

Válasz

dr. Gránásy László az MTA doktora részére a

„Folyamatosan öntött lemezbugák középvonali dúsulása és következményei”

című akadémiai doktori értekezéséről írt bírálatára

Mindenekelőtt megköszönöm dr. Gránásy László okleveles fizikus opponensi véleményét, a dolgozat részletekre is kiterjedő alapos kritikai elemzését, értékelését.

A bírálatban központi kérdésként merül fel, hogy a disszertációban bemutatott matematikai modellezés és szimulációs eljárás technikai szintje, a számítások, becslések pontossága, megbízhatósága – egy konkrét műszaki (metallurgiai) jellegű probléma vizsgálata kapcsán – megfelel-e (és milyen mértékben) a napjainkban jogosan elvárt követelményeknek. Mindenekelőtt erre a felvetésre kívánok reflektálni.

A doktori disszertációban ismertetett kutatási tevékenység elsődleges célja: a folyamatos öntés – amely Magyarországon is alkalmazott ipari technológia – átfogó elemzése és matematikai modellekkel való megközelítése, különös tekintettel az öntött termék „belső” minőségének egyfajta jellemzésére, valamint a tulajdonságok előre jelzésére (predikciójára). Ebből adódóan alapvető törekvés volt, hogy az öntött termék középvonali dúsulását befolyásoló lényeges folyamatok matematikai leírását egy átfogó (globális típusú) modellbe lehessen integrálni.

A fenti megfontolásokból kiindulva, olyan modell kialakítására törekedtem, amely az ipari gyakorlatban előforduló öntési folyamatok tekintetében képes konkrét (kvantitatív) információval szolgálni egyes technológiai paraméterek és a „belső” anyagminőség összefüggéseiről, továbbá alkalmas arra is, hogy iránymutatást adjon az öntés-technológiai paraméterek célszerű megváltoztatására vonatkozóan.

Az ipar elvárásaihoz illeszkedő globális megközelítés alkalmazásához a folyamatos öntés meglehetősen összetett folyamat-rendszerét a fenti célkitűzésnek megfelelő perspektívából kellett vizsgálnom.

Kellően nagy perspektíva távolság volt szükséges ahhoz, hogy az egész rendszerben fennálló összefüggés-halmaz egyes elemeinek szerepe és ezek jelentősége, a részfolyamatok leírásához ésszerűen szükséges „modell-pontosság” a műszaki igényeket kielégítő biztonsággal megítélhető, (minősíthető) legyen, ugyanakkor elegendően „közelről” is kellett vizsgálni az egyes részfolyamatokat, hogy a feltárt törvényszerűségek a modellekben kvantitatív módon megfogalmazhatók legyenek.

A folyamatos öntésnek több olyan részterülete van, melynek matematikai modellezése alapvetően kidolgozottnak tekinthető, következésképpen a modellezés a kereskedelmi szoftverek adaptációjával a fenti igényeknek megfelelő pontossággal megoldható. Ugyanebben a technológiában azonban ismeretesek olyan jelenségek, részfolyamatok is, amelyeknek értelmezése, nyomon követése és így matematikai modellezése is, komoly

nehézséget jelent (például az [1]-ben felvetett témakörök), ezek között említendő a középvonali dúsulás problematikája.

A középvonali szegregáció jellemzésére kidolgozott LMI modell – a folyamat bonyolultsága okán – statisztikai adatok elemzése eredményeként származtatott empirikus összefüggéseket is tartalmaz. Mindez magyarázható azzal, hogy jelenleg csak meglehetősen korlátozott mértékben állnak rendelkezésre azon elméletileg is megalapozott fizikai, kémiai és technológiai ismeretek, képletekkel reprezentált összefüggések, amelyekre támaszkodva az empirikus formulák kiiktathatók lennének a modellezési tevékenységből.

A modellek és szimulációs eljárások ipari alkalmazásakor nem lehet figyelmen kívül hagyni a számítástechnikai korlátokat sem, különösen, ha elvárás a modelltől, hogy a technológiai folyamat valós idejében szolgáltatson eredményeket. A nagy bonyolultságú modellekre és numerikus algoritmusokra alapozott szoftverek sajnálatos velejárója a programok jelentős mérvű futásideje. A folyamatos öntés tekintetében monitoring és optimalizálás céljára kifejlesztett szimulációs szoftverek többsége ezért „valós idejű” ipari folyamat-irányítási feladatok ellátására csak korlátozott mértékben használható. (Ezt a bíráló által feltett (5)-ös kérdésre adott válasz is alátámasztja.)

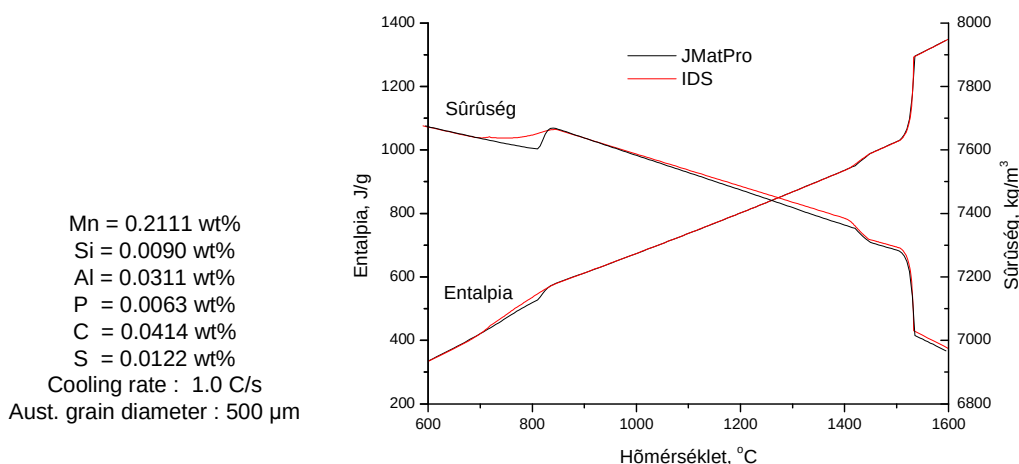
A fenti megfontolásokkal kapcsolatos a disszertációnak azon – az opponens által kifogásolt – „jellegzetessége”, hogy bizonyos részfolyamatok esetében a dolgozat nem tér ki a modell egyes modul-elemeinek bővebb ismertetésére (pl. a hőtani modell, TEMPSIMU, IDS, COMSOL). Nyilván elvileg nem vitatható a bíráló azon megjegyzése, hogy a középvonali dúsulás jelenségeinek leírására kidolgozott modellezési technika nem a legmodernebb szintű, ennek ellenére a bíráló egyet ért azzal, hogy a modell „lehetőséget nyújt a termék optimalizálására, azaz praktikusnak bizonyul”. Alapvetően ez is volt a cél, vagyis hogy – az ipar elvárásának megfelelően – a modellek alapján az öntéstechnológiai paraméterek és a középvonali dúsulás kapcsolatát értelmezni és értékelni lehessen.

A lemezbugában állandósult öntési viszonyok között kialakuló hőmérséklet-eloszlás meghatározására ipari problémák megoldására alkalmas és gyakorlatban is eredményesen alkalmazott kereskedelmi szoftverek állnak rendelkezésre, ezek között említendő a TEMPSIMU és TEMPS3D szoftver is. Ez utóbbiak alkalmasak például a „vízpermettel való hűtés nem-triviális problémájának kezelésére” is, megfelelő elméleti és empirikus közelítésekre támaszkodva. A kutatási munkámban e szoftvereket megbízható eszközként használtam – a további számításokhoz nélkülözhetetlen – hőmérséklet-mező meghatározásához, de főként a dolgozatra vonatkozó terjedelmi korlátok miatt nem tértem ki a kereskedelmi szoftverek leírásának ismertetésére. Saját, de természetesen nem tézis-értékű eredményemnek tekintem viszont e hőtani szoftverek alkalmazásának kidolgozását a konkrét öntőgép vonatkozásában, nevezetesen a gyártott acél-termékskála kémiai összetételi és méret tartományában. (Ez tette lehetővé többek között az izotópos vizsgálatok és modellezési eredmények összehangolt értelmezését.)

Kérdésként vetődik fel az opponensi véleményben a hőmérsékleti mezőre, illetve a szilárd kéreg vastagságára vonatkozó mérési eredmények kiértékelésének módszertana, a mérés és értékelés megbízhatósága. Közvetlen módon a lemezbuga belsejében kialakult hőmérséklet-eloszlás, illetve a szilárd kéreg vastagság nem állapítható meg, éppen ezért kellett a meglehetősen drága és bonyolult izotópos nyomjelzős vizsgálatssorozatot alkalmazni a modell validálására. A hőtani modell megbízhatóságát hazai és külföldi közvetett mérési eredmények támasztják alá (pl. felületi hőmérséklet és annak keresztirányú eloszlására vonatkozó mérések,

a szilárd kéreg behajlításával előidézett belső repedések pozíciójának utólagos vizsgálata [2-4]). A szálszakadáskor képződött lemezbuga darabok utólagos vizsgálatából, valamint a primer és szekunder dendritág távolság változásából is közvetett módon rekonstruálhatók a kristályosodási viszonyok, egyetemi doktori értekezésemben e módszer alkalmazásának lehetőségeit kutattam [5]. Az értekezés 2.2 fejezete foglalkozik a hőtani modell validálási nehézségeivel, mely kétségtelenül a hőtani modellezés kényes pontja. Ugyanakkor hozzá kell tennem, hogy a folyamatos öntés más részfolyamataira vonatkozóan esetenként még az ilyen szintű validálás lehetősége sem adott (pl. a támgörgők közötti kihajlás minősítése).

Az acélok hőmérséklettől függő tulajdonságainak számítására a szintén kereskedelmi forgalomban kapható IDS szoftvert alkalmaztam, ennek output file-jait használja egyébként a hőmérsékletmező meghatározására szolgáló szoftver. Reagálva dr. Gránásy László opponensi véleményében az IDS megbízhatóságára vonatkozó felvetésre: a ThermoCalc a kutatás időszakában mindennapi használatra nem állt rendelkezésre, viszont az anyagtudományi szimulációban szintén elterjedten alkalmazott JMatPro [6] szoftverrel az IDS adatok ellenőrzése megtörtént. Példaként egy konkrét acélminőség esetében adódó sűrűség és entalpia hőmérsékletfüggését mutatja be az 1. ábra.



1. ábra A sűrűség és az entalpia változása
a hőmérséklet függvényében adott acélminőségre vonatkozóan

A bíráló az alábbi konkrét kérdéseket fogalmazta meg:

(1a) Milyen módon veszi a TEMPSIMU és TEMPS3D figyelembe a vízhűtés részleteit?

Közvetlenül a kristályosító alatti szál-szakaszban egyrészt a hűtésre szolgáló fúvókákból kiáramló víz, illetve víz-levegő keverék, valamint a támgörgők „kontakt” érintkezése következtében megy végbe hőelvonás, másrészt hőszugárzással is számolni kell. Ennek megfelelően a hőtani modellre jellemző peremfeltételeket a szál aktuális részén működő hűlési viszonyok, valamint a hűtővíz fúvókák és a támgörgők típusa függvényében lehet megadni.

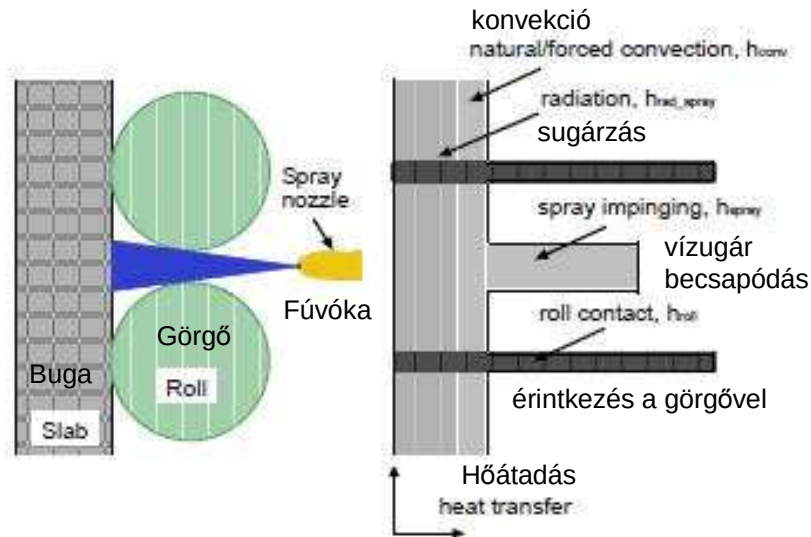
Amikor a szál két szomszédos támgörgő között elhalad, a következő négy hűlési feltételrendszer alakulhat ki (2. ábra) [2]:

I. Roll contact area: Érintkezés a támgörgővel.

II. Pre-nozzle area: A támgörgő és a vízhűtés közötti (hűtés nélküli) szakasz

III. Spraying area: Vízhűtéses szakasz.

IV. Post nozzle area: A vízhűtés utáni szakasz, ahol az előző szakaszból a bugafelületről lecsorgó víz is kifejthet hűtőhatást.



2. ábra Hőátadási viszonyok a támgörgők és hűtőfúvókák környékén

I. Ebben a tartományban a szálból a támgörgő irányába történik hőátadás.

A hőelvonás alapvetően a görgő és a szál közötti, öntési irányú érintkezés hosszától és a támgörgő hűtési módjától függ. A hőközlésre vonatkozó peremfeltétel az alábbi egyenlettel adható meg

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_{ext})$$

ahol

q a hőfluxus nagysága,

h a hőátadási együttható,

T a bugafelület hőmérséklete,

T_{ext} a támgörgő felületi hőmérséklete.

A támgörgőknek a hűtés szempontjából alapvetően az alábbi három típusa létezik:

- revolver: revolver hűtésű támgörgő, a hűtővíz furat a hengerpalást közelében halad,
- internal: belső hűtésű támgörgő, középponti hűtővíz csatornával van ellátva,
- solid: tömör támgörgő, külső és belső hűtés nélküli.

A külső vízpermetes hűtésű támgörgő hőtani szempontból revolver típusúnak fogható fel. A számításokhoz a hőátadási együttható és a támgörgő hőmérsékletének megadása szükséges. A hőátadási együtthatók az irodalmi és mérési adatok szerint a következő adatokkal jellemezhetők:

$$h\text{-revolver} = 3.6 \text{ (kW/m}^2\text{C)}$$

$$h\text{-internal} = 1.3 \text{ (kW/m}^2\text{C)}$$

$$h\text{-solid} = 0.3 \text{ (kW/m}^2\text{C)}$$

A lemezbuga felület és a támgörgő öntési irányú érintkezési hossza szintén mérések alapján jó közelítéssel 5 mm-nek vehető. Azokon a részeken, ahol a támgörgő nem érintkezik a bugafelülettel, sugárzás is történik. A Tempsimu ezekben a tartományokban a bugafelületre merőleges irányú sugárzási veszteséget számol a Stefan-Boltzmann törvény alapján.

II. A hűtőfűvóka előtti és utáni felületrészen nincs direkt hűtés, így itt a levegő konvekciós hűtőhatása és a sugárzás érvényesül. Ezekben a tartományokban a peremfeltételt reprezentáló egyenlet a következő:

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_{ext}) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_{air}^4)$$

ahol

h a levegő és az acélfelület közötti hőátadási együttható,

T a bugafelület hőmérséklete, Kelvin fokban

T_{ext} a bugafelülettel érintkezésbe kerülő levegő hőmérséklete, Kelvin fokban

ε az acélfelület emissziós tényezője,

T_{air} a sugárzás szempontjából figyelembe vehető levegő hőmérséklet, Kelvin fokban

σ a Stefan-Boltzmann-állandó.

A levegő hűtőhatásának figyelembevételéhez ajánlott hőátadási együttható értéke: 0.04 kW/m²C.

IV. Ez a tartomány, a peremfeltétel szempontjából hasonló az előzőhöz. A különbség csak annyi, hogy a levegő hűtőhatását reprezentáló hőátadási együttható helyett a lecsorgó víz hűtőhatására érvényes értéket kell behelyettesíteni. Porlasztott vizet generáló fűvókák esetén a lecsorgó víz hatása elenyésző, ilyenkor a levegőre vonatkozó hőátadási együttható értékkel célszerű számolni. A lecsorgó víz hűtőhatásának figyelembe vételéhez 0.05-0.3 kW/m²C között hőátadási együtthatót célszerű választani, a javasolt érték 0.1 kW/m²C.

III. Az öntött szálát nagynyomású vízzel, vagy víz-levegő permettel hűtik. A hűtés intenzitását a fűvóka paraméterei, a víznyomás és levegőnyomás együttesen határozza meg. Ebben a tartományba összetett hűtési mechanizmusok működnek, konvekció és sugárzás egyidejűleg jelentkezik.

A vízhűtéssel kapcsolatos figyelembe veendő jelenség a Leidenfrost hatás. A Leidenfrost pontnál magasabb hőmérsékleten a hűtött acélfelületet gőzfilm borítja. Ennek a hatásnak kiemelkedő jelentősége van a szekunder hűtés esetében, mivel a Leidenfrost hőmérséklet – a felületi minőség és a víznyomás függvényében – 700-900 °C közé esik. A felületi reverteg jelenléte a Leidenfrost hőmérsékletet megemeli.

Az izzó acélfelületre kerülő víz gőzfilmet képez, és szigetelőréteggént működik az acélfelület és a hűtővíz között. A hőátadási együttható jelentősen lecsökken a Leidenfrost hőmérséklet alatti értékhez viszonyítva és innentől kezdve lényegében nem függ a felületi hőmérséklettől sem.

A peremfeltételt leíró egyenlet megegyezik a hűtőfűvóka előtti és utáni szakaszra vonatkozó formulákkal, a sugárzási hőátadás ebben a szakaszban is ugyanígy számítható. A hőátadási együttható definiálására az alábbi kifejezés szolgál:

$$h = a \cdot W^b \cdot c(T)$$

ahol

h a vízhűtéses részre érvényes hőátadási együttható, kW/m²C

W a vízáramlás idő szerinti fajlagos mennyisége, m³/h

a , b és $c(T)$ pedig paraméterek.

Ez utóbbi $c(T)$ paraméter reprezentálja a szál felületi hőmérsékletének hatását a hőátadási együttható értékére. A stabil gőzpárna képződés hőmérséklet tartományában $c(T)$ értéke 1. Az egyenlet egyéb paramétereit kísérleti úton határozták meg.

Vízpermet hűtés esetén

$a=0.110$

$b=0.64$

tételezhető fel, víz-levegő permetnél pedig

$a=0.133$

$b=0.724$

értékek vehetők figyelembe.

Mindkét esetben a $c(T)$ függvény a következő néhány – mérési eredményeken alapuló – diszkrét értékkel jellemezhető:

400 °C	4.50
600 °C	2.45
700 °C	1.80
800 °C	1.30
900 °C és felette	1.00

(1b) Hogyan veszik figyelembe a folyadék kristályosodása során felszabaduló hőt (ami elvben függ a hőmérséklettől és összetételtől is, tehát csak az IDS szoftver segítségével tudják kiértékelni)?

A 3 dimenziós hőmérséklet viszonyokra érvényes differenciálegyenlet általános formája a következő [2]:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x})}{\partial x} + \frac{\partial(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial y})}{\partial y} + \frac{\partial(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial z})}{\partial z} + \frac{\partial u_z \rho c T}{\partial z} + Q$$

Hővezetést reprezentáló tagok az x, y, z irányokban
A szál mozgását reprezentáló tag (advekción)
Hőforrás tag (látens hő)

Öntési sebesség

[1]

ahol

ρ a sűrűség,

c a fajhő,
 k_{eff} az effektív hővezetési tényező,
 t az idő,
 T a hőmérséklet
 x,y,z helykoordináták (z jelöli az öntési irányt),
 u_z öntési sebesség a z irányban,
A hőforrás jelenlétére utaló alábbi kifejezésben

$$Q = \rho L \frac{\partial f_s}{\partial t}$$

L a látens hő,
 f_s a szilárd fázis aránya a mushy tartományban, azaz ha $T_{liq} > T > T_{sol}$ igaz.

Több, a szakirodalomból ismert modell az olvadék konvekciós hatástól eltekint, mivel a tapasztalatok szerint acélöntés esetén az olvadék áramlása alig befolyásolja a szilárd kéreg vastagságra adódó eredményeket. A jelen hőtani modellben az olvadék áramlás közelítő figyelembe vételére az ún. effektív hővezetési tényező bevezetése szolgál. A k_{eff} effektív hővezetési tényező a következő formulával írható le:

$$k_{eff} = k f_s + A k \cdot (1 - f_s)$$

ahol
 k_{eff} az effektív hővezetési tényező,
 k a folyékony olvadéknak adott hőmérsékletre érvényes hővezetési tényezője,
 $f_s = f_s(T)$, a kétfázisú (olvadék/szilárd) mushy részben a szilárd fázis aránya.
 A konstans.

Ha $T > T_{liq}$, akkor a k_{eff} effektív hővezetési együttható mintegy 3-5-ször nagyobb (az A konstans megválasztásától függően), mint az olvadék normál hővezető képessége, ez reprezentálja az áramlás okozta konvekció hatását. A T_{liq} és T_{sol} között az effektív érték a szilárd fázis részarányának függvénye. T_{sol} alatt már egyáltalán nincs konvekció, a szilárd fázisra jellemző hővezetési tényező dominál. A tapasztalatok szerint az effektív hővezetési tényező bevezetésével a kéregvastagság növekedési függvény, illetve a tócsamélység jól számítható, a szál belsejében lévő olvadék hőmérséklete elfogadható mértékű hibával adódik.

(2) A TEMPSIMU szoftver csak 2D információt szolgáltat, azt is úgy, hogy a szálirányú hőterjedést elhanyagolja. Hogyan történik a 3D korrekció a TEMPS3D szoftverben? Miért nem végeznek inkább direkt 3D számolást? Teljesül-e a termikus transzport szimuláció során az anyagmegmaradás?

Az [1] egyenletből a z irányú hővezetést reprezentáló tag bizonyos esetekben, például az acél folyamatos öntése esetében is elhagyható, vagyis az öntési irányú hővezetés elhanyagolható. Az elhanyagolást a viszonylag nagy öntési sebesség (0.4 – 2 m/perc) és a kicsi hővezetési tényező (20 – 50 W/mK) teszi lehetővé. Al és Cu esetében ez az egyszerűsítés nem megengedhető, mivel lényegesen nagyobb a hővezetési tényező (250 – 400 W/mK), az öntési sebesség pedig általában kisebb (0.03 – 0.1 m/perc), mint az acéloknál [2]. A hőtani modellezéshez az acél folyamatos öntése esetén első közelítésben elegendő a szál 2-dimenziós szeleteinek vizsgálata. A Tempsimu a 2D-s szelet módszert alkalmazza, ennek megfelelően az

öntési irány idő dimenzióként szerepel, ezen keresztül veszi figyelembe a szál mozgásából adódó hőtranszportot. Az egyenlet 2D-s alakja tehát a következőképpen írható:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x})}{\partial x} + \frac{\partial(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial y})}{\partial y} + Q \quad [2]$$

Ha minden öntési paraméter konstans az öntési folyamat során (azaz az „öntés állandósult állapota” áll elő), akkor a szeletekből a lemezbuga 3D-s hőmérséklet eloszlása meghatározható. A TEMPS3D hasonlóképpen működik, de síkban és időben is FDM módszerrel számolja ismét végig a folyamatot. Az öntési sebesség figyelembe vételére upwind közelítést alkalmaz. A számítási tapasztalatok szerint a 2D-s és 3D-s megközelítés lényegében csak a likvidusz hőmérséklet izotermájának helyzetét befolyásolja (lásd értekezés 13. oldal).

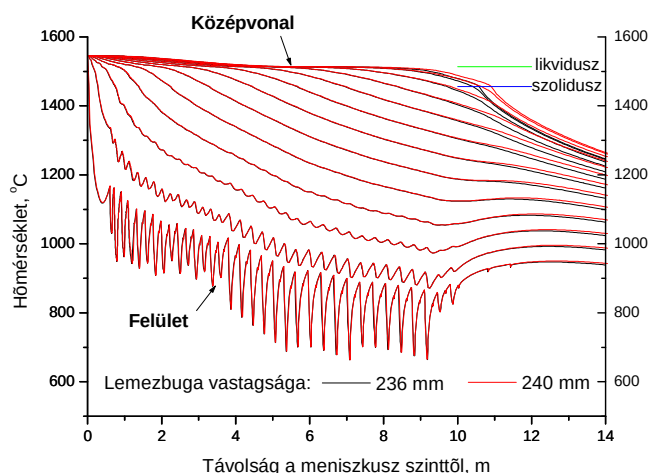
A 2-dimenziós közelítés a gyakorlati alkalmazás és a számítási idő szempontjából komoly előnyt jelent a direkt 3D-s modellezéssel szemben, mivel egy adott, „állandósult állapotú öntési eset” vizsgálata során nem szükséges a teljes 3D-s szál dermedését végigkövetni a kezdeti feltételtől az állandósult állapot eléréséig.

A folyamatos öntés hőtani (Tempsimu, Temps3D) szimulációjában a háló mérete nem változik. A modellben az öntött termék szélessége és vastagsága az öntőgép hosszában változatlan, azaz a szál termikus kontrakciója nincs figyelembe véve. A termikus és tömeg egyensúly fenntartására a modell azt a közelítést tartalmazza, hogy nincs termikus kontrakció, a sűrűség konstans. A termikus modell a szolidusz hőmérsékletű acél sűrűségét feltételezi a teljes lemezbuga tartományra [2].

A termikus kontrakció elhanyagolása némileg módosítja a lemezbugára számított hőmérsékleti mezőt, a hatás mértékének becsléséhez tekintsük a 3. ábrát. A diagram az öntött termék belsejében kialakuló számított hőmérsékleti mezőt ábrázolja két különböző lemezbuga vastagságra, nevezetesen a modellezés során az értekezésben is figyelembe vett 240 mm-es és egy „átlagosan zsugorodott” 236 mm-es lemezbuga esetére. Az öntési és hűtési körülményeket mindkét esetben azonosnak tételeztem fel. A legfelső görbepár a lemezbuga középvonalában kialakult hőmérsékletet ábrázolja (a piros 240, a fekete 236 mm-es bugavastagságra), lefelé haladva az ezt követő vonalpárok pedig a középvonaltól 10, 20, 30,..., 110 mm távolságban kialakult hőmérséklet-eloszlást reprezentálják. A legalsó görbék a lemezbuga felületi hőmérsékletét jellemzik (a bugafelület távolsága a középvonaltól értelemszerűen 120, illetve 118 mm a két vizsgált esetben). A kétféle vastagsági érték feltételezésével a hőmérsékletmezőben adódik némi eltérés a kristályosodás legutolsó szakaszában, illetve inkább annak befejeződése után, azaz a szolidusz hőmérséklet alatt. A különbséget csökkenti az a körülmény, hogy a termikus kontrakció a szál dermedése során – a bemutatott példától eltérően – fokozatosan jön létre, vagyis a 240 mm-es kiinduló méretből az öntőgép teljes hossza mentén alakul ki a termikusan kontrahált (pl. 236 mm-es) vastagság. Megjegyzendő továbbá, hogy a lemezbuga tényleges vastagságát egy sor egyéb tényező is befolyásolhatja pozitív és negatív irányban is (támogörögök helyzete, kihajlás, excentricitás, stb.), ezek mértéke a termikus kontrakció okozta deformáció nagyságrendjébe esik.

Az LMI modell a szál vastagsági irányában figyelembe veszi a hőmérsékletmezőnek megfelelő sűrűséget a szilárd, mushy és olvadék tartományban is. Az öntött szál külső

kontúrja által definiált térfogatot a lokális hőmérsékletnek megfelelő sűrűségű szilárd és mushy, valamint a likvidusz hőmérsékletnek megfelelő sűrűségű olvadék tölti ki.



3. ábra A lemezbuga vastagságirányú hőmérséklet-eloszlása
240 és 236 mm-es vastagsági méret esetén

(3) A lokális összetételt és sűrűséget az IDS szoftver szolgáltatja a hőmérséklet eloszlás alapján. De a hőmérséklet eloszlás maga is függ a lokális tulajdonságoktól (pl. a hővezetési együtthatótól, fajhőtől, stb.). Alkalmaznak-e valami eljárást az önkonzisztencia biztosítására?

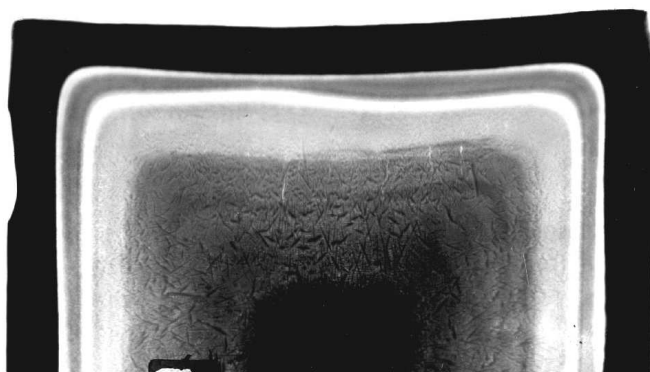
A modellben a hőmérséklet-mező változása és az átalakulási folyamatok előrehaladása a hely és idő függvényében egy "csatolt rendszert" alkot. A fizikai jellemzők és folyamatok közötti komplex kapcsolatrendszer meghatározó elemeit a modell tartalmazza, ennek megfelelően – adott kémiai összetétel esetén – figyelembe veszi a fizikai jellemzők hőmérséklet- és szerkezet-változás függését, a kristályosodás, fázisátalakulások folyamán (lásd 1. ábra).

Úgy vélem, az anyagjellemzőkre vonatkozó becslések pontossága – tekintettel a modellben bevezetett egyéb közelítések (pl. effektív hőátadási együttható, konstans lemezbuga vastagság, stb.) alkalmazására – az öntési folyamat globális megközelítéséhez (fenomenológiai leírásához) a műszaki követelmények kielégítése szintjén elégségesnek ítéltető.

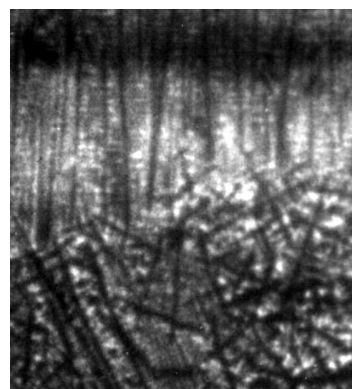
(4) Az izotópos kísérletek eredményeit és a hőterjedési modellel végzett számításokat hasonlítja össze G. Fehérvári, "Calculation of Solidification during Continuous Casting and its Experimental Verification" című munkája [Mater. Sci. Forum 473-474, 329 (2005)]. A szálirányban meghatározott izotópos kéregvastagság egybeesik a likvidusz vonallal, éppen mint a disszertációban. A cikk 4. ábrája lényegében megegyezik a disszertáció 2.8 ábrájával, ami arra utal, hogy ugyanazon kísérletről van szó. Ennek fényében érdekes, hogy a meniszkusztól 0.8 és 1.6 m-re meghatározott keresztirányú kísérleti és elméleti kéregvastagság adatok eltérnek a disszertációban szereplő 2.9 ábrán láthatótól. Pl. 0.8 m-nél inkább a szolidusz vonallal egyeznek az izotópos kéregvastagság adatokkal. Mi lehet az eltérés magyarázata? (Más távolság a meniszkusztól?) Van-e valami független becslés arra, hogy az izotóp-szennyező milyen mélyen hatolhat be a részben szilárd tartományba?

Az izotópos szennyezés beavatkozásra hat lemezbuga öntése esetén került sor 2001-ben. Ez összesen 4 féle acélminőséget, de hat különböző technológiai beállítást jelentett, vagyis az öntési sebesség, hűtési intenzitások, túlhevítés és bugaméret 6 féle variációja valósult meg. A lemezbugákból összesen 37 keresztirányú és néhány hosszirányú szelet kivágására és vizsgálatára került sor, ezen adatok felhasználásával történt a hőtani modell ellenőrzése. Az értekezésben a 2.9 ábrán bemutatott eset a 3-as számú kísérlet során a meniszkusz szinttől 2,33 m-re kialakult állapotot jellemzi (öntési sebesség 0,54 m/perc), a hivatkozott cikk 5. és 6. ábrája pedig az 5-ös számú kísérletben készült termék 0,8 és 2,16 m-nél (a 6. ábrán és a szövegben tévesen szerepel az 1,6 m) jellemző kéregvastagságát mutatja (öntési sebesség 0,7 m/perc).

Az izotóp-szennyező részben szilárd tartományba való behatolási képességének kérdése a radiográfiás képek kiértékelésekor került előtérbe. A felvételeken zömében éles határvonalakat lehetett azonosítani (4.a./ ábra), mely azt jelezte, hogy a határfelület mögötti anyagrésszel az izotóp tartalmú olvadék nem keveredett. Szakmai vita alakult ki a vizsgálatok kiértékelése során, hogy ez a kirajzolódó felület a likvidusz, vagy a szolidusz hőmérsékletéhez tartozik e (a kétféle tócsamélység között általában több méter eltérés van), de a behatolási képességre vonatkozóan becslés nem született. A kiértékelés alapjául a vizsgálat lefolytatását és a kísérleti körülményeket részletező dokumentum [7] szolgált, mely azonosítja a vizsgált bugaszeleteknek az izotópos szennyezés bejuttatásának „pillanatában” azok meniszkusz szinttől számított távolságát. A vizsgált metszeteknek a szennyezés időpontjához tartozó meniszkusz szinttől számított távolságának becsléséhez a fürdőfelszín alá és az acélkapszulába zárt izotóp süllyedési és oldódási viszonyainak elemzése alapján került sor [7]. A felvételeken a 4. a./ ábrán láthatóhoz hasonló eltérő tónusú tartományok is azonosíthatók, melyek kialakulása az izotóppal szennyezett és nem szennyezett olvadék áramlásával és keveredésével hozható kapcsolatba. E tartományokban gyakorta a primer dendrites szerkezet kirajzolódása is megfigyelhető volt (4.b./ ábra). Az üzemi tapasztalatok, a modellezési és hőmérséklet mérési eredmények elemzése alapján egyértelművé vált, hogy az izotóp a lemezbuga nagyobb kéregvastagságainál (kb. 1,5 m meniszkusz szinttől számított távolságtól számítva) a likvidusz felület határvonalát rajzolja ki. A kristályosító környezetében a mushy zóna még keskeny (néhány mm, lásd disszertáció 2.8 ábráján az első két mérési pont), így ezen részen nem mindig lehetett azonosítani a határvonal helyzetét.



a./



b./

4. ábra a./ Izotóppal szennyezett lemezbugáról készült keresztirányú radiográfiás felvétel [7]
b./ Oszlopos és egyenlőtengelyű dendritek radiográfiás felvételen

(5) Vesse össze a saját LMI modell keretében elért eredményeket a disszertáció beadásakor ill. azóta megjelent [B3] és [B5] referenciákban ismertetett hidrodinamikai szimulációkkal, melyek a középilonali dúsulást és a „mechanical soft reduction” hatását vizsgálják.

A „mechanical soft reduction” (mely fogalom a magyar műszaki nyelvben „olvadékmag redukció” néven terjedt el) összetett folyamatával a 28-30, 55. és 60. oldalon az értekezés is foglalkozik, ennek figyelembe vételével történt többek között a támgörgő rés szűkítési ütem porozításra gyakorolt hatásának értékelése (pl. az 5.6 ábra kapcsán a 60. oldalon). A kérdéskört tárgyaló 3. fejezetben azokat a publikációkat ismertettem, melyek – a disszertáció célkitűzésével összhangban – valós öntési esetek matematikai modellezési és az öntött termék vizsgálati eredményei tükrében iránymutatást adnak az olvadékmag redukció mértéke és a belső minőség kapcsolatára, azaz az optimális olvadékmag redukciós mérték meghatározására vonatkozóan.

A disszertáció beadása idején, illetve az azt követően megjelent két tanulmány – melyekre az opponens felhívta a figyelmemet, és kinyomtatva is eljuttatott hozzám –, szintén az olvadékmag redukció helyének, mértékének a középilonali dúsulásra gyakorolt hatásával foglalkozik, és jól illusztrálja az öntött szál belsejében a kristályosodás utolsó szakaszában szerepet játszó folyamatok összetettségét. A dolgozatok elméleti úton közelítik meg a kétfázisú (olvadék és szilárd) rendszerben kialakuló áramlási, diffúziós és deformációs viszonyokat. Ahhoz, hogy a feladat véges processzási idő alatt egyáltalán megoldható legyen, számos egyszerűsítést vezettek be, melyek közül a legfontosabbak a következők:

- 2D-s megközelítés,
- egyszerűsített, rövidített lemezbuga alak,
- egyszerűsített hűtés (konstans hőátadási együttható a hűtött felületen, (vö. a valós helyzetet bemutató 2.2 ábra a disszertációban),
- az olvadéktócsa helyzetének szabályozása a kristályosodási látens hő mértékének módosításával (modified heat capacity method),
- támgörgő résméret konstans az olvadékmag redukciós szakasz előtt (vö. a valós támgörgő résméret eloszlását példaként bemutató 3.5 ábra zöld vonalával),
- a kihajlás lineárisan csökken a lemezbuga hossza mentén (vö. 5.20/1 ábra piros vonala az értekezésben),
- kétalkotós Fe-C ötvözet feltételezése,
- egyszerűsített porozítási számítási módszer alkalmazása (SPM),
- a bíráló által megadott [B5] hivatkozás II.A fejezetében felsorolt további egyszerűsítések (a-g pontok).

A szerzők szerint az elvégzett vizsgálatok célja az „olvadékmag redukciós módszer működésének mélyebb megértése”. Az egyszerűsítő feltevések miatt azonban a számítási eredmények az ipari gyakorlatban elő nem forduló virtuális öntési esetre tekinthetők érvényesnek. Az egyszerűsítések ellenére egy konkrét eset számítási időigénye 3-4 napot tett ki a publikációban megadott speciális számítógép konfiguráció alkalmazásával is.

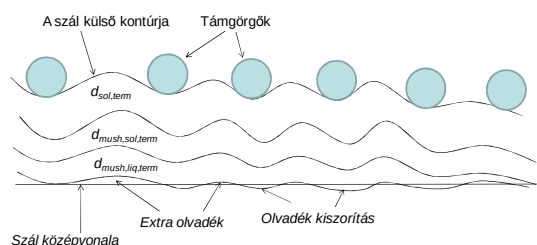
A szerzők számítási eredményei szerint a középilonali dúsulás akkor a legkisebb, ha nincs olvadékmag redukció, vagyis csak párhuzamos támaszfelületek között történik a végső dermedés (flattening), kihajlás nélkül. A szerzők is megállapítják, hogy bár a kihajlás kiiktatása ezen utolsó szakaszban mindenképpen kedvező hatású, ez a végeredmény ellentmond(hat) az ipari tapasztalatoknak. Az ellentmondás minden valószínűség szerint fennáll, mivel a lemezbugát gyártó nagy acélművek zöme alkalmazza az olvadékmag redukciós eljárást, általában 1 mm/m körüli értékkel (lásd. értekezés 28-30. oldal).

A cikkekben említett egyszerűsített porozitás számítási módszer (SPM – Simplified Porosity Method) és a porozitás képződéséhez tartozó határérték (szilárd fázis aránya < 0.05) bevezetése a kristályosodás befejeződésének numerikus kezelhetősége érdekében történt [8]. A [B3] és [B5] dolgozat a kémiai összetételben megmutatkozó dúsulás olvadékáramlással kapcsolatos folyamataira fókuszál. Annak érdekében, hogy ezt minél szélesebb olvadék/szilárd fázisarány-tartományban tudják vizsgálni, vezették be az 5 %-os olvadéktartalomhoz kötött porozitás képződési határértéket [9].

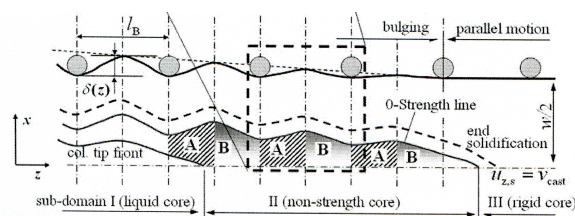
A középilonali dúsulás kialakulásában a karbonon kívül a többi elem is meghatározó szerepet játszik (pl. Mn, Si, P), sőt a kialakult dúsulás utólagos csökkenthetőségét ezen elemek befolyásolják, amint azt az értekezés a mangán vonatkozásában tárgyalja is. Megítélésem szerint a feltérképezett olvadékmag redukciós variációkban a reálisnál lényegesen kisebb makrodúsulás adódott. Ebben mindenképpen közrejátszik a kétalkotós ötvözetrendszer feltételezése, melyből adódóan a karbon mellett az egyéb elemek makrodúsulása és a közöttük kialakuló keresztthatás a modellel nem vehető figyelembe.

A dolgozatot a modell bizonytalanságaival és a modell-javítás lehetséges módjaival kapcsolatos felsorolás zárja ([B5] VI. C fejezet). Ez többek között kiemeli a számítási eljárás termomechanikai modellel való kiegészítésének, a porozitás-képződés, valamint az acél átalakulási folyamatai figyelembe vételének szükségességét.

Összességében a két publikációban ismertetett eljárás – főleg a jövőbeli modellfejlesztési tervek tükrében – mindenképpen előremutató a kristályosodás utolsó szakaszában zajló összetett folyamatok megértése és ellenőrzése tekintetében, bár a valós ipari körülmények adaptációja ebben a megközelítésben jelenleg, úgy tűnik, még nem reális célkitűzés. Megállapítható ugyanakkor, hogy az idézett publikációkban és a benyújtott disszertációban leírt problémafelvetés és az alapvető mechanizmusok azonosítása tekintetében sok a hasonlóság. A [B5] cikk 2. ábrája és az értekezés A1 mellékletének A3-as ábrája (lásd. 5. ábra) hasonló jelentés tartalmú, és a középilonali dúsulás kialakulásának okát mindkét megközelítés a kristályosodás utolsó szakaszában érvényesülő mechanizmusok működésében, elsősorban a támgörgők által meghatározott résméret és a kihajlás jelenségével magyarázza. Wu cikkében az „A” és „B” zónákban jelenlévő olvadék relatív sebességi viszonyainak elemzése, az értekezés pedig az olvadékbcszívás és kipréselés térfogati viszonyai alapján származtat és értelmez szegregációs jellemzőket.



a./ Az értekezés A1 mellékletének A3-as ábrája



b./ A [B5] cikk 2. ábrája

5. ábra A középilonali szegregáció kialakulásával kapcsolatos magyarázó ábra

a./ az értekezésben

b./ Wu és társainak cikkében [B5]

A bíráló tézisekre vonatkozó észrevételeivel kapcsolatosan az alábbiak megjegyzését tartom fontosnak:

Egyetértek azzal, hogy az 1. és 2. tézispont alapvetően definíció jellegű, ugyanakkor ezen jellemzőknek a tézispontokban megadott definíciója és számítási eljárása megítélésem szerint újszerű megközelítést tükröz, mely megközelítés egyben az LMI modell elméleti megalapozását hivatott szolgálni.

Az 5. tézispontban foglalt állítás – az ipari körülmények között működő folyamatok bonyolultsága és a hatások sokrétűsége miatt – az üzemi adathalmaz statisztikai elemzése, a modellekkel végzett számítások eredményei és a vizsgálati tapasztalatok alapján fogalmazódott meg. Megítélésem szerint hidrodinamikai elemzés az ipari körülményekhez képest lényegesen egyszerűbb esetekben kísérelhető meg sikerrel.

Hivatkozások

[1] CASTDESMON: Improvement, control and prediction of cast and rolled product quality by development of an understanding of how the casting machine design and condition affects solidification and the development and application of novel engineering monitoring techniques, Final report, Research Fund for Coal and Steel, EUR 23853, 2009, 175 pp
Letölthető az alábbi címről:

<http://bookshop.europa.eu/en/castdesmon-improvement-control-and-prediction-of-cast-and-rolled-product-quality-by-the-development-of-an-understanding-of-how-the-casting-machine-design-and-condition-affects-solidification-and-the-development-and-application-of-novel-engineering-monitoring-techniques-pbKINA23853/>

[2] S. Louhenkilpi: Modelling of Heat Transfer in Continuous Casting, Materials Science Forum, Vols. 414-415 (2003) pp. 445-454

[3] H. Kytönen, M. Tolvanen, S. Louhenkilpi, L. Holappa: Experimental and Numerical Determination of Crater End in Continuous Casting of Steel, Modelling of Welding, Casting and Advanced Solidification Processes VIII, San Diego, June 7-12, 1998, pp. 631-638

[4] S. Vapalahti, B. G. Thomas, S. Louhenkilpi, A.H. Castillejos, F. A. Acosta, C. A. Hernandez: Heat Transfer Modelling of Continuous Casting: Numerical Considerations, Laboratory Measurements and Plant Validation, STEELSIM 2007, Graz, Austria, Sept. 12-14, 2007

Letölthető az alábbi címről:

http://ccc.illinois.edu/PDF%20Files/Publications/07_SteelSim_Vapalahti_revised_post.pdf

[5] Réger M: A folyamatos öntés első szakaszának jellemzése, 72 p., egyetemi doktori értekezés, Miskolci Egyetem, 1994

[6] <http://www.sentesoftware.co.uk/jmatpro.aspx>

[7] Lehofer Kornél: A folyamatos acélöntés módosított permetvizes hűtési rendszerének felülvizsgálata izotópos nyomjelzéses módszerrel, Összefoglaló jelentés, MTA KK Izotóp és Felületkémiai Intézet Katalízis és Nyomjelzéstechnikai Osztály, Budapest, 2001

[8] F. Mayer, M. Wu and A. Ludwig: Study of Centerline Macrosegregation in Steel Continuous Casting with a Two-Phase Volume Averaging Approach, Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Processes – XII, Edited by: Steve L. Cockcroft and Daan M. Maijer, MS (The Minerals, Metals & Materials Society), 2009, pp. 279-286

[9] Menghuai Wu személyes közlése: *„5% is chosen on the base of the computational difficulty (avoiding divergence). We are not to predict porosity. The purpose of the work is to predict macrosegregation in continuous casting. Actually, in our case we should set this number as small as possible.”*

A bíráló által hivatkozott új publikációk:

[B3] F. Mayer, M. Wu, A. Ludwig: “On the Formation of Centreline Segregation in Continuous Slab Casting of Steel due to Bulging and/or Feeding”, Steel Research 81, 660 (2010).

[B5] M. Wu, J. Domitner, A. Ludwig: “Using a Two-Phase Columnar Solidification Model to Study the Principle of Mechanical Soft Reduction in Slab Casting”, Metall. Mater. Trans. A, published electronically 18. October, 2011

Budapest, 2012. február 20.

dr. Réger Mihály