az f folyadék atomjai / molekulái közötti szakadáshoz vezetne. Az f folyadék a következő moláris felület lefedésére képes (ω_f , m^2/mol):

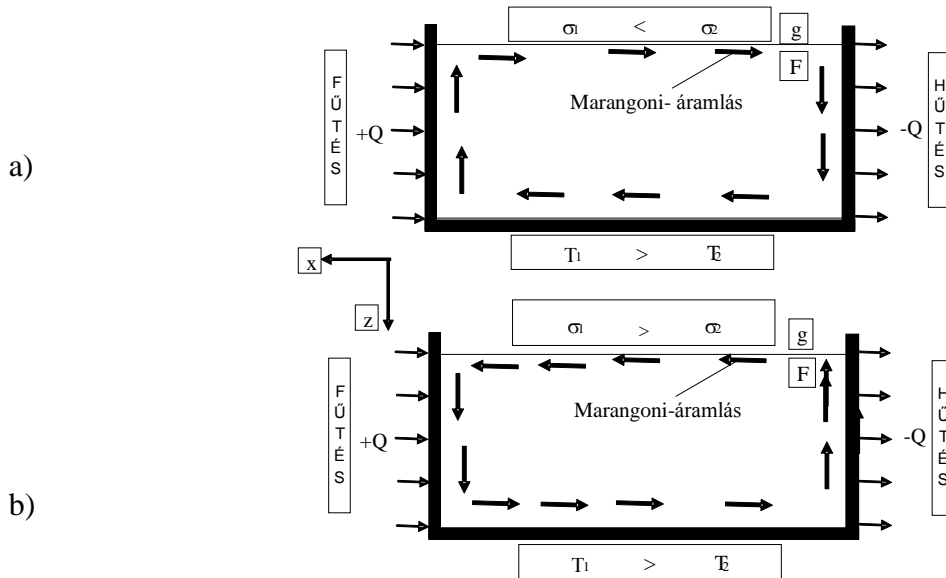
$$\omega_f \cong V_f^{2/3} \cdot N_{Av}^{1/3} \quad (5)$$

ahol V_f az f folyadék moláris térfogata (m^3/mol), $N_{Av} = 6.02 \cdot 10^{23}$ 1/mol pedig az Avogadro-szám. A só- és salakolvadékok jellemző moláris térfogata $30 \text{ cm}^3/\text{mol}$ körüli, ezért a moláris felület jellemző értéke az (5) egyenletből $\omega_f \cong 8.1 \cdot 10^4 \text{ m}^2/\text{mol}$. Azaz 1 mol $\cong 58,5 \text{ g NaCl}$ olvadék kb. 81.000 m^2 Al-olvadék felületet képes vékony rétegben befedni. Az olajok közel ugyanennyire hatékonyak a víz felszínén, ebből következik, hogy hatalmas óceánfelületet képes lefedni egy tankerhajóból kiszabaduló több száz tonna olaj. Marangoni híres kísérletében egyébként azt mérte le, hogy egy olajfolt egy tó közepéről mennyi idő alatt ér ki a tó szélére. Ehhez azért volt szüksége egy teljes tóra, mert a folyamat olyan gyors, hogy egy vödörben a XIX. századi mérés technikával nem kapott érzékelhető / mérhető eredményt. Ez számunkra, kohászok számára azt jelenti, hogy ha akár kis mennyiségű só- vagy salakolvadék van a kemencében, az „pillanatok alatt” befedi a rendelkezésére álló teljes fémolvadék-felületet.

2.3. A határfelületi szétterítő erő oldatban lévő felületi réteg esetén

Most terjesszük ki a (4) egyenlettel leírt határfelületi szétterítő erő hatását olyan esetre, amikor ugyancsak egy folyadékfázisunk van, de annak folyadék/gáz felülete mentén felületifeszültség-gradiens alakul ki. Ilyen esetet mutatunk be a 3. ábrán, ahol a felületifeszültség-gradienst a felületi hőmérséklet-gradiens (dT/dx , K/m) hozza létre, amit oly módon tartunk állandósult állapotban, hogy egy tégely bal oldalát fűtjük, jobb oldalát pedig hűtjük. Mint a 3. ábrán látjuk, az x vektor irányát jobbról balra választottuk ki, így a hőmérséklet-gradiens vektora pozitív értékre adódik. A természet most is energiaminimumra törekszik. Ezt a 3. ábra által támasztott peremfeltételek mellett úgy oldja meg, hogy a kisebb felületi feszültségű folyadékkrésszel lecseréli a nagyobb felületi feszültségű folyadékkrészt. Ha érvényes az Eötvös-szabály, azaz ha a felületi feszültség csökken a hőmérséklet növelésével ($d\sigma_{Fg}/dT < 0$, 3a ábra), akkor a tégely bal oldalán kisebb a felületi feszültség és ezért a felületen balról jobbra indul áramlás. Azonban a kis felületi feszültségű folyadék legalább részben lehül, mire a tégely jobb oldalára ér, emiatt megnő a felületi feszültsége, és ezért a bal oldali friss, meleg folyadék őt is le akarja cserélni. Ezzel kialakul egy, a teljes belső tégelyfelület menti áramlás, ami a teljes folyadékot átkeveri. Ehhez természetesen az kell, hogy a hőmérséklet-gradienst külső energiabefektetéssel (fűtéssel és hűtéssel) fenntartsuk. Amennyiben olyan különleges folyadék-

összetételt használunk, amire nem érvényes az Eötvös-szabály, azaz ha a felületi feszültség növekszik a hőmérséklet növelésével ($d\sigma_{Fg}/dT > 0$, 3b ábra), az áramlás iránya ellentétes lesz a 3a ábrán bemutatotthoz képest.



3. ábra. A határfelületi szétterítő erő értelmezéséhez egy folyadék/gáz határfelületen, hőmérséklet-gradiens jelenléte esetén, ha $d\sigma/dT < 0$ (3a ábra) és ha $d\sigma/dT > 0$ (3b ábra)

A határfelületi szétterítő erő képlete ebben az esetben a (4) egyenlet kiterjesztéseként vezethető le. Szorozzuk meg és osszuk el a (4) egyenlet jobb oldalát x -szel és vegyük figyelembe, hogy $w \cdot x = A_{Fg}$ és $\Delta\sigma/x = d\sigma_{Fg}/dx$. Ekkor a (4) egyenlet helyett a következő egyenletet kapjuk az Fg határfelületre:

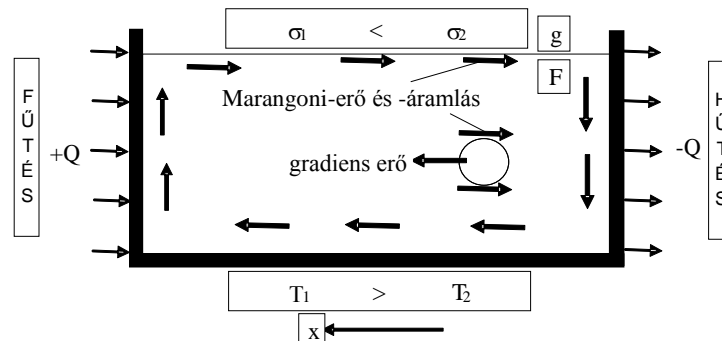
$$F_{Fg,x}^{ter} = A_{Fg} \cdot \frac{d\sigma_{Fg}}{dx} \quad (6)$$

Összehasonlítva a (6) egyenletet e cikksorozat előző részében a határfelületi gradiens erőre levezetett (2) egyenlettel [4] úgy találjuk, hogy a két erő egymással abszolút értelemben azonos, de egymással ellentétes irányú:

$$F_{Fg,x}^{ter} = -F_{g,x}^{grad} \quad (7)$$

Más szóval ha a felületi feszültség gradiense balról jobbra mutat (lásd 3a ábra), akkor a folyadék felületi (Marangoni) áramlása balról jobbra halad, míg a folyadék belsejében diszpergálódott buborék az ellenkező irányba, jobbról balra fog haladni (4. ábra). Mint a 4. ábráról látjuk, ez azért van így, mert a buborék mentén fellépő Marangoni-áramlás hatására a buborék jobb oldalán túlnyomás (túl sok folyadék), bal oldalán pedig vákuum (túl kevés folyadék) keletkezik, ami a nagynyomású helyről a kisnyomású hely felé (azaz jobbról balra) fogja lökni a buborékot. Ezért az előző részben tárgyalt határfelületi gradiens erő [4] nevezhető „Marangoni-erő által indukált határfelületi gradiens erőnek” is, de Marangoni-erőnek (ahogy az

irodalomban többször hibásan illetik) semmiképpen sem. Marangoni-erőnek csak az itt tárgyalt határfelületi szétterítő erő nevezhető.



4. ábra. Ugyanaz, mint a 3a ábra, de középen egy buborékkal, amin a határfelületi szétterítő (Marangoni) erő által indukált határfelületi gradiens erő felléptét szemléltetjük

Most ismételjük meg az előző rész (3) egyenletét [4], miszerint a felületifeszültség-gradienst vagy hőmérséklet-, vagy koncentráció-gradiens okozza:

$$\frac{d\sigma_{Fg}}{dx} = \frac{d\sigma_{Fg}}{dT} \cdot \frac{dT}{dx} + \sum_c \frac{d\sigma_{Fg}}{dx_c} \cdot \frac{dx_c}{dx} \quad (8)$$

ahol $d\sigma_{Fg}/dT$ (J/m²K) a felületi feszültség hőmérsékleti koefficiense, $d\sigma_{Fg}/dx_c$ (J/m²) a felületi feszültség koncentráció szerinti koefficiense, x_c az F folyadékban oldott c komponens móltörtje (dimenziómentes), $(dT/dx, K/m)$ a hőmérséklet-gradiens és $(dx_c/dx, 1/m)$ a c komponens koncentráció-gradiense. A határfelületi szétterítő erő legáltalánosabb képlete a (8) egyenletnek a (6) egyenletbe való behelyettesítésével kapható meg:

$$F_{Fg,x}^{ter} = A_{Fg} \cdot \left(\frac{d\sigma_{Fg}}{dT} \cdot \frac{dT}{dx} + \sum_c \frac{d\sigma_{Fg}}{dx_c} \cdot \frac{dx_c}{dx} \right) \quad (9)$$

2.4. A Marangoni-áramlás sebessége

A (6, 9) egyenletekkel leírt határfelületi erő a felületi Marangoni-áramlás hajtóereje. Ha egy newtoni viszkozitású folyadékban áramlás indul el, akkor fellép az áramlást fékező súrlódási erő is, melynek képlete [14]:

$$F_{Fg,x}^{sur} = -A_{Fg} \cdot \eta \cdot \left| \frac{dv_{Fg,x}}{dz} \right| \quad (10)$$

ahol η a folyadék dinamikai viszkozitása (Pas), $v_{Fg,x}$ (m/s) a felület mentén x irányban, a Marangoni-erő hatására fellépő felületi áramlás sebessége, z pedig az x vektorra merőleges, lefelé mutató irány (lásd 3. ábra). Mint a 3. ábrán látjuk, az anyagmérleg miatt a folyadék felszínén és aljának közelében hasonló sebességű, de ellenkező irányú a folyadékáramlás. Ezért az x irányú áramlási sebesség z irányú gradiensének közelítő képlete:

$$\left| \frac{dv_{Fg,x}}{dz} \right| \cong \frac{2 \cdot v_{Fg,x}}{d} \quad (11)$$

ahol d (m) a folyadék mélysége (lásd 2. ábra). Behelyettesítve a (11) egyenletet a (10) egyenletbe, a súrlódási erő közelítő képlete:

$$F_{Fg,x}^{sur} = -A_{Fg} \cdot \eta \cdot \frac{2 \cdot v_{Fg,x}}{d} \quad (12)$$

A folyadék áramlása akkor éri el az állandósult állapotot jellemző egyensúlyi sebességet ($v_{Fg,x}^{egy}$, m/s), ha a folyadékfelszínre ható két erő eredője zérussá válik:

$$F_{Fg,x}^{ter} + F_{Fg,x}^{sur} = 0 \quad (13)$$

Behelyettesítve a (6, 12) egyenleteket a (13) egyenletbe, a következő egyenletet kapjuk az egyensúlyi felületi áramlási sebességre:

$$v_{Fg,x}^{egy} \cong \frac{d}{2 \cdot \eta} \cdot \frac{d\sigma_{Fg}}{dx} \quad (14)$$

Végezzünk próbaszámítást a (14) egyenlettel, feltételezve, hogy egy acél felületét nagy energiájú lézerrel olvasztjuk meg, és a Marangoni-áramlást a hőmérséklet-gradiens okozza. Ekkor a (14) egyenletbe helyettesítve a (8) egyenlet első tagját, konkrétan a következő egyenlettel számolhatunk:

$$v_{Fg,x}^{egy} \cong \frac{d}{2 \cdot \eta} \cdot \frac{d\sigma_{Fg}}{dT} \cdot \frac{dT}{dx} \quad (15)$$

Tegyük fel, hogy a lézersugár által megvilágított folt alatt közvetlenül 2600 K az acéolvadék hőmérséklete, ami sugárirányban kifelé erőteljesen csökken, és mindössze 2 mm távolságon belül elérjük az acél likvidusz-hőmérsékletét (kb. 1800 K). Mutasson az x vektor sugárirányban kifelé. Ekkor a felületi hőmérséklet-gradiens:

$dT/dx = (1800 - 2600)/0,002 = -4 \cdot 10^5$ K/m. Az alacsony oxigén- és kéntartalmú acélok felületi feszültségének hőmérsékleti koefficiense [15]: $d\sigma_{Fg}/dT \cong -0,49$ mJ/m²K. Az acél viszkozitása

az átlagos 2200 K-en [15]: $\eta \cong 4$ mPas. Amennyiben az átolvasztott acélréteg mélysége $d = 2$ mm, a Marangoni-áramlás sebességére a (15) egyenletről: $v_{Fg,x}^{egy} \cong 49$ m/s = 176 km/h érték adódik. Tehát az acélolvadék felületi rétege egy gyorsvonal sebességével száguld sugárirányban kifelé. Nyilvánvaló, hogy mind a lézersugaras átolvasztásnál [16-27], mind az ívhegesztésnél [28-34] ennek a jelenségnek nagy szerepe lesz mind az olvadéktócsa alakjára, mind annak homogenitására. Felületi acélmátrixú nanokompozitok lézeres in situ előállításánál azt tapasztaltuk, hogy a szintézishez szükséges kémiai cserereakciók gyakorlatilag teljes mértékben lejátszódnak és homogén koncentrációmező alakul ki akár tizedmásodperc alatt is, a nagy sebességű Marangoni-áramlásnak köszönhetően [25]. Ívhegesztésnél alapvető fontosságú olyan felületi összetétel kialakítása, ami megfordítja a Marangoni-áramlás „normál” irányát, az Eötvös-szabálynak ellentmondó módon [34]. Ezt a kérdést részletesebben a következő fejezetben tárgyaljuk.

3. A határfelületi szétterítő erő gyakorlati jelentősége két példán

3.1. A hőmérséklet-gradiens hatása: hegesztési varratok alakja

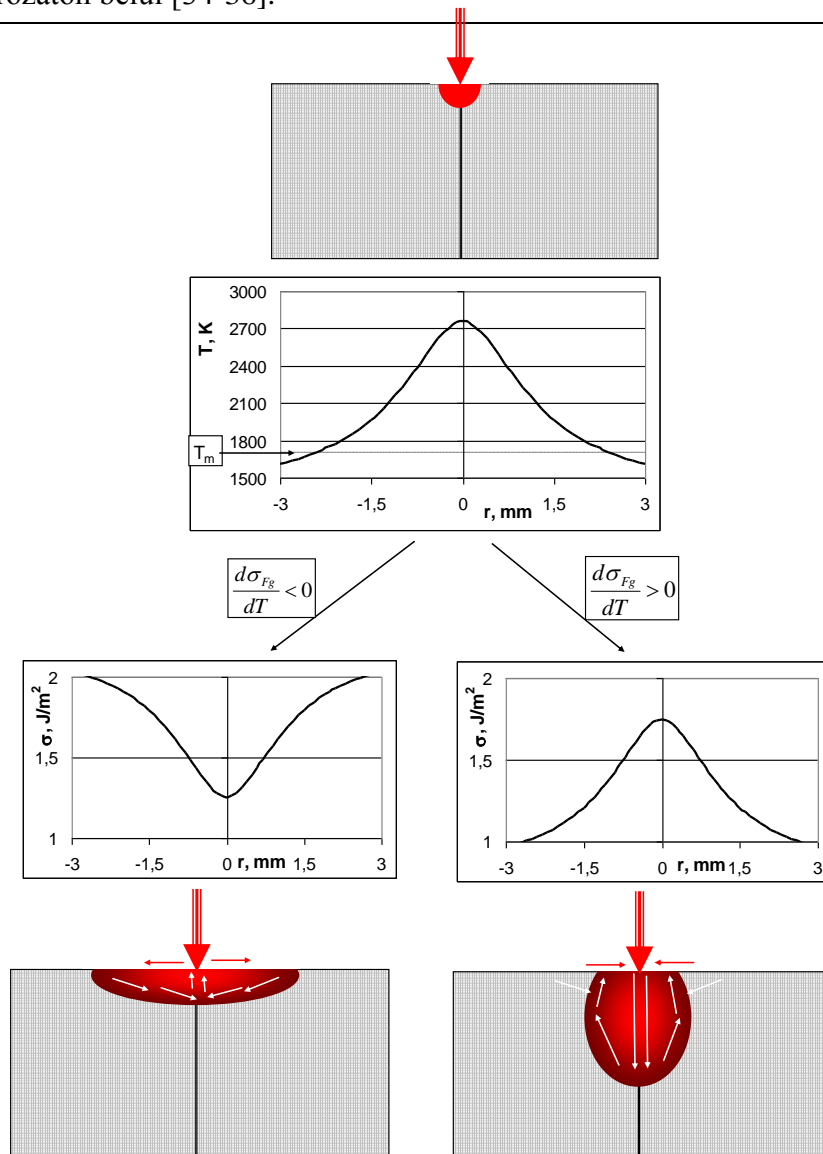
Az 5. ábrán sematikusan mutatom be, hogy milyen alakú hegesztési varrat jön létre attól függően, hogy milyen irányú a Marangoni-áramlás. Mivel az elektronsugárral az összehegesztendő fémdarabokat középen olvasztjuk meg (miközben a hegesztősugár az 5. ábra síkjára merőlegesen halad), ezért a hőforrás alatt lesz maximális a hőmérséklet, ami kifelé sugárirányban fokozatosan csökken. Ezek után a fém összetételének függvényében két esetet különböztethetünk meg.

Az 5. ábra bal oldalán látjuk a „normál” alapesetet, ami megfelel az Eötvös-szabálynak, amennyiben a hegesztendő fémek összetétele olyan, hogy a felületi feszültség hőmérsékleti együtthatója negatív ($d\sigma_{Fg}/dT < 0$). Ekkor a nagy hőmérsékletű, középső résznek a legkisebb a felületi feszültsége, és emiatt a Marangoni-áramlás a felületen középről kifelé indul. Emiatt az elektronsugár által felmelegített fémolvadék oldalirányban olvasztja a fémet, és mire visszakanyarodik, elveszti a többlethőjét (mivel az olvadás endoterm folyamat), ezért lefelé már nem tud olvasztani – lefelé csak hővezetéssel terjed a hő. Hővezetéssel a hő azonban oldalirányban is terjed, ezért az átolvasztott profil sekély és széles lesz a forró folyadék kifelé való felületi áramlása miatt. Az így keletkező sekély hegesztési varrat gyenge kötést hoz létre, ráadásul feleslegesen energiapazarló, hiszen felesleges felületi fémrészeket olvaszt át.

Az 5. ábra jobb oldalán látjuk a „fordított” esetet, ami ellentmond az Eötvös-szabálynak, amennyiben a hegesztendő fémek összetétele olyan, hogy a felületi feszültség hőmérsékleti együtthatója pozitív ($d\sigma_{Fg}/dT > 0$). Ekkor a nagy hőmérsékletű, középső résznek a legnagyobb a felületi feszültsége, és emiatt a Marangoni-áramlás a felületen kívülről befelé indul. A két oldalról érkező áramlás középen találkozik. Ennek következtében középen elvileg kialakulhatna egy gejzír is, de gravitációs okokból a fémolvadék inkább lefelé fordul. Emiatt az elektronsugár által felmelegített fémolvadék lefelé olvasztja a fémet, és mire visszakanyarodik, elveszti a

többlethőjét (mivel az olvadás endoterm folyamat), ezért oldalirányban már nem tud olvasztani – oldalirányban csak hővezetéssel terjed a hő. Hővezetéssel a hő azonban lefelé is terjed, ezért az átolvasztott profil mély és keskeny lesz a forró folyadék lefelé való áramlása miatt. Az így keletkező mély hegesztési varrat erős kötést hoz létre, ráadásul úgy, hogy közben csak a minimálisan szükséges felületi fémrészeket olvasztja át.

Mint látjuk, ezen utóbbi, „fordított” Marangoni-áramláshoz olyan speciális ötvözet-összetételre van szükség, ami az Eötvös-szabálynak ellentmondó, pozitív előjelű $d\sigma_{Fg}/dT$ -t biztosít. A megoldás kulcsa a felületi fázisátalakulás, amiről egy külön cikk fog szólni e cikksorozatban belül [34-36].

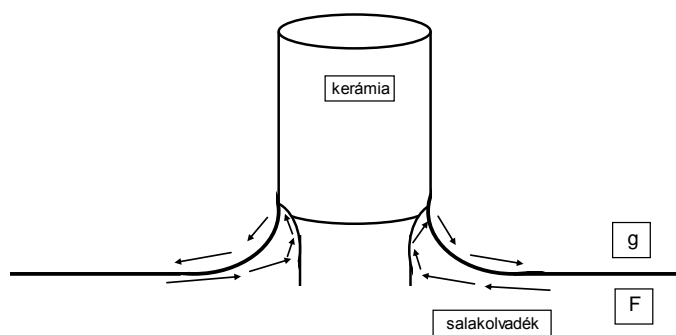


5. ábra. Hegesztési varrat sematikus alakja a felületi feszültség hőmérsékleti együtthatójának előjelétől, azaz a Marangoni-áramlás irányától függően

3.2. A koncentráció-gradiens hatása: erózió salak határfelületen

A 6. ábrán egy olyan kerámiaszerelvényt mutatok be, ami salakolvadékba nyúlik - ez előfordul mind az üveg-, mind az acélgyártás során [37]. Tegyük fel, hogy a salakolvadék nedvesíti a kerámiát (ami jellemző), és abból felületaktív komponens oldódik a salakolvadékba. Ez azt jelenti, hogy a kerámia/salak/gáz háromfázisú vonal mentén a kerámia lokális oldódása miatt megnő a felületaktív komponens koncentrációja, ami koncentráció-gradiens által indukált Marangoni-áramlást hoz létre a salakolvadék/gáz határfelület mentén. Ez a felületi áramlás a kerámiaszerelvénytől távolodó irányú lesz, amit viszont az anyagmegmaradás törvénye miatt kompenzálnia kell egy ellentétes irányú, térfogati áramlásnak. Ez utóbbi az, ami intenzív salakáramlást hoz létre a kerámiaszerelvény felülete mentén közvetlenül a salak/gáz határfelület alatt, és ezzel intenzív kerámia korróziót / eróziót okoz.

Hasonló jelenségeket a salak/fémolvadék határfelületek közelében is gyakran megfigyelhetünk, amit szintén a koncentráció-gradiens által indukált Marangoni-áramlás okoz.



6. ábra. Egy kerámia alkatrész eróziója / korróziója a salak/gáz határfelületen

Összefoglalás

A cikksorozat ezen 5. részében a felület mentén fellépő Marangoni-áramlást kiváltó, ún. „határfelületi szétterítő erő” és az áramlás egyensúlyi sebességének képleteit vezettem le. Láthatjuk, hogy kellőképpen nagy felületi hőmérséklet-gradiens, vagy koncentráció-gradiens hatására a felületen intenzív áramlás indul el, ami a teljes olvadék keverését is előidézheti, de szerepe van az olvadékba nyúló szerelvények korróziójában / eróziójában is. Az intenzív Marangoni-áramlás teszi lehetővé azt, hogy lézeres nanokompozit-gyártás esetén az átolvasztott felületi fémréteg homogén legyen. Az Eötvös-szabálynak megfelelő összetételű fémek elektronsugaras hegesztése során a Marangoni-áramlás sekély és széles varratokat okoz, amit csak az Eötvös-szabálynak ellentmondó, speciális ötvözet-összetételek kialakításával lehet megfordítani és mély, keskeny hegesztési varratokat létrehozni. Az itt említettek túl a Marangoni-áramlás rengeteg kohászati és egyéb technológiai történéseért felel. Ha megértjük a lényegét, mint mindent, ezt a jelenséget is a saját hasznunkra fordíthatjuk.

Köszönetnyilvánítás

A kutatást a TAMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 projekt támogatta, az Európai Szociális Alap segítségével. Szerző köszönetét fejezi ki a BKL Kohászat Szerkesztőségének, hogy lehetővé tették e cikksorozat publikálását. Ezt a cikksorozatot Édesapám, *id. Kaptay György* kohómérnök (1933 – 2008) emlékének ajánlom.

Irodalom

- [1] *Kaptay Gy.*: Határfelületi jelenségek a fémcsanyaggyártásban. 1. rész. A határfelületi erők osztályozása. BKL Kohászat, 2009., 142. évf., 3. szám, 39-46.o.
- [2] *Kaptay Gy.*: Határfelületi jelenségek a fémcsanyaggyártásban. 2. rész. A határfelületi összehúzó erő. BKL Kohászat, 2009., 142. évf., 6. szám, 37-46.o.
- [3] *Kaptay Gy.*: Határfelületi jelenségek a fémcsanyaggyártásban. 3. rész. A görbület indukálta határfelületi erő. BKL Kohászat, 2010., 143. évf., 3. szám, 33-38. o.
- [4] *Kaptay Gy.*: Határfelületi jelenségek a fémcsanyaggyártásban. 4. rész. A határfelületi gradiens erő. BKL Kohászat, 2010., 143. évf., 5. szám, 45-54.o.
- [5] *Thomson, J.*: On certain curious motions observable at the surfaces of wine and other alcoholic liquors, *Phil. Mag. Ser.4*, 10 (1855) 330-333.
- [6] *Marangoni, C.*: Difesa della teoriia dell'elasticita superficiale dei liquidi. Plasticita superficiale. *Pel Dott, Nuovo Chim. Ser.3*, 3 (1878) 97-115.
- [7] *Mills, K. C. -- Hondors, E. D. -- Li, Z.*: Interfacial phenomena in high temperature processes, *J. Mater. Sci.* 40 (2005) 2403-2409.
- [8] *Chatterjee, D. -- Chakraborty, S.*: Large-eddy simulation of laser -induced surface - tension - driven flow, *Metal. Mater. Trans. B*, 36B (2005) 743-754.
- [9] *Shiratori, S. -- Hibiya, T. -- Kuhlmann, H. C.*: Effect of centrifugal forces on the instability of the thermocapillary flow in partially confined half-zones, *Microgr. Sci. Techn.*, 18 (2006) 132-136.
- [10] *Quéré, D. -- Ajdari, A.*: Surfing the hot spot, *Nature Mater.*, 5 (2006) 429-430.
- [11] *O. Udvardy, A. Lovas*, Dynamic phenomena during sessile drop measurements due to oxide layer disruption, *Mater Sci Forum*, 589 (2008) 173-178.
- [12] *Kaptay, G.*: Classification and general derivation of interfacial forces, acting on phases, situated in the bulk, or at the interface of other phases, *J. Mater. Sci.*, 40 (2005) 2125-2131.
- [13] *Kaptay, G. -- Vermes, G.*: Interfacial forces: classification, *Encyclopedia of Surface and Colloid Science*, Taylor & Francis, 2009, pp.1-19, DOI: 10.1081/E-ESCS-120044936
- [14] *Poirier, D. R. -- Geiger, G. H.*: *Transport Phenomena in Materials Processing*, TMS, Warrendale, 1994, 658 pp.
- [15] *Iida, T. -- Guthrie, R. I. L.*: *The Physical Properties of Liquid Metals*, Clarendon Press, Oxford, 1993, 288 pp.

- [16] *Roósz, A. -- Sólyom, J. -- Teleszky, I.*: Some observations made in the structure of laser-remelted layer of TiC- and WC-alloyed Al-alloy - *Prakt. Metallogr.*, 35 (1988) 448-445
- [17] *Roósz, A. -- Teleszky, I. -- Boros, F. -- Buza, G.*: Solidification of Al-6Zn-2Mg alloy after laser remelting - *Mater. Sci. Eng., A*, 173 (1993) 351-355.
- [18] *Buza G.*: Felületkezelés lézerrel - *Természet Világa*, 128 (1997) 517-520.
- [19] *Gácsi, Z. -- Pieczonka, T. -- Kovács, J. -- Buza, G.*: Investigation of sintered and laser surface remelted Al-SiC composites - *Surf. Coat. Techn.* 151-152 (2001) 320-324.
- [20] *Králik, G. -- Fülöp, P. -- Verő, B. -- Zsámbok D.*: Laser Surface Treatment of Steels - *Mater. Sci. Forum*, 414-415 (2003) 21-30.
- [21] *Buza G. -- Kálazi Z. -- Kálmán E. -- Sólyom J.*: Öntöttvas felületi lézersugaras átolvasztásának néhány fémtani kérdése - *BKL Kohászat*, 2004, 137. évf., No.2, pp. 39-44.
- [22] *Janó V. -- Buza G. -- Kálazi Z.*: Diszperz eloszlású, fémmátrixú kerámia kompozitréteg létrehozása lézersugaras felületkezeléssel – *BKL Kohászat*, 2005., 138. évf., 3. szám, 39-44
- [23] *Bitay, E. -- Roósz, A.*: Investigation of phenomena taking place in laser surface alloying steels of WC - Co - *Mater. Sci. Forum*, 508 (2006) 301-306.
- [24] *Svéda, M. -- Roósz, A. -- Buza, G.*: Formation of lead bearing surface layers on aluminum alloys by laser alloying - *Mater Sci Forum*, 508 (2006) 99-104.
- [25] *Verezub, O. -- Kálazi, Z. -- Buza, G. -- Verezub, N. V. -- Kaptay, G.*: In-situ synthesis of a carbide reinforced steel matrix surface nanocomposite by laser melt injection technology and subsequent heat treatment, *Surface & Coatings Technology*, 203 (2009) 3049-3057.
- [26] *Verezub, O. -- Kálazi, Z. -- Buza, G. -- Verezub, N. V. -- Kaptay, G.*: Classification of laser beam induced surface engineering technologies and in situ synthesis of steel matrix surface nanocomposites - *Surface Engineering*, 27 (2011) 428-435.
- [27] *Verezub, O. -- Kálazi, Z. -- Sytcheva, A. -- Kuzsella, L. -- Buza, G. -- Verezub, N. V. -- Fedorov, A. -- Kaptay, G.*: Performance of a cutting tool made of steel matrix surface nanocomposite produced by in-situ laser melt injection technology – *J Mater Process Technol.*, 211 (2011) 750-758.
- [28] *Heiple, C.R. -- Roper, J. R.*: Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry - *Welding J.*, 61 (1982) 97s-102s.
- [29] *Wang, Y. -- Tsai, H. L.*: Effects of surface active elements on weld pool fluid flow and weld penetration in gas metal arc welding - *Metall. Mater. Trans.*, 32B (2001) 501-514.
- [30] *Lu, S. -- Fujii, H. -- Nogi, K.*: Influence of welding parameters and shielding gas composition on GTA weld shape - *ISIJ Int.*, 45 (2005) 66-70.
- [31] *Lowke, J. J. -- Tanaka, M. -- Ushio, M.*: Mechanisms giving increased weld depth due to a flux - *J Phys D.Appl. Phys.*, 38 (2005) 3438-3445.

- [32] *Sándor T.*: Az ATIG-hegesztés elmélete és gyakorlati igazolása - Gyártóeszközök, szerszámok, szerszámgépek, 2007, No.2, pp.22-24.
- [33] *Sándor, T. -- Dobránszky, J.*: The experiences of activated tungsten inert gas (ATIG) welding applied on 1.4301 type stainless steel plates. Materials Science Forum, 537-538 (2007) 63-70.
- [34] *Sándor, T. -- Mekler, C. -- Dobránszky, J. -- Kaptay, G.*: An improved theoretical model for A-TIG welding based on surface phase transition and reversed Marangoni flow, submitted to Science Technology of Welding Joining.
- [35] *Kaptay, G.*: A method to calculate equilibrium surface phase transition lines in monotectic systems – CALPHAD, 29 (2005) 56-67 (+ Erratum, 29 (2005) 262).
- [36] *Mekler, C. -- Kaptay, G.*: Calculation of surface tension and surface phase transition line in binary Ga-Tl system – Mater Sci Eng A, 495 (2008) 65-69.
- [37] *Mukai, K.*: Marangoni flows and corrosion of refractory walls - Phil. Trans. R. Soc. Lond. A, 356 (1998) 1015-1026.



PÁLMAI ZOLTÁN

A szerszámanyagok kopási folyamatai forgácsolásnál

Kivonat

A forgácsoló szerszám kopásának vizsgálatai alapján arra a következtetésre jutottunk, hogy a forgácsolási út hosszának figyelembevétele nem csak az abrázió, adhéziós, hanem a termikusan aktivált diffúziós, oxidációs folyamatoknál is szükséges. Ezért a kopási sebesség olyan matematikai modelljének alkalmazását javasoljuk, amelynek konstansai és a folyamat aktiválási energiája forgácsolási kísérletekkel, de akár váltakozó technológiai paraméterekkel folytatott üzemi gyártás közben végzett kopásmérésekből is meghatározhatók. A kopási egyenlet validációja során meghatároztuk a kopás aktiválási energiáját a C45/P20 munkadarab/szerszámanyag párosításnál.

1. Előzmények

A szerszámok kopásállósága fontos gazdasági tényező, amely mindig élénken foglalkoztatta a technológusokat. *Schallbroch* és *Bethmann* könyve 60 évvel ezelőtt már 106 irodalmi forrást idézett [1]. A forgácsolás szerszámanyagainak fejlődése lényegében a szövetszerkezetükben lévő kemény, kopásálló fázisok mennyiségének növekedése révén valósult meg. Az első nagy áttörést az előző századforduló táján a gyorsacél megjelenése hozta, amelynek a kopásállóságát döntő mértékben már nem a martenzit keménysége, hanem a korábbiakban használatos szerszámacéloknál lényegesen nagyobb karbidtartalom eredményezte, és ennek révén a termelékenység ugrásszerűen megnövekedett. A fejlődés következő lényeges fokozata az 1930-as években a porkohászati úton előállított keményfém volt, amelyben a karbidok mennyiségét a lehetséges maximumra növelték, a szerszámanyag a műszakilag lehetséges minimális Co kötőanyag mellett már csak karbidokat tartalmazott. A WC nagy kopásállóságát a TiC, (W,Ti,Ta)C hőállóságával kombinálva különböző alkalmazási anyagcsoportok alakultak ki. Ebben a fejlődési sorban végül a főleg Al₂O₃ bázisú kerámiák következtek, amelyek keményfázis tartalma már 100%. A nyilvánvaló ellentmondást, amely az anyag szívóssága és a kopásállósága között egyre zavaróbbá vált, végül is a bevonatos szerszámok megjelenése oldotta fel, amelyekben, mint ismeretes, a szívós gyorsacél vagy keményfém szubsztráton különböző TiN, TiC, Al₂O₃ bevonatok és ezek kombinációi tovább növelték a szerszámanyagok teljesítőképességét. A fejlődés ma is tart, a kopási folyamatok tanulmányozása révén a szerszám élének extrém igénybevételét mind jobban elviselni képes anyagkombinációk jelennek meg. Ezért aztán a szerszám anyagának használat közbeni degradációja a technológusok és anyagkutatók érdeklődésének továbbra is egyik fontos fókuszpontja.

Már a múlt század közepén jelentős eredmények születtek. A szerszámok kopását meghatározó komplex folyamatok leírására *Takeyama* és *Murata* [2] az általános

$$W = W_b(n, \sigma_s) + W_a(L, \sigma_a) + W_p(\theta, t) + W_i \quad (1)$$

egyenletet vezette be, ahol W_b a fáradás hatására bekövetkező ún. morzsolódó törés, n a sokkok száma, σ_s, σ_a anyagjellemzők, W_a mechanikus abrázió, L a v sebességgel t idő alatt végigforgácsoló úthossz, W_r termikusan aktivált kopás, θ a szerszámon kialakuló ún. forgácsolási hőmérséklet, W_i egyéb mechanizmusok.

Folyamatos forgácsolás esetében a W_b és W_i negligálásával a kopási sebesség

$$\frac{dW}{dt} = vA(L) + B \exp - \frac{Q}{R\theta}, \quad (2)$$

ahol Q a kopási folyamat aktiválási energiája, R az általános gázállandó és A, B anyagtól, technológiától függő konstans.

A kopáselemélet módszerét követve a kopás jelölésére ebben a dolgozatban továbbra is a W -t használjuk.

Dawihl [3] kimutatta, hogy a diffúzió következtében meggyengült struktúra felületi roncsolódásakor a keményfém TiC-tartalma fékezi a kopást. *Altenwerth* [4] részletesen tanulmányozta a keményfém/acél határfelületen végbemenő reakciókat, a Co diffúziójának jelentőségét. *Schaller* [5] kvantitatív megállapításokat tett a Fe-ban szubsztitúciósan oldódó Co szerepére, a különböző karbidkomponensek, mint a (W,Ti,Ta)C 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. Minthogy a forgácsolási folyamat intenzitásának növelésekor az acél munkadarab felületi rétegében α - γ átalakulás is bekövetkezhet [6], ez lényegesen megváltoztatja a diffúziós folyamatok feltételeit. [7]. *Cook* és *Nayak* [8] ezekre támaszkodva arra a következtetésre jutott, hogy abban az esetben, ha a forgácsolási hőmérséklet kisebb a szerszámanyag olvadáspontjának felénél, a kopás aktiválási energiája is kb. a fele annak az értéknek, amely a homloklapon a kráterképződésnél tapasztalható domináns folyamatra jellemző. Ennek alátámasztására több diffúziós folyamatot is megvizsgáltak, amint *Cook* is tette összefoglaló tanulmányában [9], aki

- a szerszámból a Co kidiffundálásánál a csak WC-ot tartalmazó keményfémből 159 ± 21 kJ/mol, komplex karbidok jelenléte esetén $Q = 134 \pm 8$ kJ/mol,
- acél munkadarabra diffundálásánál $Q = 134$ kJ/mol,
- a $C \rightarrow \alpha$ -Fe folyamatra $Q = 75$ -84 kJ/mol,
- a $C \rightarrow WC$ folyamatra $Q = 247$ kJ/mol,
- WC-6Co kúszásánál (870–1100 K) 84 kJ/mol,
- WC-16TiC-15TaC-10Co kúszásánál (1100 K) 155 kJ/mol,
- az α -Fe szemcsehatár öndiffúziójára 168–188 kJ/mol,
- a vasoxid kialakulására ≈ 138 kJ/mol

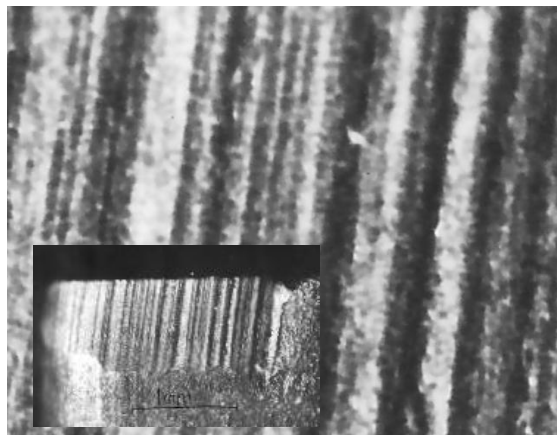
aktiválási energia értéket adott meg.

A (2) egyenletben az első, az abráziós tag csak az L végigforgácsolt úttól, a második tag pedig csak a művelet t idejétől függ. Számos kutató munkájában a későbbiekben is ez a szemlélet érvényesült [10]. A szerszám hátlapján (a szerszámnak a munkadarabra „néző” felületén) végbemenő részfolyamatok tanulmányozása során egyesek a (2) egyenlet második tagját elhanyagolva az adhéziós, abráziós kopásra koncentráltak, mint *Shaw* és *Dirke* [11]. Mások viszont – a szerszám forgáccsal érintkező homloklapfelületének ún. kráterkopását vizsgálva – éppen fordítva, a (2) egyenlet első tagját negligálták, mint *Trigger*, *Chao* [12] és *Pálmai* [13,14]. *Usui* és *Shirakashi* [15] a hátkopást is vizsgálva ahhoz a fontos felismeréshez jutott, hogy a termikusan aktivált kopási folyamatoknál a kopási út hosszúságát figyelembe kell venni. Ők viszont az abráziós, adhéziós folyamatokat hagyták figyelmen kívül, amint az a legfrissebb publikációkban is tapasztalható [16]. Ez a sokféle megközelítési mód arra vezethető vissza, hogy a forgácsleválasztás folyamata meglehetősen bonyolult, a technológiai paraméterektől függően a szerszám igénybevétele igen különböző lehet. Ez a körülmény és a következőkben összefoglalt vizsgálati eredmények vezettek annak felismeréséhez, hogy az L forgácsolási utat, amelyet a kutatók egészen máig vagy az abrázió, vagy a termikus aktiváció negligálásával kezelik, a (2) egyenlet mindkét tagjánál figyelembe kell venni.

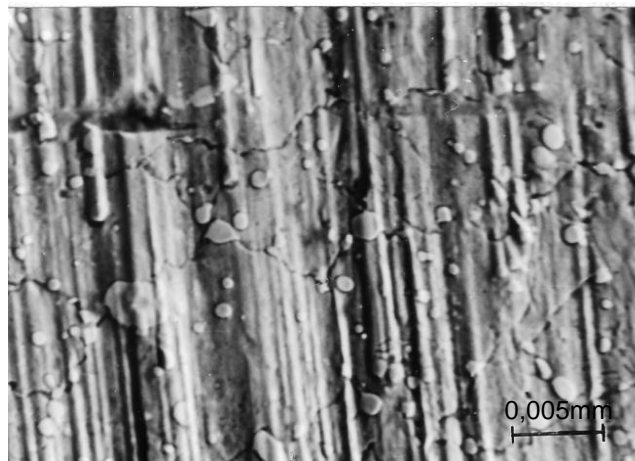
Az irodalom számos más, itt szóba jöhető folyamat aktiválási energiáját is közölte már, amely lehetővé teszi, hogy ennek ismeretében vissza lehessen következtetni az anyag viselkedésére, a degradáció természetére, amely fontos információ a technológusnak és az anyagfejlesztőnek egyaránt. Jelen dolgozat egy olyan módszert mutat be, amellyel a mindig jelen lévő adhéziós, abráziós folyamatok mellett a forgácsolószerszám kopását jellemző aktiválási energia a technológiai adatok felhasználásával viszonylag egyszerűen meghatározható.

2. A hátkopás fizikai természetéről

A forgácsolószerszám hátkopása legtöbbször összetett, több folyamat következménye [6]. Egy tipikus abrazív kopás látható az 1. ábrán, a 2. ábra pedig nagyobb nagyításban azt mutatja,

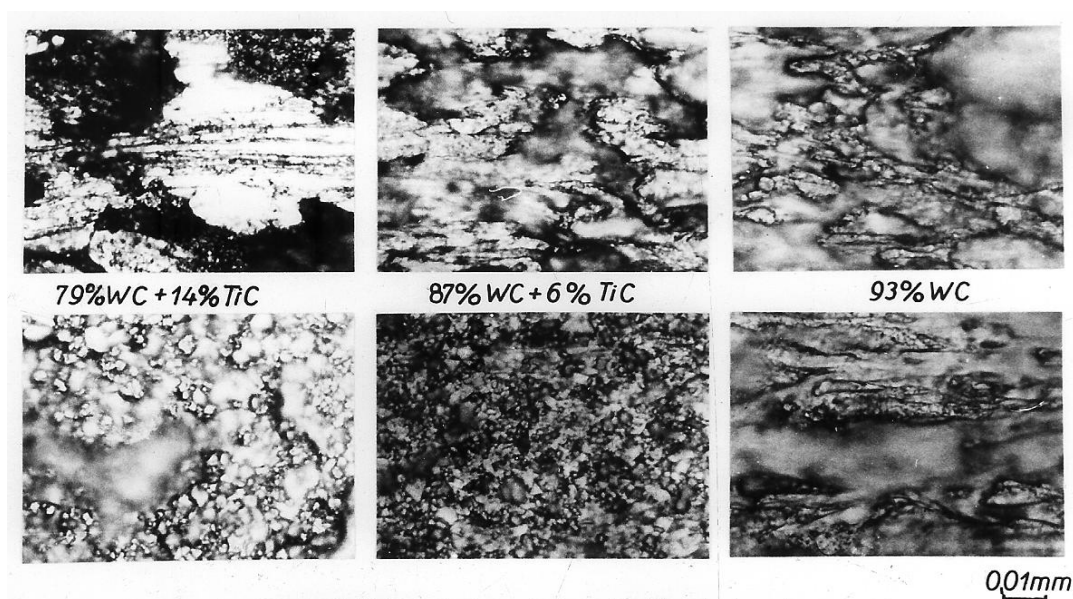


1. ábra. Tipikus abrazív hátkopási kép



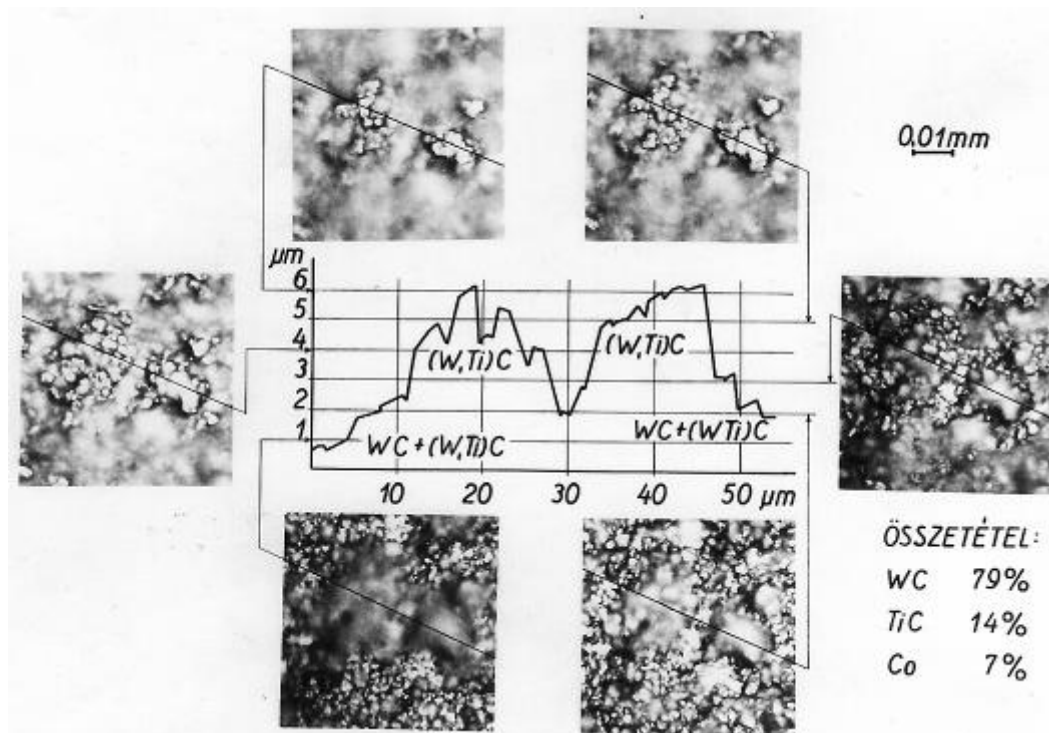
2. ábra. Gyorsacél forgácsolószerszám kopott felülete

hogy az alapszövetnek és a benne elhelyezkedő kemény szemcséknek, itt karbidoknak egyaránt fontos szerepe van. Még inkább nyilvánvalóvá válik ez a 3. ábra jobb oldali képein, ahol látszik, hogy egy-egy stabilabb, a forgácsolás hőmérsékletén nehezebben oldódó karbid szemcse ellenáll a koptatásnak, védi a mögötte lévő anyagot, míg beágyazottsága annyira meggyengül, hogy elsodródik. A 3. ábra nagyobb hőszilárdságú keményfémeket is mutat, amelyek az adott hőmérsékleten nem oldódó karbidokat tartalmaznak, ezeknél a kötőanyag kidiffundálása következtében kopnak ki a szemcsék. Ilyenkor a felület kigödrösödik, a felületi degradáció főleg a kemény szemcsék kitérésének meglazulásának következményei. A lágyabb kötőanyag aztán gyorsan a szemcse után kopik.

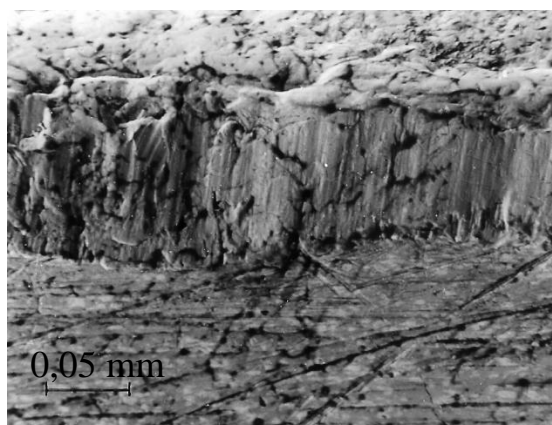


3. ábra. Különböző összetételű keményfém szerszám kopott felülete. Felül eredeti, alul maratott (HF:HNO₃=1.1) állapot.

Gyakori, hogy a munkadarab anyagából anyag rakódik a szerszám felületére, amint a 3. ábra felső jobb és középső képe mutatja. Ezt kellett lemaratni ahhoz, hogy alóla a tényleges, degradálódott szerszámfelület előtűnjön, és amelynek morfológiája a 4. ábrán látható. 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 WC szemcsék gyorsabban koptak, csak a mélyebb részeken ismerhetők fel, a $(W,Ti)C$ vegyeskarbid szemcsék állnak ki a felület kiemelkedő részein.



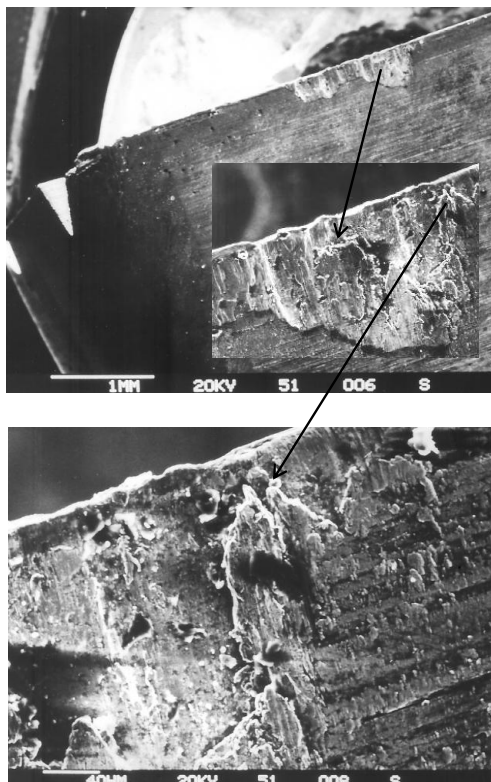
4. ábra. Kopott keményfém (P20) maratott képei különböző szinteken élesre állított objektívvel készítve



5. ábra. Gyorsacél kopott hátfelülete fém feltapadással

A munkadarab anyagából a gyorsacélon (5. ábra) és a korszerű, kemény bevonatos szerszámon is (6. ábra) feltapadhat egy fémes réteg, ahol ez a bevonat már lekopott. A szakirodalom legfrissebb közleményei is ezt a megállapításunkat erősítik meg [17]. Az ilyen feltapadás a diffúziós folyamatokban is aktív szerepet játszhat, ám védőréteggént is befolyásolhatja a kopás intenzitását. Ezek a feltapadt anyagrészek nem stabilak, lekopnak, és azokat a kemény szemcséket, amelyek kötése a szerszám felületi rétegében a termikusan aktivált folyamatok hatására meggyengültek, elsodorják. Ez tehát a diffúzió mellett

hagyományos kopási folyamat is. Más ötvözetnél, fémeknél is megfigyelhető ez a jelenség, pl. *Hu* és *Chou* [18] Al-ötvözetten mutatta ki a fémes felrakódást.



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

hőmérsékletén, a nagy nyomáson képlékennyé válnak. A munkadarab anyagában lévő zárványok viszont gyakran ridegek, és ezek egyrészt megakadályozhatják a nemfémes védőréteg kialakulását, másrészt abrazív hatásukkal növelhetik a kopás sebességét.

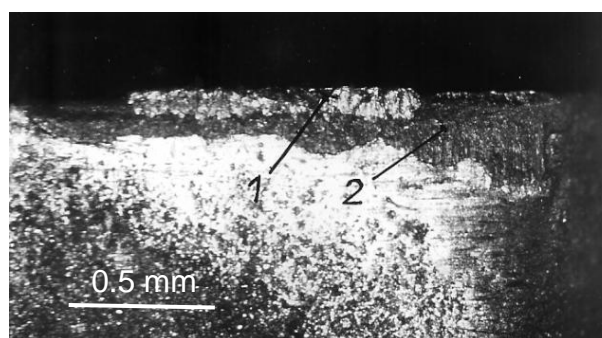
A vizsgálati eredményeket összegezve megállapítható, hogy a szerszám hátlapján a felületi réteg degradációja komplex jelenség, amelyben mindig szerepet játszik az a súrlódás, amely a munkadarab és a szerszám között fellép. Ez pedig azzal a fontos következménnyel jár, hogy az $L=vt$ forgácsolási utat nem csak az abrazív, adhéziós kopásnál, hanem akkor is figyelembe kell venni, amikor a nagy forgácsolási hőmérséklet miatt a szerszám felületi rétegének roncsolódása főleg az ott végbemenő diffúzió vagy oxidáció miatt következik be.

3. A hátkopás geometriai összefüggései.

Ortogonalis forgácsolásnál két dimenzióban vizsgálható a kopás. A 8a ábra szerint a ténylegesen lekopott V térfogatú anyag tömege $m=\rho V$, és $V=(F_1+F_2)b$ (ahol ρ a sűrűség, b a leválasztott réteg szélessége). Az F_2 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 a 8b ábra szemlélteti. Az x irányú kopás és a szerszámon mérhető W hátkopás kapcsolata

$$W = (ctg\alpha - tg\gamma)x, \quad (3)$$

Ismeretes, hogy a forgácsolószerszámok éltartama látszólag azonos technológiai feltételek mellett is széles határok között szóródhat. Számos kutató kimutatta, pl. *Wicher* [19], *Pietikainen* [20], *Pálmai és Temesszentandrás* [21,22], hogy acélok esetében a metallurgiai dezoxidációs eljárás a keményfém éltartamának esetenként akár több 100%-os eltérését is okozhatja. Ez egy nemfémes felrakódásnak köszönhető, amely a szerszám homloklapján és hátlapján ilyenkor kialakul, és a kopástól védi a szerszámot (7. ábra). A nemfémes réteg különbözik az élsisaktól, amely a munkadarab fémanyagából a szerszám élén épül fel, és periodikus leszakadozásával roncsolja a szerszámot, csökkenti az éltartamot [23]. Ezzel szemben a nemfémes felrakódás az acélban lévő olyan dezoxidációs termékekből keletkezik, amelyek a forgácsképződés extrém



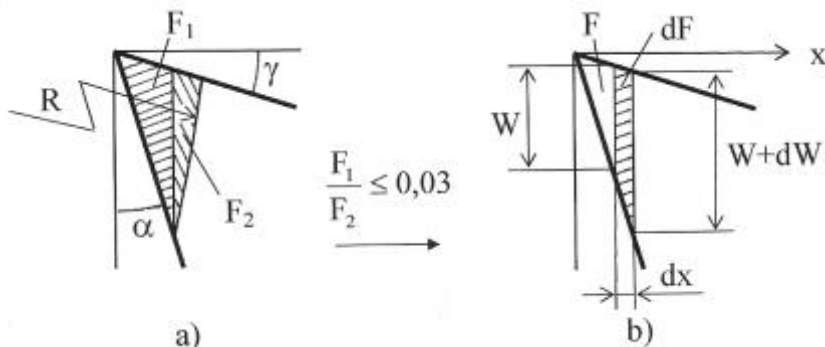
7. ábra. Kétféle anyagfelrakódás a hátlapon
1: fémes élsisak, 2: nemfémes felrakódás

a dt idő alatt lekopott dV térfogat pedig

$$dV = b(\operatorname{ctg}\alpha - \operatorname{tg}\gamma) x dx = \frac{b}{\operatorname{ctg}\alpha - \operatorname{tg}\gamma} W dW, \quad (4)$$

vagyis a térfogatos kopási sebesség

$$\frac{dV}{dt} = \frac{b}{\operatorname{ctg}\alpha - \operatorname{tg}\gamma} W \frac{dW}{dt} \quad (5)$$



8. ábra. A hátkopás geometriája

4. A hátkopás új modellje

Az előzőek szerint a hátkopás sebességét a végigforgácsolt út és a kialakult hőmérséklet függvényében együtt kell vizsgálni, azaz

$$\frac{dm}{dL} = \frac{\rho}{v} \frac{dV}{dt} = C_1 + C_2 \exp - \frac{Q}{R\theta}, \quad (6)$$

ahol az egyenlet jobb oldala a kopás fizikai folyamatait írja le, mégpedig a szerszám felületén ill. felületi rétegében végbemenő adhéziós/abráziós illetve a termikusan aktivált folyamatok, azaz a diffúzió ill. oxidáció összegezésével. Az (5) egyenlet felhasználásával ez a

$$\frac{dW}{dt} = \frac{v}{W} \left[A_a + A_{th} \exp - \frac{Q}{R\theta} \right] \quad (7)$$

alakot ölti, ahol az A_a , A_{th} és Q konstans. Ezzel az új modell még nincs kész, mert egyrészt a θ hőmérséklet helyére célszerű a technikailag jobban kezelhető technológiai paramétereket bevezetni, másrészt a kopás növekedésével a forgács képződésének körülményei, főleg a hőmérséklet is megváltozik. Mi itt Lowack [24] eredményei alapján a keményfém szerszámokkal végzett ortogonális forgácsolás esetére a

$$\theta = 55,6v^{0,27} f^{0,16} a^{0,055} \bar{\gamma}^{0,25} HV^{0,13} \text{ (K)} \quad (8)$$

empirikus képletet alkalmazzuk, ahol f az előtolás, a fogásmélység, HV a munkadarab keménysége, $\bar{\gamma} = 90^\circ - \gamma$ pedig a szerszám homlokszögének korigált értéke. A technológiai paraméterek általában állandóknak tekinthetők, akkor a (8) képlet az egyszerűbb

$$\theta = C_v v^{0,27} \quad (9)$$

alakot ölti.

A kopás növekedése közben növekszik a forgácsolási hőmérséklet is, amelyet figyelembe kell venni. Ehhez is a forgácsoláselmélet nyújt segítséget, amelynek fejlődése során rengeteg elméleti és mérési eredmény látott napvilágot. Tapasztalat szerint a kopás visszahatását a forgácsolási hőmérsékletre a

$$\theta \cong C_v v^x + C_w W = C_v (v^x + KW) \quad (10)$$

képlettel írhatjuk le, ahol $K = C_w / C_v$. Ennek felhasználásával jutunk a szerszámkopás komplex egyenletéhez, amely

$$\frac{dW}{dt} = \frac{v}{W} \left[A_a + A_{th} \exp - \frac{Q}{R(\theta_0 + C_w W)} \right] \quad (11)$$

és itt θ_0 a $W=0$ új élen kialakuló hőmérséklet, amely a (8) vagy (9) felhasználásával számítható. Behelyettesítés után a hátkopást leíró differenciálegyenlet

$$\frac{dW}{dt} = \frac{v}{W} \left[A_a + A_{th} \exp - \frac{B}{v^x + KW} \right], \quad (12)$$

ahol

$$B = \frac{Q}{RC_v}. \quad (13)$$

Itt $R=8,29$ J/mol.K az általános gázállandó, C_v a (9) empirikus hőmérséklet-függvény konstansa, Q pedig a szerszám hátfelületén a termikusan aktivált kopási folyamat aktiválási energiája. Fontos, hogy a (12) egyenletben a v forgácsolósebességre semmilyen megszorítást nem tettünk, tehát lehet konstans, szakaszosan vagy folyamatosan változó is.

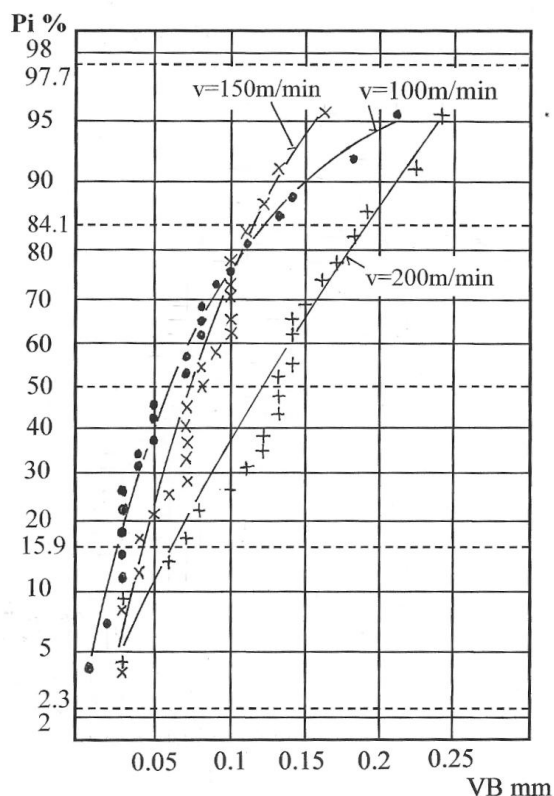
A (12) egy nemlineáris autonóm differenciálegyenlet, amelynek megoldása numerikus módszerekkel egyszerű. A kezdeti feltételre nincs megszorítás. Új szerszám esetén az éllekerekedés sugarát lehet választani, használt szerszám esetében pedig az eddigi használat során kialakult kopás értéke a kezdeti feltétel. Ez azt is jelenti, hogy a (12) egyenlet különböző forgácsolási műveleteknél egymás után is felhasználható, ha figyelemmel vagyunk arra az egyszerűsítő feltételezésre, amelyet a 8. ábrán az F_1 és F_2 szegmens viszonyára tettünk. Az új, komplex kopásegyenlet fontos tulajdonsága ez, amely lehetővé teszi, hogy külön kísérletek nélkül, akár az üzemi gyártás közben végzett kopásmérések adatait használjuk fel.

A konstansokat célszerű két csoportban kezelni, mert a (10) empirikus képlet x és K konstansa tekintetében, amint az előbbieken arra már utaltunk, a forgácsoláselmélet sok vizsgálati eredménnyel rendelkezik. Így a (12) új kopási modellnél voltaképpen három konstans, az A_a , A_{th} és B meghatározására kell célravezető számítási stratégiát kialakítani, amelyre különböző módszer kínálkozhat. Az általunk alkalmazott eljárást egy kísérletsorozat kiértékelése kapcsán mutatjuk be.

5. Az új kopásmodell validációja

Korábban olyan acélfajták kifejlesztését tűztük célul, amelyek forgácsolása közben a szerszámon a már előzőekben említett nemfemes felrakódás képződik, és így a megmunkálhatóság javul [22]. Ehhez hosszú idejű éltartam-vizsgálatokkal báziskísérleteket végeztünk, amelyhez viszonylag nagy tömegű, azonos minőségű acélra volt szükség, hogy a forgácsolás körülményei végig azonosak legyenek. Most ezeknek a forgácsolási vizsgálatoknak az eredményeit használjuk fel. Mint már korábban utaltunk rá, azonos minőségű acélok forgácsolhatósága is széles határok között szóródhat, első lépésként tehát megvizsgáltuk, hogy a Vasipari Kutató Intézetben (VASKUT) és az Ózdi Kohászati Üzemekben gyártott acéladagokra ez mennyire jellemző. 80 mm átmérőjű kovácsolt, ill. 80x80 mm keresztmetszetű, hengerelt állapotú buga mintákat vettünk ki a gyártásból, és ezeket hengeresre esztergálva 5-5 perces teszt forgácsolásokat végeztünk $v=100$, 150 és 200 m/min sebességgel, minden alkalommal új szerszámélel. 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 $f = 0,3$ mm/ford előtolást, $a = 2$ mm fogásmélységet alkalmaztunk.

Összesen 31 mintát vettünk. Amint várható volt, egyes esetekben nemfemes réteg rakódott a hátlapra, ezeken nem lehetett a hátkopást megmérni. Természetesen kopás ott is volt, hiszen a nemfemes réteg a forgácsolás közben folyamatosan képződik és kopik, miközben, lassan bár, de a szerszám hátfelülete is roncsolódik. Ezeket az eseteket kizártuk a további vizsgálatból. $v=100$ m/min sebességnél 6 ilyen minta volt, $v=150$ m/min-nél 8, 200 m/min-nél 9.



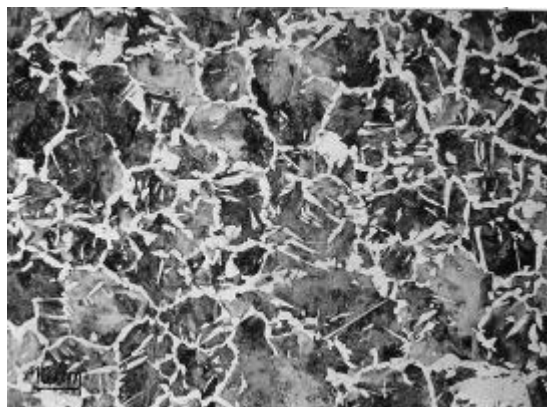
9. ábra. Hátkopás méretek szórása különböző üzemi C45 acél adagokból vett mintákon ($t=5\text{min}$)

választottuk, mégpedig úgy, hogy a kísérletekhez szánt üzemi acél adagot Al-mal túldeoxidáltuk. Ennek következtében csak rideg oxidzárványok keletkeznek, amelyek garantáltan nem képeznek nemfém felrakódást a szerszámon.

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. Itt az Al-tartalom kereken egy nagyságrenddel nagyobb a szokásosnál, ezzel értük el, hogy biztosan rideg zárványok keletkezzenek. Ilyen zárvány tipikus képét mutatja a 10. ábra.



10. ábra. Al-mal túldeoxidált acél tipikus rideg Al_2O_3 zárványa (VKI)

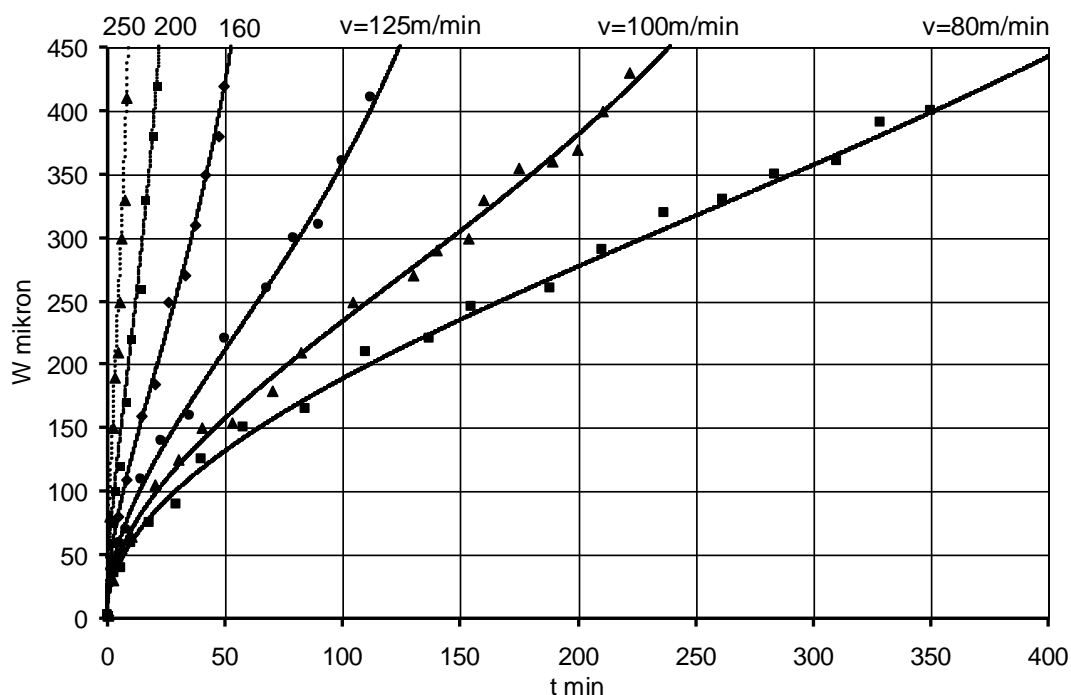


11. ábra. A forgácsolási kísérletek anyagának szövetképe

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

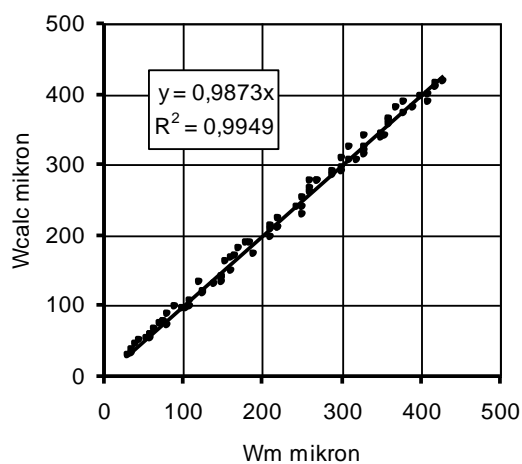
Ilyen módon a három sebességnél rendre 25, 23, ill. 22 mérési eredményt kaptunk, amelyeket a 9. ábra olyan Gauss-papíron összesít, amelyen az adatok szórás képét is szemléltetni lehet. Látható, hogy többé-kevésbé normáeloszlás csak a 200 m/min sebességnél mutatkozott, a 150 m/min sebességnél már jelentős az eltérés, a legkisebb sebességeknél pedig nyilvánvalóan más eloszlással van dolgunk, amelyet a metallurgiai folyamat változékonyságára vezettünk vissza. Arra a következtetésre kellett tehát jutni, hogy a gyártásból véletlenszerűen kivett anyag esztergálásánál olyan ismeretlen tényezőkre is számíthatunk, amelyek egy gyártási adagon belül is lényeges különbséget okozhatnak. Ezt két módon lehetett áthidalni. Vagy párhuzamosan több vizsgálatot végzünk, hogy az átlagokban a zavaró hatások kiegyenlítődjenek, vagy olyan anyagot állítunk elő, amely a lehetőségek szerint homogén, és nem idéz elő nemfém, kopásgátló felrakódást. Ezt az utóbbit

a vizsgált acél szövetszerkezetét a 11. ábra mutatja. Ezzel a kopásmérések eredményeinek szórását leszűkítettük.



12. ábra. A számított kopásgörbék illeszkedése a mérési eredményekhez

Az eltérés az elő-kísérletektől $f=0,25$ mm/ford, $a=2,5$ mm és $\gamma = +6^0$ választása volt. Kezdeti feltételül a kereskedelmi keményfém lapka éllekerekedési sugarát választottuk, amely $W_0 \approx 30 \mu\text{m}$. A szerszám hátkopásának mérési eredményeit a 12. ábra mutatja. Ezekre az eredményekre kellett az új kopásegyenlettel meghatározható görbét optimalisan illeszteni, amelyhez a (12) differenciaegyenletté alakítása szükséges.



13. ábra. A mért és a (12) differenciálegyenlettel számított kopás

A kísérletekhez választott technológiai paraméterekből a (8) képlettel számolva $C_v=281,6$ K, és több szakirodalmi adat [25-27] összevetése alapján $C_w \cong 0,6K / \mu\text{m}$. Ezekkel $K=0,002$, továbbá $x=0,27$. Ezek birtokában az A_a , A_{th} és B konstansok olyan regressziós analízissel határozhatók meg, amelyben a Pearson-féle R^2 mutatószám maximális értékéhez tartozó konstansokat keressük. A számítások Excell, Matlab vagy Matcad segítségével viszonylag egyszerűen elvégezhetők. A részletek mellőzésével az eredmény $A_a=2$, $B=65$, $\ln A_{th}=16,8113$. Ennél a megoldásnál a Pearson-szám $R^2=0,9949$. A számítási és mérési eredmények jó egyezését szemlélteti a 12. és 13. ábra.

A kopás látszólagos aktiválási energiája a (12) képlet felhasználásával

$$Q=BRC_v=65 \times 281,5 \times 8,29 = 151,7 \text{ kJ/mol,}$$

amely az 1. fejezetben az aktiválási energiára felsorolt néhány adattal értelmezhető. Az látható, hogy a szerszám degradálódása a forgácsolás közben olyan komplex folyamat, amely több reakció eredője, ezek között a C45/P20 munkadarab/szerszámanyag párosításnál a kopás intenzitását meghatározó folyamat a Co diffundálása a szinterelt karbid struktúrából az acélba. Ennek következtében gyengül meg a jelentős arányban előforduló (W,Ti)C vegyeskarbid szemcsék kötése, amelyeket így a munkadarab anyaga magával tudja sodorni, lekoptatja.

6. Összefoglalás

A szakirodalom tanulmányozása és a kopási folyamatok optikai, elektronoptikai, valamint morfológiai vizsgálatai alapján arra a következtetésre jutottunk, hogy lehetséges egyetlen matematikai modellben leírni az abrazív, adhéziós és termikusan aktivált diffúziós, oxidációs folyamatokat. Ez a modell egy nemlineáris autonóm differenciálegyenlet, amely az összes részfolyamatnál figyelembe veszi a forgácsolási út hosszát, valamint a szerszám hátlapján a hőmérséklet és kopás kölcsönhatását. A forgácsolási vizsgálatoknál a hátkopás mérési eredményeire jól illeszkednek a kopás-egyenlettel kiszámított kopásgörbék. Ezek birtokában kiszámítható a kopási folyamat jellegét meghatározó folyamat aktiválási energiája.

Köszönetnyilvánítás. A tanulmány a TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 jelű projekt részeként – az Új Magyarország Fejlesztési Terv keretében – az Európai Unió támogatásával, az Európai Szociális Alap társfinanszírozásával valósul meg.

Irodalom

- [1] *Schallbroch, H. -- Bethmann, H.:* Kurzprüfvervaren der Zerspanbarkeit. Teubner Verlagsgesellschaft Leipzig. 1950.
- [2] *Takeyama, H. -- Murata, R.:* Basic Investigation of Tool Wear. Trans. of the ASME, Journ. of Engineering for Industry Febr. 1963. 33-38.
- [3] *Dawihl, W. -- Rix, W.:* Zeitschrift für Metallkunde 34 (1942). 159-159.
- [4] *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.
- [5] *Schaller, E.:* Einfluss der Diffusion auf den Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung von Stahl. Industrie Anzeiger 87 (1965) No.9. 29. Jan.
- [6] *Pálmai Z. -- Tardy P. -- Verő B.:* Adalék a keményfém forgácsolószerszámok kráteres kopásának elméletéhez. GÉP 1972. No. 4. 143-150.
- [7] *Opitz, H. -- Schaller, E.:* Untersuchung der Ursachen des Werkzeugverschleisses. 1966. T.H. Aachen, Nr. 1572.
- [8] *Cook, M. H. -- Nayak, P. N.:* The Thermal Mechanics of Tool Wear. Trans. ASME, Journal of Engineering for Industry 88. (1966) Febr. 93-100.
- [9] *Cook, N.H.:* Tool Wear and Tool Life. Trans. of the ASME, Journ. of Engineering for Industry Nov. 1973. 931-938.
- [10] *Luo, X. -- Cheng, K. -- Holt, R. -- Liu, X.:* Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting. Wear, 259 (2005) 1235-1240.
- [11] *Shaw, M. C. -- Dirke, S. O.:* On the wear of cutting tools. Microtecnic 10 (4) (1956) 187.
- [12] *Trigger, K. J. -- Chao, B. T.:* The mechanism of crater wear of cemented carbide tools, Trans ASME 78 (5) (1956) 1119.
- [13] *Pálmai Z.:* Új kopásfüggvény a forgácsolhatóság és fogácsoló képesség vizsgálatához. BKL Kohászat 104. (1971) No. 12. 552-555.

- [14] *Pálmai, Z.*: A new, physically defined function to describe the wear of cutting tools. *Wear*, 27 (1974) 251-258.
- [15] *Usui, E. -- Shirakashi, T.*: Analytical prediction of cutting tool wear, *Wear* 1000 (1984) 129.
- [16] *Attanasio, A. -- Ceretti, E. -- Rizzuti, S. -- Umbrello, D. -- Micari, F.*: 3D finite element analysis of tool wear in machining. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 57. (2008) 61-64.
- [17] *Carrilero, M. S. -- Bienvenido, R. -- Sanchez, J. M. -- Álvarez, M. -- González, G. -- Marcos, M.*: A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al-Cu alloy. *Intern. Journ. of Machine Tols & Manufacture* 42 (2002) 215-220.
- [18] *Jianwen, Hu, -- Chou, Y. K.*: Characterization of cutting tool flank wear-land contact. *Wear* 263 (2007) 1454-1458.
- [19] *Wicher, A.*: Beitrag zur Erklerung der Bildung oxidischer Beläge auf Hartmetallwerkzeugen während der Zerspanung. Dissertation, Montanistische Hochschule Leoben 1965.
- [20] *Pietikainen, J.*: The Effect of the Practical Machinig Parameters on the Formation of a Tool Wear Inhibiting Layer. *Acta Politechnica Scandinavica. Mech. Eng Ser. No. 55.*, Helsinki, 1975.
- [21] *Pálmai, Z.*: The effect of deoxidation of steel on machinability *Wear*, 38 (1976) 1-16.
- [22] *Pálmai Z. -- Temesszentandrási G.*: Célszerűen dezoxidált jól forgácsolható (JF) acélok. *BKL Kohászat*, 113. (1980) No. 6. 237-246.
- [23] *Mamalis, A. G. -- Kundrák, J. -- Horváth, M.*: On a novel tool life relation for precision cutting tools, *Trans. of the ASME – Journ. of Manufacturing Science and Engineering* 127 (2), 328-332. May 2005.
- [24] *Lowack, H.*: Temperaturen an Hartmetall Drehwerkzeugen bei der Stahlzerspanung. Dissertation, Aachen 1967.
- [25] *Arrazola, P. J. -- Arriola, I. -- Davies, M. A.*: Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in ortogonal machinig of AISI 4141 steels. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 58 (2009) 85-88.
- [26] *Kodácsy J.*: Nem publikált mérések. Kecskeméti Főiskola, 2010.
- [27] *Kundrák, J. -- Mamalis, A. G. -- Gyáni, K. -- Bana, V.*: Surface layer microhardness changes with high-speed turning of hardened steels, *Intern. Journ. of Advanced Manufacturing Technology*, 2011. 53, No. 1-4. 105-112.