

MISKOLCI EGYETEM
KERPELY ANTAL ANYAGTUDOMÁNYOK ÉS TECHNOLOGIÁK
DOKTORI ISKOLA
ÖNTÉSZETI INTÉZET
DOKTORI ISKOLA VEZETŐJE: PROF. DR. MERTINGER VALÉRIA



Eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a gázhólyag képződésére AlSi7-ötvözet esetén

DOKTORI (PH.D.) ÉRTEKEZÉS

MIKÓNÉ MÁDI LAURA

okleveles kohómérnök

TUDOMÁNYOS TÉMAVEZETŐ:

DR. VARGA LÁSZLÓ

egyetemi docens

MISKOLC

2022

Témavezetői ajánlás

Mikóné Mádi Laura

Eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a gázhólyag képződésére AlSi7-ötvözet esetén
című PhD értekezéséhez

Mikóné Mádi Laura már egyetemi tanulmányai alatt is tudatosan készült a kutatói pályára. Az öntödei formázóanyagok vizsgálatával már BSc-s hallgató kora óta foglalkozik. A szakma iránti elhivatottsága jelzi, hogy a szakdolgozatát, majd a diplomamunkáját is ebben a témában írta.

Kutatómunkáját nagyfokú önállósággal és rendkívüli szorgalommal végzi. Tevékenysége példaértékű, melyet az elnyert ösztöndíjak és az egyéb elismerések is bizonyítanak. Tanulmányait kiemelkedő eredménnyel végezte el. A Tanulmányi Emlékérem két ezüst és egy bronz fokozatában, valamint Köztársasági ösztöndíjban is részesült. A tudományos diákkörben végzett tevékenységei során TDK I., II. és III. helyezésében és egy előadói díjban is részesült, valamint az OTDK különdíjjal is jutalmazta. A doktorjelölt az Új Nemzeti Kiválóság Program ösztöndíjasa volt és a Magyar Öntészeti Szövetség 2018-ban neki ítélte a Kiváló Fiatal Öntész díjat.

Egyetemi éve alatt számos tudományt népszerűsítő rendezvényen és pályaválasztási kiállításon aktívan működött közre. A témavezetővel és kollégáival az együttműködése szintén példaértékű.

A jelölt az irodalomban nem tisztázott szakmai problémát, kellő elméleti felkészültséggel és tudományos alapossággal vizsgált, melynek folyamán az iparban is alkalmazható eredményeket ért el. A gázhólyag képződés területén elért eredményei nagymértékben hozzájárulnak az öntvény maggáz okozta porozitás tartalmának csökkentéséhez.

Kijelentem, hogy Mikóné Mádi Laura önálló kutatómunkára és a PhD fokozat megszerzésére alkalmas.

Miskolc, 2022. 06. 16.



Dr. Varga László
egyetemi docens
tudományos témavezető

Tartalomjegyzék

1.	Bevezetés, az értekezés célkitűzései.....	1
2.	Szakirodalmi összefoglaló	5
2.1.	Az Al-Si ötvözetben található porozitás csoportosítása és képződésének oka	5
2.2.	A gázhólyag jellemzése	6
2.3.	Az ötvözet összetételének hatása a gázhólyag képződésére és morfológiájára.....	8
2.4.	A gázhólyagra ható nyomásviszonyok	11
2.4.1.	<i>Az olvadékból kiváló H_2-gáz nyomása</i>	<i>11</i>
2.4.2.	<i>A dermedési zsugorodás okozta nyomásesés</i>	<i>14</i>
2.4.3.	<i>A görbület indukálta határfelületi nyomás.....</i>	<i>16</i>
2.4.4.	<i>A maggáz nyomása.....</i>	<i>18</i>
2.5.	A metallosztatikus nyomás	31
2.6.	A metallosztatikus nyomás és a maggáz nyomás viszonya.....	31
2.6.1.	<i>Az olvadék minőségével és hőmérsékletével, valamint a metallosztatikus nyomással változó gázhólyag mérete</i>	<i>34</i>
3.	Új szemcseméret modell a gázhólyag méretének meghatározására a határfelületi erők figyelembevételével.....	36
4.	A kísérleti célkitűzés és a vizsgált paraméterrendszer	43
4.1.	Az alkalmazott homokmag készítési eljárás	46
4.2.	Az olvadék gáztalanítása és a hidrogéntartalom közvetett meghatározása sűrűség-index mérési eljárással	48
4.3.	A kísérleti formaszekrény készítésének lépései és a kísérleti önvények geometriái	50
4.4.	A homokmagból felszabaduló gázok nyomásának, valamint a homokmag- és az olvadék hőmérsékletének mérése	52
5.	A homokmag maximális hőmérséklete, valamint a homokmag referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje.....	53
5.1.	Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a homokmag maximális hőmérsékletére	53
5.2.	Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejére.....	58
6.	Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a mért maximális gáznyomásra	65
7.	Az olvadék szilárd fázisarányának hatása a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomására	71
8.	A COGAS-mérés eredményei	77
9.	A gázhólyag morfológiájának vizsgálata	79
9.1.	A gázhólyag elhelyezkedésének és morfológiájának vizsgálata CT segítségével	80

9.2. A kísérleti öntvények csiszolatáról készített mozaik mikroszkópos felvételek.....	82
9.3. Gázhólyag lenyomatának vizsgálata SEM-EDS segítségével	83
9.4. A szilárd fázisarány hatása a gázhólyag morfológiájára.....	85
9.5. A metallosztatikus nyomás leépülése	86
10. Összefoglalás	93
Summary.....	94
11. Új tudományos eredmények	95
12. Az értekezés új tudományos eredményeinek jelentőségei	103
13. Az értekezés témakörben megjelent publikációk	104
13.1. Szóbeli előadások.....	104
13.2. Poszter előadások	104
Felhasznált irodalom	105
Köszönetnyilvánítás	114
Mellékletek	ii

*„Minél többet ismerünk meg a természet szilárd törvényeiből,
annál hihetlenebbé válnak a csodák.”*

Charles Darwin

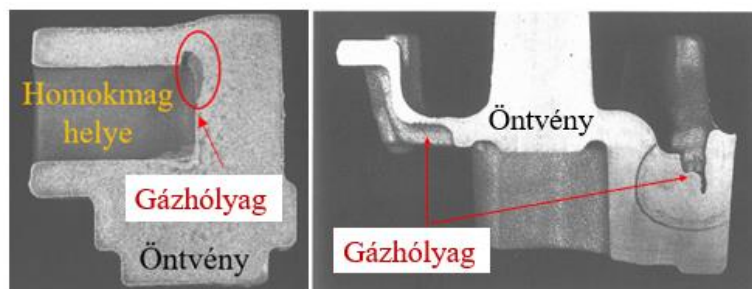
1. Bevezetés, az értekezés célkitűzései

Az öntészeti tudomány és technológia fejlődésének köszönhetően újabb lehetőségek nyílnak a komplex geometriájú és a vékony, kis falvastagságú öntvények gyártására. A bonyolult öntvénygeometria nagyobb olvadt fémmeel érintkező homokmagfelületet eredményez [1]. A mag felületének növelése és a maggáz kilevegőztetési nehézségek jelentősen befolyásolják a homokmagban kialakuló gáznyomás nagyságát és az öntvénybe történő gázbetörési hajlamot.

A gáznyomás változásának modellezése a homokmagokban az öntőipar egyik kiemelt műszaki feladata. A homokmagokból fejlődő gázok áramlásáról ún. SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) módszer segítségével numerikus szimulációk is készíthetők, amellyel gázbetörés nélküli esetben meghatározható a magokban kialakuló gáznyomás és a gázáramlás sebessége. A gázáramlás szimulációnak köszönhetően előre jelezhető a maggáznyomás szempontjából kritikus homokmag rész, így a gázelvezetők helyzetének pontos meghatározásával biztosítani lehet a magok megfelelő kilevegőzését [2-11]. Az eddig ismert öntészeti szimulációs programok hiányossága, hogy a maggáz olvadékba történő betörése nem modellezhető.

A formatöltést követően fizikai és kémiai folyamatok zajlanak térben és időben, ezért a különböző folyamatok időbeliségének kiemelt szerepe van. Számos öntvényhiba elkerülhető, ha például megfelelő a formatöltés sebessége, az öntési hőmérséklet, a dermedési idő, a homokmagból fejlődő gázok gázfejlődésének intenzitása és az eltávozási sebessége. A homokmagban feltorlódtott gázok útját a homokmag homokszemcséi között található bonyolult alakú pórusjáratok, valamint a maggáz/fém határfelületen fellépő határfelületi erők akadályozzák. A természeti törvények alapján a gázok a kisebb ellenállás felé áramlanak. A műgyantás homokmag kötőanyagának kiégése során fejlődő gázok az öntvényben gázhólyagos öntvényhibákat okozhatnak, amelyek akár egy-két centiméteres

méretük miatt jelentősen csökkentik az öntvény szilárdságát és élettartamát [12-19]. Az 1. ábrán egy öntöttvas öntvényben található, maggáz okozta gázhólyagos öntvényhiba látható.



1. ábra Öntöttvas öntvényben található maggáz okozta gázhólyagos öntvényhiba [12]

A fejlődő gázok összetételének elemzése nemcsak a gázképződés szempontjából, hanem a környezetterhelés és az egészségre gyakorolt hatás miatt is kiemelt fontosságú. A levegő védelmére egyre szigorúbb szabályok vonatkoznak, különös tekintettel a műgyantás kötőanyagokból fejlődő toxikus BTEX és HAP- vegyületek légszennyezettségi határértékére [20-37]. A gyantagyártó cégek nagy kihívása, hogy a kötőanyagtartalom csökkentése mellett megfelelő homokmag szilárdsági értékeket biztosítsanak.

A magokból fejlődő gázok mennyiségével és gázfejlődési intenzitásával számos szakirodalom foglalkozik [38-52]. A maggáz mennyisége meghatározható izzítási veszteségen alapuló mérés vagy valós öntési körülményeket szimuláló, olvadékba merítés segítségével. A vizsgálat során a homokmag közvetlen érintkezésben van az állandó hőmérsékletű fémolvadékkal, így a dermedő olvadék gázmennyiségre gyakorolt hatását nem veszi figyelembe. Továbbá az is előfordulhat, hogy eltérő kötőanyag összetétel esetén a gázmennyiség azonos, de a fejlődő gázok nyomásának időbeli lefutása nagymértékben eltér. Nagyszámú tanulmány készült az olvadék homokformába/ -magba történő penetrációjáról [24, 43-66]. A gázhólyagképződés során azonban nem a fémolvadék áramlik be a homokmagba, hanem a gáz áramlik a fémolvadékba. Abban az esetben, ha a penetráció gyorsabban megvalósulna, mint ahogy a gáznyomás felépül, akkor a gáznyomásnak először ki kellene nyomnia a penetrálódott fémolvadékot a kapilláris nyomás ellenében ahhoz, hogy gázhólyagot hozzon létre az öntvényben. Ez azonban több időt vesz igénybe, mint a gáz kiáramlása a homokmag porózus közegén keresztül.

Campbell a gázhólyag elkerülése érdekében az öntési hőmérséklet növelését javasolja [14]. Elmélete szerint a maggáznak a dermedés során kialakuló vékony kéreg kialakulása előtt, a folyékony fémén keresztül még lehetősége van eltávozni. Ez legtöbb esetben az öntvény károsodásával párosul, hiszen az eltávozott gázhólyag után visszamaradó

oxidhártya az öntvényben nyomástömörségből adódó öntvényhibát okozhat. Erbslöh és társai az öntési hőmérséklet, a formatöltési sebesség és a metallosztatikus nyomás növelésére hívják fel a figyelmet [12]. Az olvadék öntési hőmérséklete azonban fontos technológiai paraméter. Az olvadék öntési hőmérséklete azonban fontos technológiai paraméter, továbbá az alumínium ötvözeteket általában kokillába öntik, ahol a kokilla falán rövid idő alatt vastag öntvénykéreg keletkezik, ami megakadályozza a gázhólyagok dermedő öntvényből való kijutását.

A tématerület szakirodalmának a tanulmányozása során azt a megállapítást tettem, hogy a gázhólyag képződés körülményei nem evidensek, csak ajánlások vannak azok elkerülésére vonatkozóan [66-72]. Több szakirodalom utal a téma fontosságára és kutatási lehetőségeire, többek között az eltérő olvadék (alumínium, bronz, öntöttvas) minőség és a különböző hővezetési tulajdonságokkal rendelkező homoktípusok esetén kialakuló gáznyomás változásának a vizsgálatára [1, 73, 74].

Doktori kutatómunkám fő célja a gázhólyag képződési körülményeinek a felderítése, ezért olyan kísérleti tervet állítottam össze, amely segítségével az alumínium olvadék által eltérő bevitt hőmennyiség esetén jól modellezhető a fém/homokmag között végbemenő gázhólyag képződési folyamat. Az előkísérleteim során tapasztalt nagyszámú gázhólyagos öntvényhiba miatt arra a következtetésre jutottam, hogy a maggáznyomás mérés önmagában nem elegendő a gázbetörés körülményeinek vizsgálatára, ugyanis a dermedő határfelületi réteg is jelentősen befolyásolja a gázhólyag megjelenési formáját, valamint a mért maggáznyomás értéke tartalmazza az esetleges gázbetörés okozta nyomáscsökkenést is.

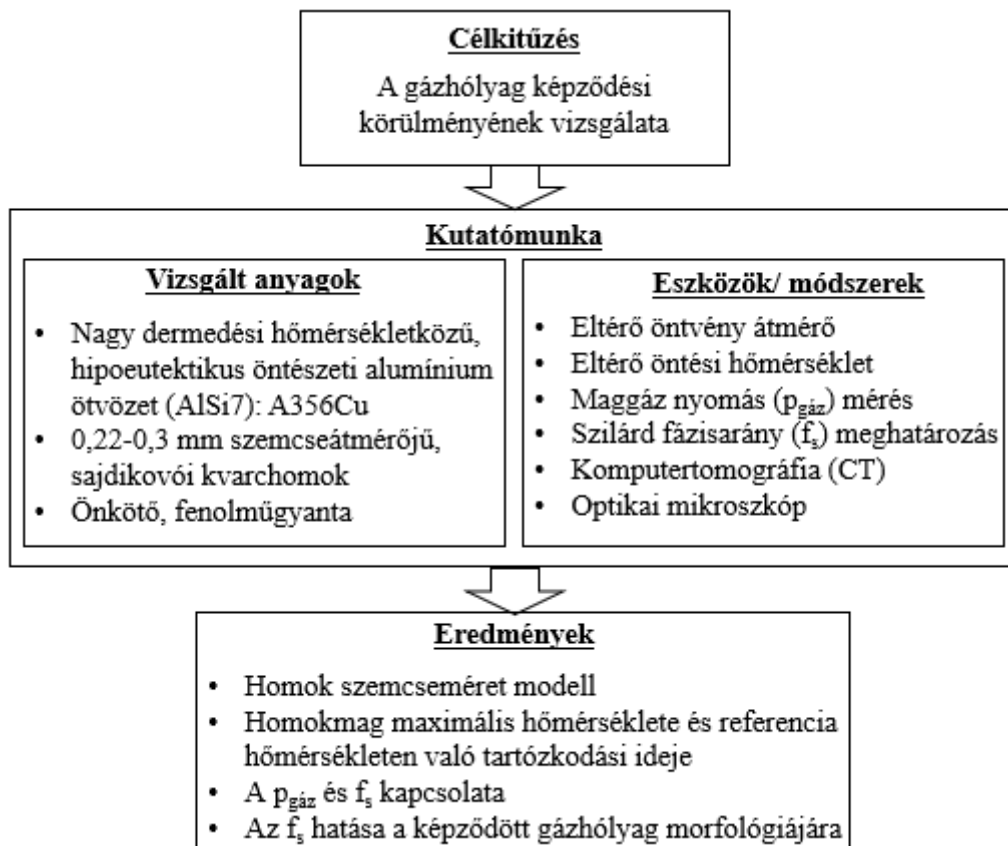
A világon a legelterjedtebb könnyűfémötvözet típus az alumínium-szilícium (AlSi) ötvözet, amely hipoeutektikus, eutektikus és hipereutektikus összetételű is lehet. A jelenlegi gázhólyag modellek csak az olvadék/gáz határfelületen végbemenő eutektikus összetételre jellemző folyamatot modellezik. A gázhólyag képződés a nagy hőmérsékletközben dermedő, hipoeutektikus ötvözetekben, azonban eltérő módon megy végbe. Kutatómunkám során, ezért az AlSi7 hipoeutektikus öntészeti ötvözetet vizsgáltam.

A tématerülethez kapcsolódó szakirodalomban a gáznyomás változását csak eltérő homokmag receptúra, maggeometria és olvadékminőség esetén vizsgálták. Valós öntvény gyártási körülmények esetén azonban előfordul, hogy ugyanaz a homokmag eltérő mértékű hőterhelésnek van kitéve. Tehát magkészítés során olyan homokmag receptúrát kell választani, amely eltérő hőterhelés esetén is alkalmas az adott öntvény gyártására. A leírtak alapján indokoltnak tartottam eltérő öntvényátmérő és öntési hőmérséklet esetén vizsgálni a

homokmagból felszabaduló gázok nyomásváltozását, valamint a homokmagok hőterhelésének mértékét.

Öntvénygyártás során a késztermék minősége a kulcsfontosságú, ezért az eltérő kísérleti paraméterek esetén öntött darabokban található gázhólyagok méretét és elhelyezkedését optikai mikroszkóp, pásztázó elektronmikroszkóp (SEM) és komputertomográfia (CT) segítségével vizsgáltam.

Az általam elvégzett kutatómunka folyamatát a 2. ábra szemlélteti.



2. ábra A kutatómunka felépítése

2. Szakirodalmi összefoglaló

2.1. Az Al-Si ötvözetben található porozitás csoportosítása és képződésének oka

Az Al-Si ötvözeteket széles körben használják az autóiparban és a repülőgépiparban is egyaránt. Ezen ötvözetek fő hibaforrása a porozitás jelenléte. Az öntvényekben található pórusok mérete, alakja és eloszlása nagymértékben meghatározza a késztermék minőségét. A porozitás nemcsak felületi egyenetlenséget, tömítetlenséget okoz, hanem rontja a szilárdsági tulajdonságokat, az effektív teherviselő keresztmetszet csökkentő és feszültséggyűjtő hatása miatt. A tömítetlenség az alkatrészek szivárgásához és nyomáscsökkenéséhez vezethet, míg a felületi egyenetlenség, a névleges mérettől való eltérés a csúszó alkatrészek intenzív amortizációját eredményezi, csökkentve azok élettartamát [75].

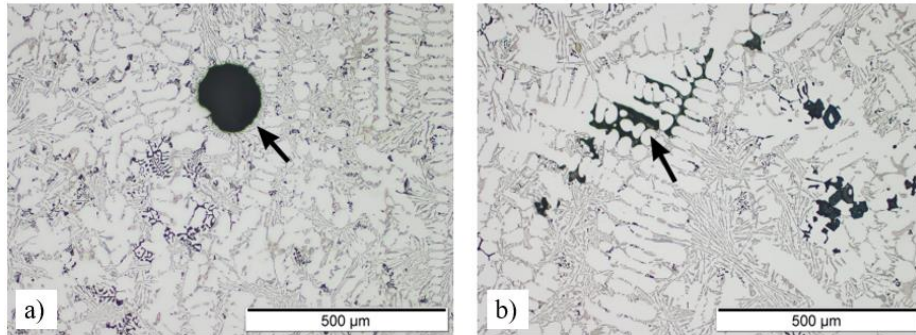
Az alumínium öntvényekben előforduló porozitást eredete szerint három csoportba sorolhatjuk: gázporozitás, zsugorodási porozitás és kombinált gáz- és zsugorodási porozitás. A mérete szerint megkülönböztethetünk mikro ($<100\ \mu\text{m}$) és makroporozitást ($>100\ \mu\text{m}$).

Az alumínium öntvényben előforduló gázporozitás oka lehet az olvadékban oldott hidrogén kiválása, a formatöltés során bekevert és bezáródott levegő és a homokmagokból, homokformákból képződő gázhólyagok. A zsugorodási porozitás oka a kristályosodáskor bekövetkező térfogatcsökkenés. A porozitás mérete és eredete szerinti csoportosítását az 1. táblázat tartalmazza [76-78].

1. táblázat A gázporozitás és a zsugorodási porozitás méret szerinti csoportosítása [76-78]

Porozitás eredete	Porozitás típusa	
	Mikroporozitás	Makroporozitás
	$<100\ \mu\text{m}$	$>100\ \mu\text{m}$
Gázporozitás	Oldott hidrogéntartalom kiválása kristályosodás közben.	Homokmagból és homokformákból fejlődő gázok olvadékba történő bejutása. Öntés során a formaüregbe bekevert és bezárt levegő.
Zsugorodási porozitás	Nem megfelelő dendritközi utántáplálás.	Nem megfelelő beömlőrendszer kialakítás.

A 3. ábrán a gázporozitás és a zsugorodási porozitás jellegzetes megjelenési formája látható, alumínium öntvény szövetszerkezetében.

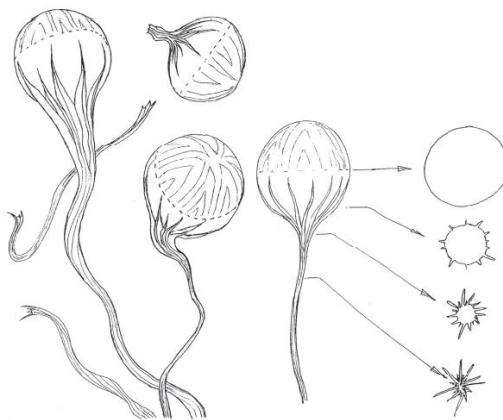


3. ábra A hidrogénkiválás okozta gázporozitás (a) és a dendritközi zsugorodási porozitás (b) jellegzetes megjelenési formája [79]

Értekezésemben a műgyantás homokmagokból felszabaduló gázok okozta gázhólyagos öntvényhibák kialakulásának körülményeivel és okaival foglalkozom.

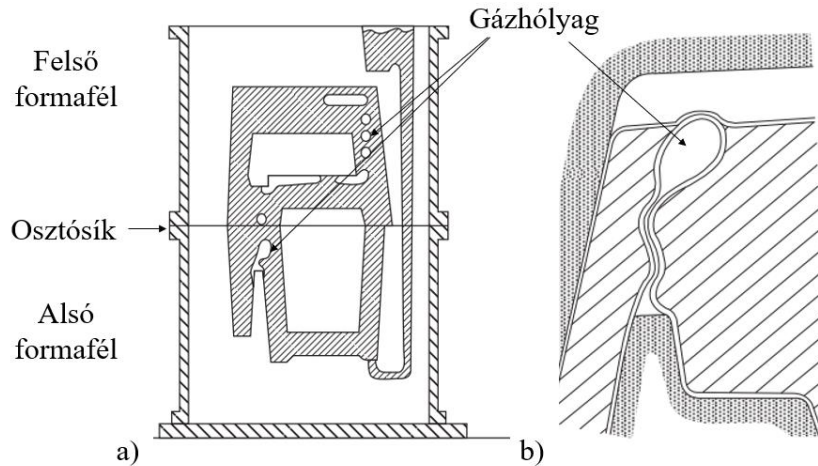
2.2. A gázhólyag jellemzése

A gázhólyag kifejezést széleskörben használják az öntvényekben található különféle pórusok megnevezésére. A gázhólyag kifejezés helyesen csak a folyékony fém felületén történő mechanikus gázbetörés útján keletkezett pórusok leírására lenne használható [14]. Ez az öntvényhiba nem foglalja magába a fémbe oldott és a felületen keresztül bediffundáló gázok kiválását, valamint a felületi turbulencia által bekevert gázokat. A gázhólyag különféle gázokat, beleértve vízgőzt is tartalmaz, amely erősen oxidáló hatású, így a gázhólyag felületét jellegzetesen vastag, bőrszerű oxidhártya fedi [80, 81]. A gázhólyag jellegzetes formája és alakja a 4. ábrán látható.



4. ábra A gázhólyag (gázbuborék és nyomvonala) és annak keresztirányú metszete [14]

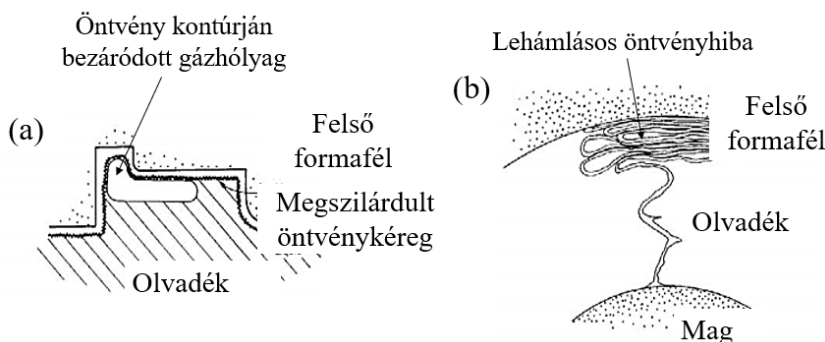
A gázhólyag a rá ható felhajtóerő miatt általában az öntvény felső kontúrjában helyezkedik el, amelyet az 5.a) ábra szemléltet. Abban az esetben, ha a gázhólyag a homokmagról nem válik le és a fém szabad felületére emelkedik az 5.b) ábra szerint, az oxidhártya vastagságától függően akár nyitottá is válhat szivárgási hibákat eredményezve.



5. ábra A gázhólyag elhelyezkedése a felső formafélben a) és egy maghoz kapcsolódott, az öntvény szabad felületére emelkedett gázhólyag b) [14]

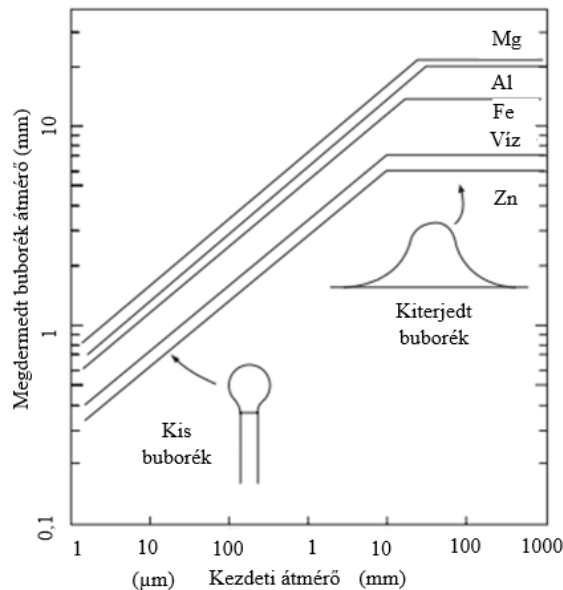
A szakirodalom alapján kijelenthető, hogy a gázhólyag képes felvenni az öntvény felső részének kontúrját, amely a 6. a) ábrán is látható [14].

Abban az esetben, ha a magról nem válik le a gázhólyag és a dermedési viszonyok lehetővé teszik, a gázhólyagban található gázok a nyomás leépülésével a homokmagon keresztül eltávozhatnak. A visszahúzódt gázhólyag által hátrahagyott kettős oxidzárványt nevezzük lehámlásos öntvényhibának, amelyet a 6. b) ábra szemléltet. A lehámlásos öntvényhibát maggázok által kitágított, majd visszahúzódt, rétegesen felgyűrődött oxidhártya alakítja ki, szerkezete lemezes, rétegelt. A lehámlásos öntvényhibát először acélok esetén Frawley [82], gömbgrafitos öntött vas esetén Loper és Saig (1976) publikálták [83].



6. ábra Az öntvény felső kontúrjában megdermedt gázhólyag a) és a lehámlásos öntvényhiba b) [14]

Campbell (1970) összefüggést állapított meg a különböző olvadékminőségekben keletkező kezdeti- és a fémbe megdermedt gázhólyagok méretei között, amely a 7. ábrán látható.



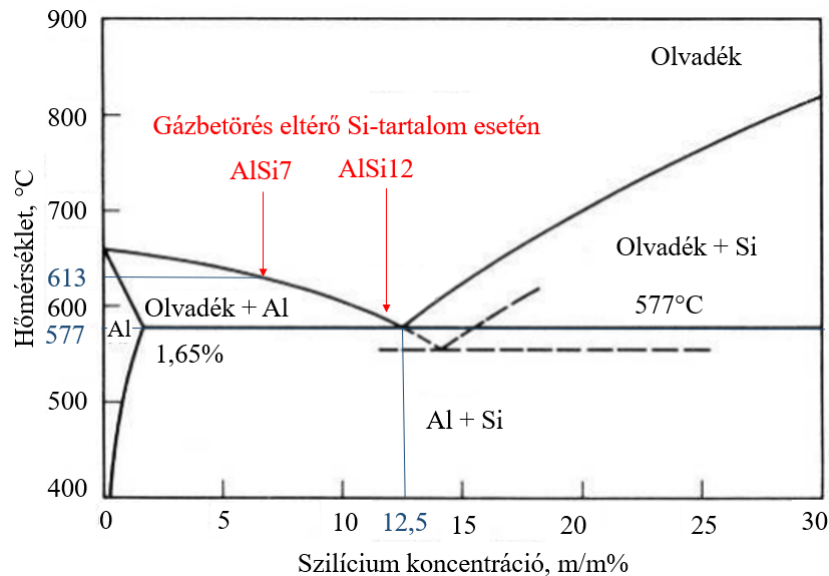
7. ábra A különböző olvadékminőségben keletkezett és megdermedt gázhólyag mérete [14]

Campbell elmélete szerint az eltérő olvadék sűrűségek miatt a homokmagokból fejlődő gázhólyagok átmérője öntöttvasban és acélban 13 mm, míg könnyűfémekben a 20 mm-t is elérheti [14].

2.3. Az ötvözet összetételének hatása a gázhólyag képződésére és morfológiájára

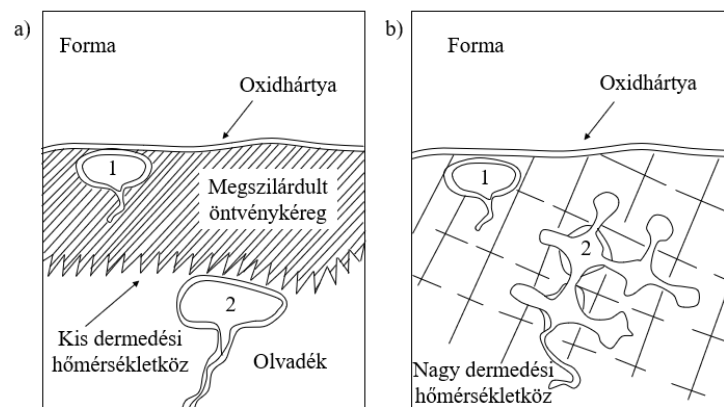
A gázhólyag alakját az ötvözet kémiai összetételén keresztül a dermedési hőmérsékletköz nagysága is befolyásolja. Az öntészeti alumínium-szilícium ötvözetek dermedési hőmérsékletközének nagyságát a szilíciumtartalom határozza meg. Az eutektikus összetételig a szilíciumtartalom növelésével csökken az ötvözet dermedési hőmérsékletköze a 8. ábra szerint. A jelenlegi gázhólyag modellek csak az olvadék/gáz határfelületén végbemenő eutektikus összetételre jellemző folyamatot modellezik nem veszik figyelembe a határfelületi rétegben található szilárd fázisarány jelenlétét a gázhólyag képződésére. A jelen disszertáció erről a felismerésről is szól, a 7. fejezetben mutatom be az erre vonatkozó vizsgálataimat. A felismerés alapja, hogy likvidusz hőmérsékleten a megjelenő szilárd fázis, primer alumínium dendritei akadályozzák a maggáz bejutását a dermedő olvadékba. Ez azt jelenti, hogy AlSi12,5-ös eutektikus ötvözet esetén a maggáz 577°C felett, míg AlSi7 esetén 613°C felett, ha legyőzi a rá ható határfelületi összehúzó erőt és a metallosztatikus nyomást (lásd később a 3. fejezetben), akkor akadálytalanul az olvadékba áramolhat. Kutatómunkám

során a nagy dermedési hőmérsékletközű, AlSi7 hipoeutektikus öntészeti ötvözetek esetén vizsgáltam a gázhólyag képződés körülményeit.



8. ábra Alumínium-szilícium kétalkotós ötvözet egyensúlyi diagramja

Az eltérő dermedési hőmérsékletközű ötvözetben található gázhólyagok jellegzetes alakját már a szakirodalomban is leírták. A tiszta fémek és az eutektikus összetételű ötvözeteknek (AlSi12) a dermedési hőmérsékletköze kicsi. A 9. a) ábrán látható, hogy az ilyen ötvözetben dermedő gázhólyag alakja gömbszerű. A nagy dermedési hőmérsékletköz bonyolult alakú dendritek képződéséhez vezet, amelyek már viszonylag kis szilárd fázisaránynál merev hidakat képeznek. Így a dermedés késői szakaszában a táplálás erősen korlátozott. A 9. b) ábrán egy nagy dermedési hőmérsékletközű fémbe megdermedt gázhólyag látható. A 9. ábrán feltüntetett 1-es jelölésű gázhólyag a gázképződés kezdeti szakaszában került az olvadékba, míg a 2-es későbbi időpontban.



9. ábra A gázhólyag alakja egy kis (a) és egy nagy (b) dermedési hőmérsékletközű ötvözetben [14]

Az olvadék kémiai összetételével és hőmérsékletével a határfelületi erők is megváltoznak. A 2. táblázat tartalmazza az eltérő hőmérsékletű és szilíciumtartamú öntészeti alumínium ötvözetek olvadékainak sűrűség, peremszög és felületi feszültség értékét, 700, 750 és 800°C-os olvadék hőmérsékletek esetén. A szakirodalomban hiányos az eltérő Si-tartalmú alumínium ötvözet kvarchomokon mért peremszöge és felületi feszültsége. (Az SiO₂-hoz hasonló SiC-ről szélesebb a szakirodalmi adatbázis, jelentős eltérés nincs a két anyag viselkedése között addig a pillanatig, amíg az alumínium olvadék reakcióba nem lép az SiO₂-vel. A reaktív nedvesítésnek köszönhetően a felületen képződött Al₂O₃ az idő előre haladtával csökkenti a peremszög értékét [84].)

2. táblázat Különböző szilíciumtartalmú öntészeti alumínium ötvözetek fizikai jellemzői eltérő hőmérsékleteken [84-90]

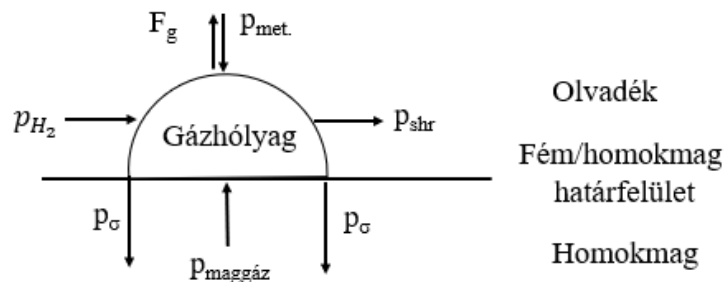
Sűrűség [kg/m ³]			
Hőmérséklet [°C]	AlSi5,9	AlSi8,9	AlSi11,6
700°C	2381,0	2391,8	2402,1
750°C	2368,5	2377,9	2387,6
800°C	2353,3	2364,0	2374,3
Peremszög SiO ₂ szubsztráton, vákuumban (15. perc) [°]			
Hőmérséklet [°C]	AlSi5,9	AlSi8,9	AlSi11,6
700°C	Nem áll rendelkezésre adat.	148	Nem áll rendelkezésre adat.
750°C	Nem áll rendelkezésre adat.	145	Nem áll rendelkezésre adat.
800°C	150	140	130
900°C	Nem áll rendelkezésre adat.	135	Nem áll rendelkezésre adat.
Felületi feszültség [N/m]			
Hőmérséklet [°C]	AlSi5,9	AlSi8,9	AlSi11,6
700°C	0,858	0,855	0,847
750°C	Nem áll rendelkezésre adat.	0,848	Nem áll rendelkezésre adat.
800°C	Nem áll rendelkezésre adat.	0,844	Nem áll rendelkezésre adat.

Az öntészeti alumínium-szilícium ötvözetek esetén a szilíciumtartalom függvényében nemcsak a dermedési hőmérsékletköz nagysága, hanem az olvadék kvarchomokon mért peremszöge is változik. A szilíciumtartalom növelésével csökken az olvadék/homok peremszögének értéke, aminek köszönhetően javul a formakitöltő képesség és a gázhólyag könnyebben be tud törni az olvadékba.

A gázhólyagos öntvényhiba végső alakját a ráható nyomásviszonyok együttese határozza meg, amelyet a következő fejezetben ismertetek

2.4. A gázhólyagra ható nyomásviszonyok

Öntés során a homokmagból felszabadult maggáz, ha eléri a kritikus nyomás értéket, első lépésben a fém/gáz határfelületet görbítik meg. A meggörbített határfelület miatt torzul az öntvény kontúrja, így az öntvény alkalmatlanná válhat a felhasználásra. Ha a gázhólyagban lévő nyomás tovább növekedik és legyőzi a rá ható határfelületi összehúzó erőt és a metallosztatikus nyomást, akkor képes az olvadékba betörni. Az olvadékban oldott hidrogén kiválása és a dermedési zsugorodás tovább növeli a gázhólyag méretét. A gázhólyagra ható nyomásviszonyokat a 10. ábra szemlélteti.



10. ábra A gázhólyagra ható nyomások

A 10. ábrán szereplő nyomások jelmagyarázatai a következők:

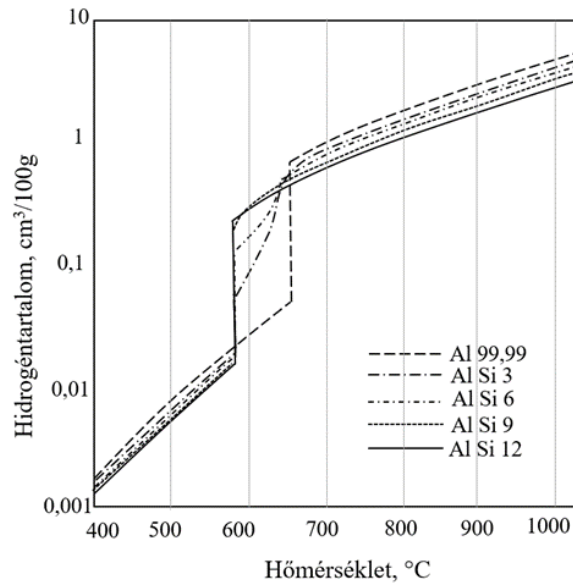
- p_{H_2} : az olvadékból kiváló hidrogéngáz nyomása
- P_{shr} : dermedési zsugorodás okozta nyomásesés
- p_{σ} : görbület indukálta határfelületi nyomás, ún. Laplace nyomás
- p_{maggaz} : a homokmag kiégése során képződött gázok nyomása
- $p_{met.}$: a folyékony fém által kifejtett metallosztatikus nyomás
- F_g : felhajtó erő

A következő alfejezetekben bemutatom a fent említett nyomásokat és a gázhólyagra gyakorolt hatásukat.

2.4.1. Az olvadékból kiváló H_2 -gáz nyomása

A primer alumíniumöntvözet olvadék hidrogéntartalma az öntési hőmérsékleten 0,25-0,35 $\text{cm}^3\text{H}_2/100\text{g}$ fém tartományba esik, míg a hulladékfémből olvasztott ötvözeteknél az öntési hőmérsékleten már 0,45-0,50 $\text{cm}^3\text{H}_2/100\text{g}$ fém hidrogéntartalom is előfordulhat. Ipari tapasztalatok szerint általában 0,10-0,20 $\text{cm}^3 \text{H}_2/100\text{g}$ fém az a határ, amely fölött a megdermedő öntvényben a hidrogén gázhólyagok formájában anyagfolytonossági hiányt okoz, azonban ez erősen függ az olvadék zárványtartalmától. A hidrogén oldóképességét az ötvözet összetétele is befolyásolja. A hidrogén oldódást elősegíti az ötvözet Mg, Ti, Na, Sr, Ca, Li és a nyomelem tartalma. Csökkentik a hidrogén oldódást a Cu, Mn, Ni, Si, Fe, Zn, Sn

tartalom [91-95]. A 11. ábrán látható, hogy a szilíciumtartalom függvényében, hogyan változik a hidrogén oldhatósága.



11. ábra Si-tartalom hatása a hidrogén oldhatóságára alumínium ötvözetekben [95]

A pórusok belsejében kiváló hidrogén gáz által kifejtett nyomás a Sieverts törvény alapján [96]:

$$p_{H_2}^{1/2} = \frac{C_L^{max}}{K_L} \quad (1)$$

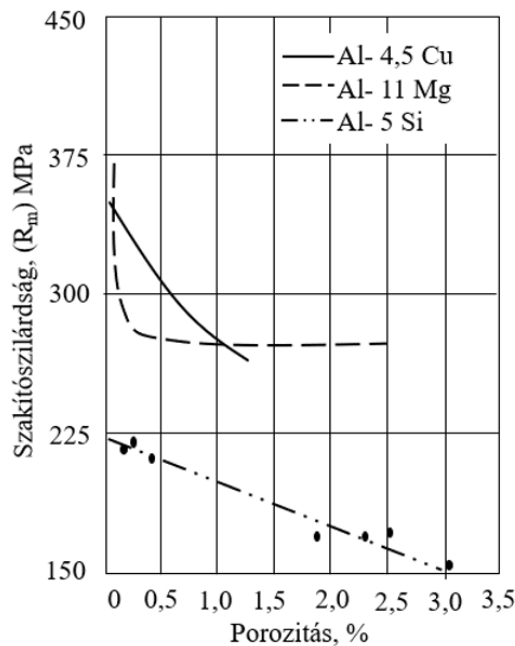
ahol C_L^{max} a folyékony ötvözet maximális hidrogénoldó képessége [$\text{cm}^3/100\text{g}$], p_{H_2} a hidrogén gáz által kifejtett nyomás a pórus belsejében [atm], K_L pedig a hidrogén disszociációs reakciójának egyensúlyi állandója (Sieverts-konstans) [$\text{cm}^3/100 \text{ g atm}^{1/2}$] [96-97]. A hidrogén pórusok képződéséhez 0,1 MPa vagy annál kisebb nyomás is elegendő a fémekben jelenlévő kettős oxidhártyák jelenléte miatt. Viszonylag nagy oldott hidrogéntartalom esetén is az ötvény pórustérfogatának kevesebb, mint 1%-át teszi ki az oldott hidrogén kiválásából származó porozitás [98].

Az AlSi7Mg öntészeti ötvözet hidrogéntartalma jelentősen befolyásolja a gázporozitás megjelenési formáját, ennek alapján a szakirodalom négy típust különböztet meg, amely a 12. ábrán látható [99].

	Eltérő hidrogéntartalom esetén a porozitás megjelenési formái			
	1) Kerek pórus	2) Hosszú, széles pórus	3) Hosszú, repedezett pórus	4) Kicsi, repedezett pórus
A szövetszerkezetben megjelenő gáporozitás	 Gázkiválás az olvadékból			
Pórus alakja				
Képződésének okai	- Kiválás az olvadékba vagy a megszilárdulás kezdetén - Korlátlan gázbuborék képződés - Magas H_2 koncentráció szükséges	- Gázbuborék képződés magas olvadék szilárd fázisarány esetén - Elhelyezkedése a növekvő gázbuborék és a dendritok között - Magas és közepes H_2 koncentráció	- Gázbuborék képződés a dendritálózat kialakulása során - A gázbuborékok tágulását a még nyitott dendritközi csatornák akadályozzák - Közepes vagy alacsony H_2 koncentráció	- Kiválás a megszilárdulás előtt nem sokkal - A pórusok alakját és méretét a zárt interdendrikus terek határozzák meg - Alacsony H_2 koncentráció

12. ábra Eltérő hidrogéntartalom esetén az AlSi7Mg ötvözetben dermedő pórusok morfológia szerinti csoportosítása [99]

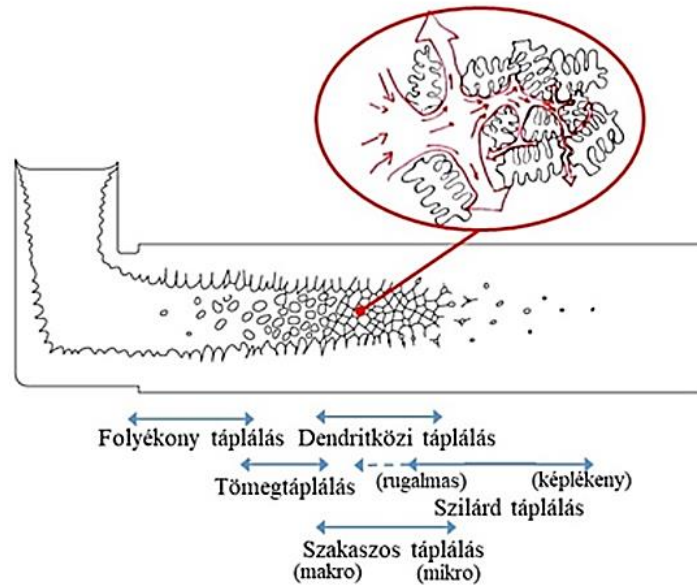
Az öntvényben található porozitás százalékos mennyiségének növelésével jelentősen csökken az öntvény szilárdsága. A 13. ábrán eltérő olvadék minőségek esetén látható, hogy a porozitás százalékos mennyiségével hogyan változik a szakítószilárdsáértéke [100].



13. ábra Eltérő ötvözet minőségek esetén a porozitás és a szakítószilárdság közötti összefüggés [100]

2.4.2. A dermedési zsugorodás okozta nyomásesés

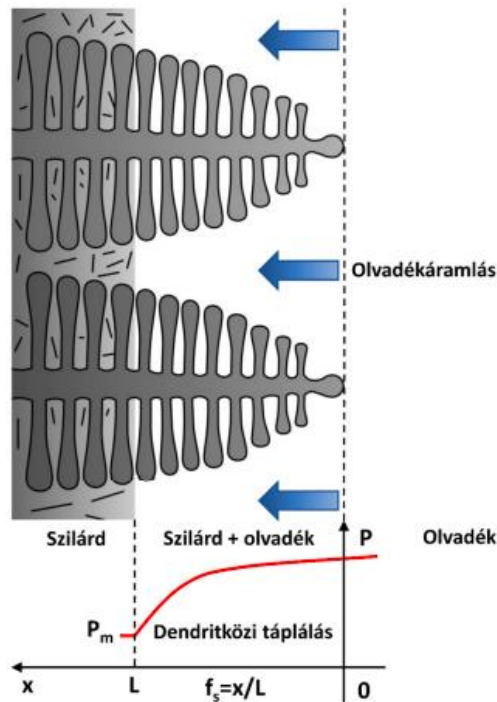
A fémekben található porozitás másik fő forrása a dermedés során bekövetkező térfogatcsökkenés következtében kialakuló fogyási üregek (lunkerek) és a fogyással összefüggő hibák (belső zsugorodási üregek, szövetritkulás, melegszakadás és melegrepedés) kialakulása. Dermedő fémek esetén a táplálás öt különböző mechanizmus útján valósul meg, amely a 14. ábrán látható [92, 97, 101].



14. ábra Az öntvény tömörre táplálásának lehetséges módjai [97, 104, 101]

A „tisztán” folyékony táplálás az ötvözet likvidusz hőmérsékletéig tart. Ilyenkor az olvadék a metallosztatikus nyomás hatására áramlik a tápfejből a táplálandó öntvényrész felé. A tömegtáplálás során a likvidusz és a szolidusz hőmérsékletközben a folyékony fém és a dendritek együtt áramlanak. A szilárd dendritágak összeállását követően már dendritközi táplálás valósul meg, amely során a folyékony fém a dendritváz alkotta csatornákon keresztül áramlik az anyaghiányos helyekre. A szakaszos táplálás kezdetét a kristályok növekedése során létrejött helyhez kötött, koherens dendritálózat kialakulása jelzi. A dendritágak között kialakult póruscsatornák méretének beszűkülésével arányosan csökken a fém áramlása. A lokális nyomásesés szívóhatásának eredményeként a megmaradt folyékony fém még szakaszosan tovább halad a szabad áramlást akadályozó fázisok deformációja és elmozdulása révén. A kristályosodás végső szakaszában, a szilárd táplálás során olyan szilárd fázissal körbezárt olvadékrészek alakulnak ki, ahol a fém után táplálása már nem lehetséges. Ezeken a helyeken lokálisan olyan nagy hidrosztatikai húzófeszültségek ébrednek, amelyek a szilárd fázis rugalmas, majd képlékeny alakváltozását eredményezik [92, 97, 101-107].

Az ötvözet kristályosodása következtében a dendriteket és az olvadékot együttesen tartalmazó átmeneti zónában (mushy-zóna) a lokális nyomás egy kritikus szilárd fázisarány eléréséig fokozatosan csökken [108-112]. A dendritközi táplálás során a folyékony fém a dendritváz alkotta csatornákon keresztül áramlik a dermedés közben kialakuló alacsonyabb nyomású régiók felé, amelyet a 15. ábra szemléltet.



15. ábra Oszlopos dendrites kristályosodás esetén a dendritcsúcsoktól történő lokális nyomáscsökkenés [91, 109]

A dendritközi olvadék áramlásához szükséges nyomásgradiens többek között függ az olvadék viszkozitásától, a dermedési zsugorodás mértékétől, a kristályosodás sebességétől, a dendritágak távolságától (SDAS) és a dendriteket és olvadékot tartalmazó átmeneti zóna kiterjedésétől. Az átmeneti tartományban kialakuló nyomáscsökkenést több szakirodalomban a Dracy- törvény és a permeabilitás (Carmen-Kozeny összefüggés) alapján vizsgálják. A dendritközi csatornában fellépő nyomásgradiens ∇P (Pa/m) Darcy-törvénye alapján [113-114]:

$$\nabla P = \frac{dP}{dx} = - \frac{v \cdot \mu \cdot (1-f_s)}{K_p} \quad (2)$$

ahol v a dendritközi olvadék áramlási sebessége [m/s], μ a folyékony fém dinamikai viszkozitása [Pa·s], f_s a szilárd fázisarány és K_p a dendritek permeabilitása [m²], amely közelítő értéke megadható a Kozeny-Carman-egyenlet segítségével ((3)-es összefüggés) [114-115].

$$K_p = \frac{\lambda_2^2 \cdot (1-f_s)^3}{180 \cdot f_s^2} \quad (3)$$

ahol λ_2 a szekunder dendritág-távolság [m].

A dendritközi olvadék áramlási sebessége:

$$v = -\beta \cdot V_T \quad (4)$$

ahol $\beta = \frac{\rho_S}{\rho_L} - 1$ a zsugorodási együttható, V_T a kristályosodás sebessége [m/s]. ρ_S és ρ_L szilárd és a folyadék fázis sűrűsége [kg/m³].

Az alacsony Si-tartalmú, hipoeutektikus összetételű ötvözetek hajlamosak leginkább a belső fogyási üregek képződésére, főként az utoljára dermedő ötvényszerűségekre. Az ötvény dermedésének végére a térfogati fogyás AlSi9Cu3 ötvözet esetén ~4% [116-119].

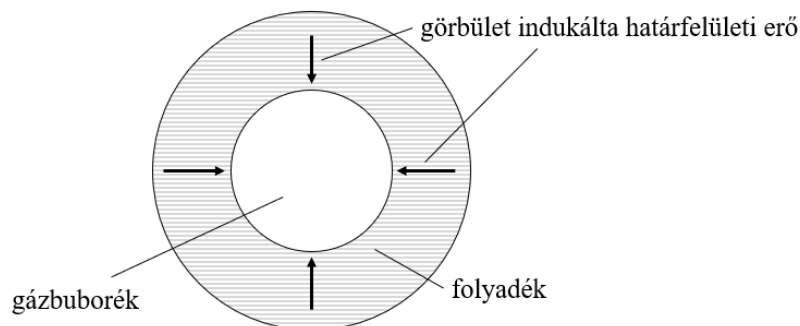
2.4.3. A görbület indukálta határfelületi nyomás

A görbült határfelületekre merőlegesen hat a görbület indukálta határfelületi erő. A görbület indukálta határfelületi erő egyenletesen oszlik meg egy gömb alakú fázis felületén, amely a 16. ábrán látható. Ha a görbület indukálta határfelületi erőt elosztjuk a felület nagyságával, akkor nyomás jellegű mennyiséget kapunk, amit a görbület indukálta határfelületi nyomásnak vagy Laplace-nyomásnak nevezünk. A Laplace-nyomás az alábbi képlettel határozható meg:

$$p_{Laplace} = \frac{2 \cdot \sigma}{R} \quad (5)$$

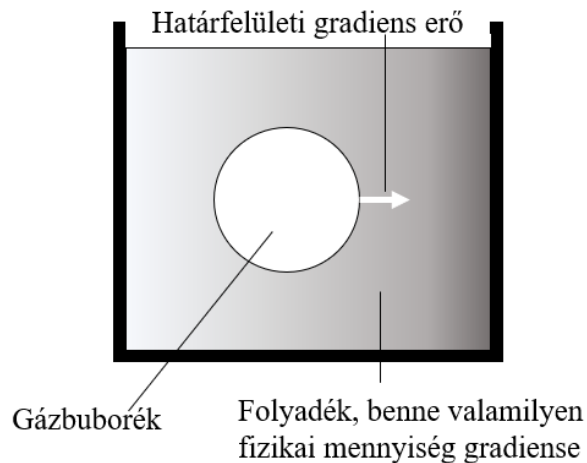
, ahol σ [J/m²] a felületi feszültség, R [m] a pórus sugara.

A Laplace-nyomás mindig a kisebbik fázis belseje felé hat, összenyomva azt. Minél kisebb egy folyadékban lévő buborék azonos külső nyomás mellett, annál nagyobb benne a nyomás [120].



16. ábra A görbület indukálta határfelületi erő [120]

A 17. ábrán egy gázbuborék olyan folyadékban van, amiben a felületi energiákat meghatározó állapotváltozók valamilyen gradiens szerint változnak (pl. hőmérséklet-gradiens). A gradiens-változást az eltérő tónusok jelölik az ábrán. A folyadékok felületi feszültsége helyfüggő, ezért a buborékok felületi feszültsége is helyfüggő lesz. A buborékok felületi feszültsége általában a nagyobb hőmérsékletű helyeken lesz minimális, vagyis az utoljára dermedő részeken. Ezért a buborékot a természetben fellépő erők oda fogják mozgatni, ahol a lehető legkisebbek a buborékok energiája, ezt az erőt nevezik határfelületi gradiens erőnek [120].



17. ábra A határfelületi gradiens erő [120]

2.4.4. A maggáz nyomása

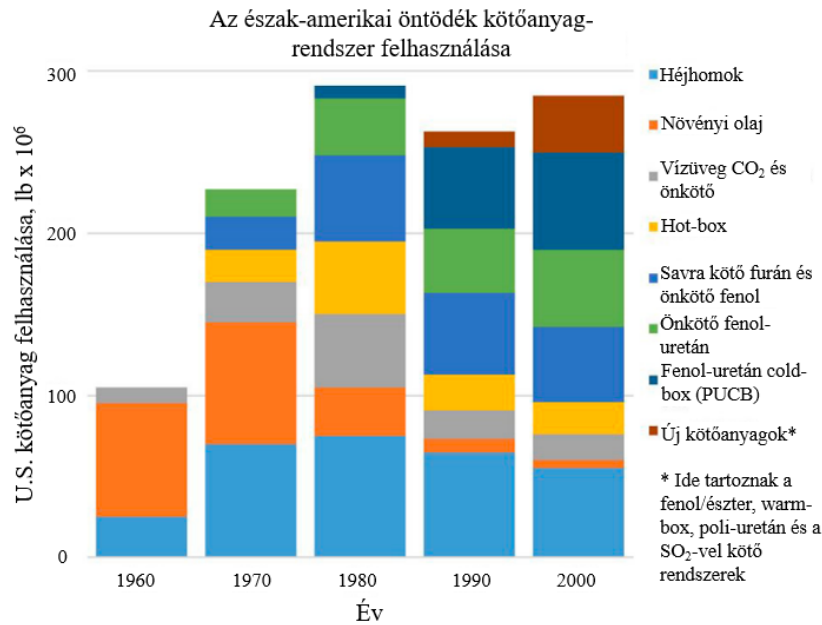
2.4.4.1. A vegyi kötésű formázó anyagok típusai és felhasználásuk alakulása

A formázókeverékeket és homokmagokat tűzállószemcsék (pl. kvarc-, kromit, vagy olivinhomok), kötőanyagok (pl. műgyanták, vízüveg) és adalékanyagok (pl. a térhálósodást segítő adalékok, lazítóanyagok) megfelelő arányú és sorrendű összekeverésével állítják elő [71]. A vegyi kötésű kötőanyag-rendszerek típusai a 3. táblázatban láthatóak.

3. táblázat Vegyi kötésű kötőanyag-rendszerek típusai [74]

	Szerves kötőanyag	Szervetlen kötőanyag
Önkötő eljárások	Furán gyanta + sav Fenol gyanta + sav Rezol gyanta + észter Alkid-uretán gyanta + izocianát + amin Fenol-uretán gyanta + izocianát + piridin (PUNB)	Vízüveg + észter Cement Foszfáttal módosított vízüveg Geopolimer + észter
Gázélarasztásos eljárás	Fenol-uretán gyanta + izocianát + amingőz (PUCB) Rezol gyanta + metil-formiát gőz (PECB) Furán/ epoxi gyanta + peroxid + SO ₂ Vinilészter gyanta + peroxid + SO ₂ (FRC)	Vízüveg + CO ₂ Geopolimer + CO ₂
Hőre kötő eljárás	Héjhomok (Croning eljárás) Furán/ fenol gyanta + savas katalizátor (hot-box) Furán gyanta + savas katalizátor (warm-box) Növényi olaj	Száritott vízüveg Módosított vízüveg + forró levegő

Az öntőipar igényei nagymértékben meghatározzák a homokmagok készítéséhez alkalmazott kötőanyagrendszerek alakulását. A 18. ábra a különböző kötőanyag-rendszerek észak-amerikai öntődék által felhasznált múltbéli és jelenlegi eladásának alakulását mutatja [121].



18. ábra A felhasznált kötőanyag-rendszerek alakulás az U.S.-ban [121]

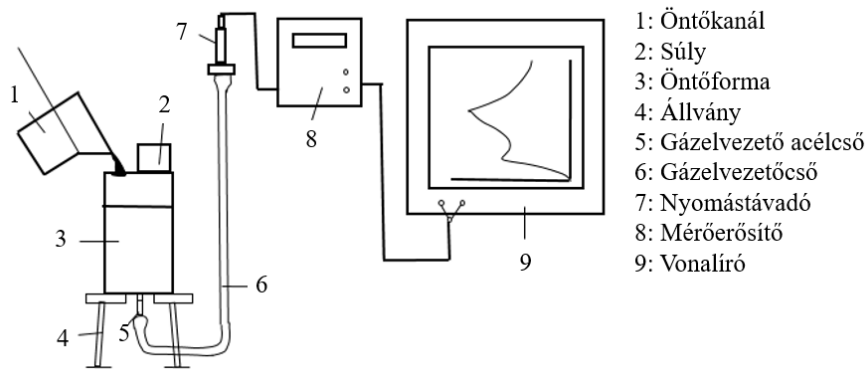
A 18. ábrán megfigyelhető, hogy az 1960-as években csak a vízüveg, a héjhomok és az növényi olajos kötőanyagok használata jellemző. Az 1980-as években a héjhomok eladása elérte a csúcspontját, a cold-box gyártása elkezdődött és a szobahőmérsékleten kötő eljárások kismértékben megelőzik a hőre kötő rendszerek részesedési arányát, a héjeljárást kivéve, ami stabil maradt. A '90-es években a szobahőmérsékleten kötő és a fenol-uretán, cold-box kötőanyag-rendszerek a dominánsak. A kötőanyagok következő évszázadra vonatkozó előrejelzése a piac bővülését mutatja a cold-box, az új kötési eljárások és a szervetlen kötőanyagrendszerek terén [121].

A homokmag kötőanyagának kiegészítése során keletkező gázok nyomásnövekedést okoznak a homokmagban, amelyek képesek betörni az olvadékba gázhólyagos öntvényhibát eredményezve. A szakirodalomban a homokmagokból felszabaduló gázok nyomását csak eltérő homokmag receptúra, maggeometria és fémolvadék minőség (öntöttvas, alumínium) esetén vizsgálták. Így ezek alapján határozták meg a műgyantakötésű formázóanyagokból öntés során felszabaduló gázok mennyiségét és nyomását befolyásoló tényezőket, amelyek a következők:

- a kötőanyag típusa,
- a kötőanyag mennyisége,
- az alaphomok granulometriai jellemzői,
- a gázáteresztőképesség,
- a mag geometriája,
- az alkalmazott magbevonat,
- a mag tárolási ideje [1, 52, 70].

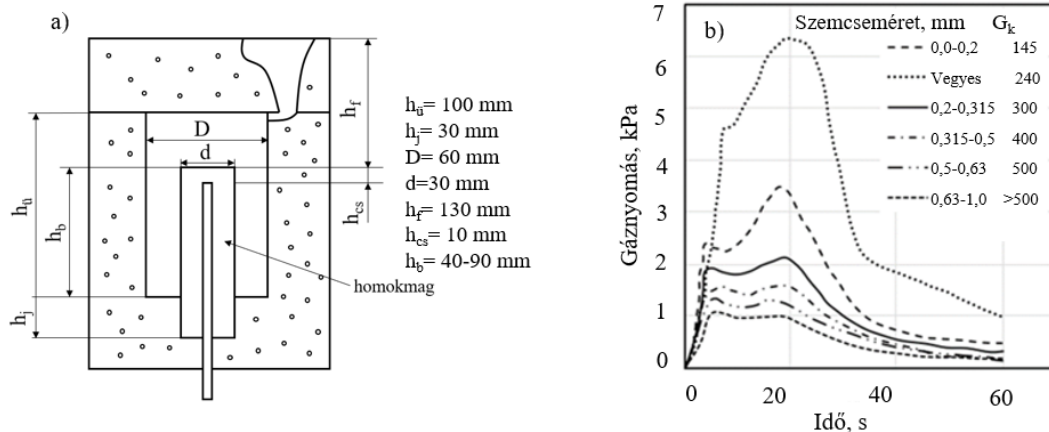
2.4.4.2. A gáznyomás mérés bemutatása

A szakirodalomban [55, 67, 70] a 19-22. ábrán látható kísérleti összeállítások és körülmények esetén vizsgálták a homokmagokból felszabaduló gázok nyomásváltozását. Tóth Levente [70] mérési módszert dolgozott ki a homokmagokban képződő gázok nyomásváltozásának mérésére, a kísérleti elrendezés a 19. ábrán látható.



19. ábra A gáznyomás méréshez használt analóg rendszer [70]

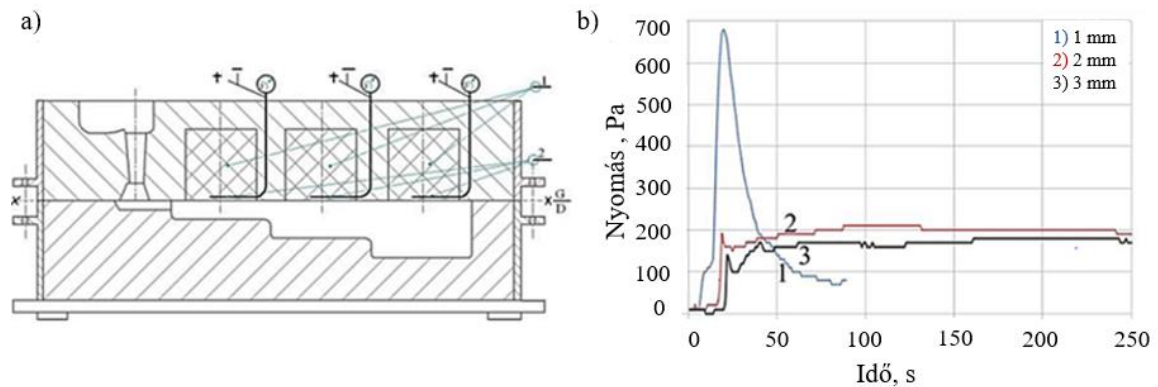
A kísérletek során 30 mm átmérőjű, változó hosszúságú (40-90 mm), eltérő kötőanyag tartalmú és kötőanyag mennyiségű homokmag próbatesteket készítettek, aminek a közepébe gázvezető csövet helyeztek. A gázáteresztőképességet külön erre a vizsgálatra készített, szabványos Ø50x50 mm méretű hengeres próbatesteken mérte ($G_k=235-245$, $\delta=1,4 \text{ g/cm}^3$). Az öntéshez $1400\pm 20^\circ\text{C}$ hőmérsékletű öntöttvasat használt. A mérésekhez használt formametszete és méretei a 20. ábrán látható.



20. ábra Tóth L. maggáznyomás mérési módszere a) a kísérleti formaszekrény metszet b) egy mért gáznyomás diagram (2,8% furángyanta) [70]

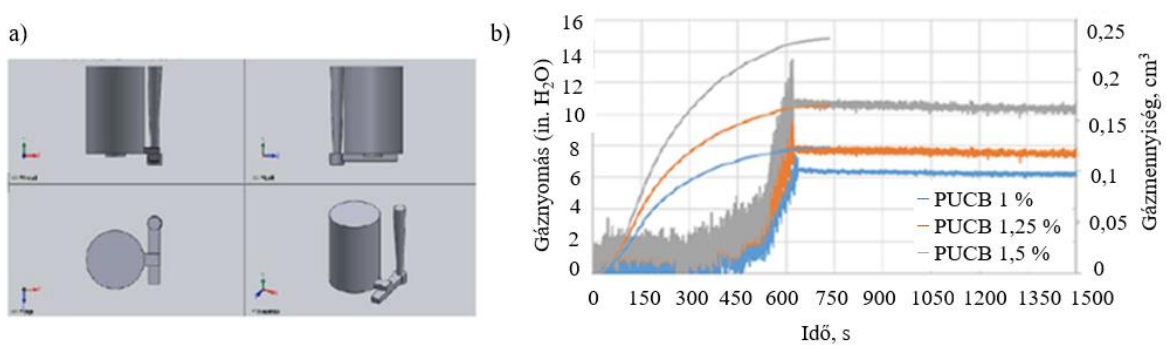
Tóth Levente egy ötvözet esetén és egy öntési hőmérséklet esetén vizsgálta a homokmagból felszabaduló gázok nyomásváltozását.

Chojecki a formaszelekrénybe helyezett szabványos ($\varnothing 50 \times 50$ mm), a gázáteresztőképesség mérésekhez használatos homokmag próbatestekben mérte a gáznyomásváltozását a fém/homokmag határfelületétől eltérő távolságokban öntöttvas esetén, amely a 21. ábrán látható [67].



21. ábra Chojecki gáznyomás mérési módszere a) kísérleti formaszelekrény metszete, b) mért gáznyomás diagram (8% bentonit, 3,8% fényeskarbon, $\delta = 1,5 \text{ g/cm}^3$, $T_{\text{önt.}} = 1400^\circ\text{C}$) [67]

Ravi és társai a 22. a) ábrán látható kísérleti öntvényben mérték a gáznyomást, 732°C -os alumínium olvadék estén, szabványos ($\varnothing 50 \times 50$ mm) PUCB-homokmagokban, eltérő gyantatartalom esetén a fém/homokmag határfelületről eltérő távolságban [55].



22. ábra Ravi által vizsgált kísérleti öntvényben fejlődő gáznyomás, és gázmenyiség változás (1 in. H₂O = 2,49 mbar = 0,25 kPa) [55]

2.4.4.3. A gáznyomás görbe karakterisztikája

A magokból fejlődő gázok nyomásának változása nem egyenletes, ahogy az a 20-22. b) ábrákon is megfigyelhető. Kezdetben, szobahőmérsékleten a sebesség nulla, majd egy vagy több maximum jellemző, végül amikor a teljes műgyantamennyiség gázzá alakul a sebesség ismét nulla lesz. Az első jelentősebb nyomásnövekedés 5-10 másodpercben alakul ki. Ennek oka a pórusokba szorult levegő gyors felmelegedése és kitágulása, valamint a formafalon fellépő nagy hőmérséklet gradiens hatására hirtelen képződött, de nem nagy mennyiségű gázmenyiség. Ez kitölti a pórusokat és megkezdődik a gáz eltávozása. Ezalatt

a határfelületi rétegből kiég a kötőanyag nagy része és a hőáramlás ezen a kiégett rétegen keresztül folytatódik. A gázképződés sebessége csökken, így a nyomás is csökken. Ezt követően a rendszer kezd ismét egyensúlyba kerülni, egyre nagyobb tömegű formázókeverék hevül fel. Az így keletkező nagy mennyiségű gáz képződési és eltávozási sebessége között az egyensúly a növekvő nyomás mellett áll be, majd csökkenni kezd. A szakirodalomban kimért nyomás maximum 20-30 másodperc között következik be [70]. Amennyiben a gázképződés sebessége nem egyezik meg a gáz eltávozási sebességével, a homokmag/fémolvadék határfelületen gáztorlódás alakulhat ki, ami gázhólyagos öntvényhibát okozhat.

2.4.4.4. A homokmagban kialakuló nyomásgradiens és nyomáscsúcs meghatározása

Valós öntvénygyártási folyamatok során a gáznyomás mérése nehézkes, ezért a szakirodalomban eltérő összefüggések terjedtek el, a gáznyomáscsúcs és a nyomásgradiens meghatározására. A továbbiakban bemutatom a homokmag geometriáján, gázáteresztőképességén és a keletkező gázok főbb fizikai tulajdonságain alapuló gáznyomás meghatározását a szakirodalomban található összefüggések alapján. A 4. táblázatba összegyűjtöttem egy átlagos, kvarc homokból készült homokmag főbb fizikai tulajdonságait.

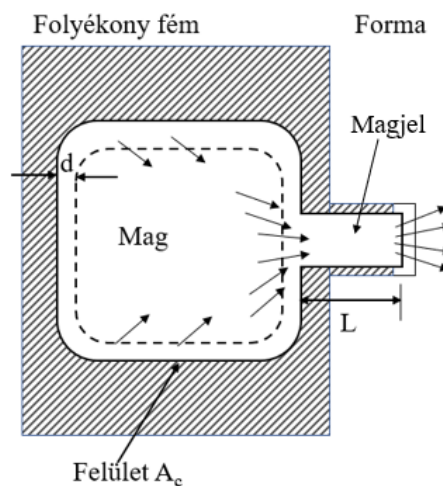
4. táblázat Egy kvarc homokból készült homokmag és a belőle képződött gázok főbb fizikai jellemzői [6]

A homokmag és a belőle képződött gázok főbb fizikai jellemzői	
Homokmagból felszabaduló gázok viszkozitása szobahőmérsékleten, μ_g	$1,1 \cdot 10^{-5}$ Pa s
Viszkozitás 230°C-on, μ_g	$1,6 \cdot 10^{-5}$ Pa s
Permeabilitás	$4,17 \cdot 10^{-11}$ m ²
Homok laza térfogatsűrűsége	1540 kg/m ³
Kvarchomok sűrűsége	2650 kg/m ³
Tömeghez viszonyított kötőanyag mennyiség	1,3 %
Mag porozitás	40 %
Hőátadási együttható (fém/mag)	500 W/m ² /°C
Kvarchomok hővezetőképessége, λ	1,4 W/(m·K)
Homokmag fajlagos hőkapacitása	1200-2500 J/(kg·K)

2.4.4.5. A homokmag gázáteresztőképességének, hőmérsékletének és geometriájának hatása a képződött gázok nyomára

Az öntödei maghomok porózus, szemcsés közegként viselkedik. A formafalban a gázképződés sebessége a forma termikus tulajdonságaitól, a hőmérsékleti gradienstől függ, a gázmennyisége pedig a formázókeverék összetételétől és az előzőekkel összefüggésben a felvett hőmennyiségtől függ. Ezek együttesen alakítják ki a tömegáram (q) mértékét, és a tömegáram és az áteresztőképesség (k) aránya szabja meg a kialakuló gáznyomás nagyságát. A gáz áramlása az ilyen közegben kevésbé ismert, a leírása különösen azért nehézkes, mert az átáramló gáz reagál a maghomokban található kötőanyaggal. A szemcsés porózus közegben történő gázáramlás regressziós egyenletekkel írható le [70, 122-123].

Az olvadt fémmel érintkezésbe kerülő homokmagon belüli nyomásgradiens meghatározható a gázfejlődési sebesség és a homokmag geometriájára vonatkozó ismeretek alapján. Worman és Nieman [124] a homokmag permeabilitásán alapuló módszer segítségével meghatározta a nyomásgradiens értékét egy vékony d -vastagságban felmelegedett réteg esetén. A 23. ábrán egy d -rétegvastagságban felmelegedett mag és annak kilevegőzése látható a magjelen keresztül. A magjel biztosítja a homokmag pontos elhelyezését a formában és a keletkező gázok ezen keresztül tudnak eltávozni. A magjel nem megfelelő pozicionálása azt eredményezheti, hogy a fém befolyik a magjel köré megakadályozva a gázok kilevegőzését.



23. ábra Egy d -vastagságú átmelegedett réteg kilevegőzése [14]

Az áteresztőképességi együttható (áteresztőképességi tényező, szivárgási tényező, vagy Darcy-tényező) definíció szerint az áteresztőanyag egységnyi keresztmetszetén átáramló vízhozamot, vagy gázhozamot jelenti (jele: k vagy P_e). A térfogatáram ($\dot{Q}$) és a mag

geometriai, valamint a gáz viszkozitásának ismerete alapján meghatározható a porózus anyagban mért nyomáskülönbség (ΔP) [39, 70].

$$\dot{Q} = v \cdot A \cdot t \quad (6)$$

$$\dot{Q} = k \frac{A \Delta P}{L \eta} \quad (7)$$

$$\Delta P = \frac{\dot{Q} \cdot L \cdot \eta}{k \cdot A} \quad (8)$$

ahol a v az áramló gáz sebessége, t a mért idő, A az átszívási felület, η a dinamikai viszkozitás [$\text{N} \cdot \text{s} / \text{m}^2 = \text{Pa} \cdot \text{s} = \text{kg} / \text{m} \cdot \text{s}$], d porózus közeg rétegvastagsága,

Darcy-törvénye alapján az áramló közeg sebessége az alábbi képlettel határozható meg:

$$v = k \cdot i \quad (9)$$

$$\dot{Q} = A \cdot t \cdot k \cdot i = A \cdot t \cdot k \cdot \frac{h}{l} \quad (10)$$

$$k = \frac{\dot{Q} \cdot l}{h \cdot A \cdot t} \quad (11)$$

ahol i hidraulikus gradiens ($\Delta h / \Delta l$), h a magasság [m], L az átfolyási hossz [m].

A nyomásgradiens pontosítható a homokmag-fém érintkezési felületének (A_c) [m^2], a magjeltől való távolságának (L_p) [m], a magjel területének (A_p) [m^2], valamint a homokmag különböző hőmérsékletének (T_1 és T_2) ismeretében. T_2 az a hőmérséklet, amelyen a gázfejlődést mérik, T_1 a mag egy pontjában mért hőmérséklet (Kelvinben) [1].

$$\Delta P = \frac{\dot{Q} A_c L_p \eta}{A_p P_e} \quad (12)$$

$$\Delta P = \frac{\dot{Q} \cdot d \cdot A_c \cdot \rho_c \cdot L_p \cdot T_2}{A_p \cdot T_1 \cdot P_e} \quad (13)$$

Ahol, ρ_c a homokmagban lévő éghető kötőanyag sűrűsége. A T_1 hőmérsékletet 100°C felett kell megadni a páralecsapódás elkerülése érdekében. Könnyűfém esetében a T_2/T_1 arány három, míg acél esetében hat. A homokmag és a magjel felületének (A_c / A_p) aránya fontos tényező, ami akár 10 és 100-szoros nyomás különbséget is jelenthet a magban [1].

2.4.4.6. A kötőanyag pirolízise során keletkező gázok

Amikor a fém érintkezésbe kerül a műgyantás magokkal azok kémiai lebomlanak és illékony és félig illékony vegyületek komplex keveréke keletkezik. Ennek köszönhetően megszűnnek a homokszemcsék közötti kötőhidak, amelyek lehetővé teszik a megszilárdult öntvényből való könnyű eltávolítást. Kezdetben a hőmérséklet rendkívüli mértékben megemelkedik először (~100°C-on) a szabad nedvességtartalom, majd a kötött nedvességtartalom párolog el. A képződött gázok/gőzök térfogata több, mint 1000-szeresére nő [54]. Ez a gyors tágulás kiszorítja az eredeti formában lévő levegőt. A gőz/gáz (vízgőz, etanol, propanol, oldószer) felszabadulása a polikondenzációs folyamatokból származtatható. A mag hőmérsékletének további növelésével megkezdődnek a műgyantás kötőanyag bomlási folyamatai és a kötési hidak részleges bomlása. Az aromás szénhidrogének, a furfurool, a furfuroalkohol, a fenol, a benzol, a toluol, a formaldehid, az izocianát és az aminok termikus bomlás 200-600°C-on történik. Magasabb hőmérsékleten, 600-1000°C-on a magokban megkezdődik a szerves anyagok kémiai lebomlása, pirolízise [52].

A műgyantás homokmagokból fejlődő gázok összetétele meghatározható a gázkromatográf-tömegspektrométer (GC-MS) komplex mérőberendezés segítségével, amellyel mennyiségi és minőségi mérés is végezhető. Kutatómunkám során a szerves kötőanyag kiegészése során keletkező gázok összetételét nem vizsgáltam.

Az ideális gázok állapot egyenlete szerint a gáz tetszőleges állapotában a nyomás és térfogat szorzata megegyezik, az anyagmennyiség, az univerzális (moláris) gázállandó és a hőmérséklet szorzatával. Az ideális gáz állapot egyenlete:

$$p \cdot V = n \cdot R_u \cdot T \quad (14)$$

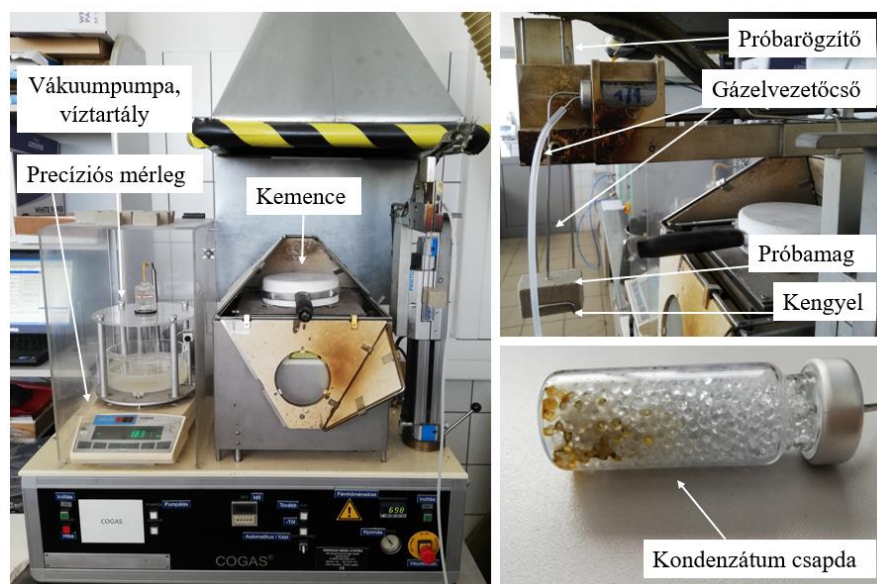
ahol R_u az univerzális gázállandó, érték 8,314 J/mol K, p a nyomás (Pa), V a térfogat (m³), n a mólszám, T a hőmérséklet (K). A moláris gázállandót egyetemes gázállandónak, illetve univerzális gázállandónak is nevezik.

A szakirodalomban található összefüggések segítségével meghatározott gáznyomás nagyságából arra lehet következtetni, hogy ahol nagy a gáznyomás értéke ott nagy valószínűséggel alakul ki gázhólyagos öntvényhiba.

Egy másik elterjedt módszer a homokmagban kialakuló gáznyomás nagyságának a meghatározására a fém/homokmag határfelületén keletkezett gázmennyiség mérése, amelyet a következő fejezetben mutatok be.

2.4.4.7. A kötőanyag bomlása során felszabaduló maggáz mennyiségének mérése

Az alumínium öntészetben a legelterjedtebb maggáz mennyiség meghatározó módszer a COGAS mérés. Az eljárás neve a core-gas, azaz maggáz kifejezésből származik. A vizsgálat során, öntési körülményeket szimulálva a homokmagot egy állandó hőmérsékletű fémolvadékba merítik. A módszer segítségével vizsgálható az eltérő homokmag receptúra (kötőanyag minőség, és -mennyiség, granulometria, homoktípus) és az eltérő olvadék hőmérséklet esetén felszabaduló gázmennyiség és a gázból kicsapódott kondenzátum mennyiség [51]. A 24. ábrán látható a COGAS gázmennyiség mérőkészülék látható.

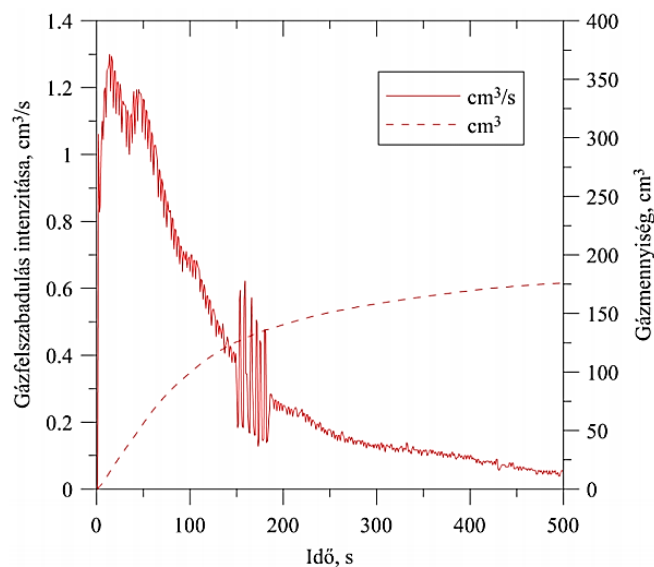


24. ábra A COGAS gázmennyiség mérőkészülék és a kondenzátum csapda (Nemak Győr Kft. homoklaboratóriumában található berendezés)

A gázmennyiség mérés során a homokmag próbatest egy szabályozott hőmérsékletű alumínium olvadékba merül. A homokmagból fejlődő maggáz a próbatest síkfelületére helyezett csövön vezetődik el, majd áthalad egy kondenzátum csapdán, ahol a hőmérséklet különbség miatt lecsapódik a szurokszerű kondenzátum. A képződött kondenzátum mennyisége meghatározható a vizsgálat előtti és utáni kondenzátum csapdák tömegmérésével. A maggáz, a kondenzátum nélkül, végül eljut egy a mérőegységbe, ahol vízbe áramlik és egy vákuumpumpa segítségével tartott vízoszlopból a saját térfogatának megfelelő vizet szorít ki. Precíziós mérleg regisztrálja a kiszorított folyadék tömegét. A víz sűrűségének ismeretében kiszámítható a homokmagból felszabaduló gázmennyiség. A méréshez szabványos hajlító próbatestből közel azonos (~35 gramm) tömegű próbamagot

kell kimunkálni, továbbá a gázvezető cső felfekvéséhez biztosítani kell a sima homokmag felületet.

A kötőanyagok bomlása során keletkező gázok mennyiségét számos tényező befolyásolja. A kötőanyag minősége és mennyisége nagymértékben befolyásolja a fejlődő gázok mennyiségét és a gázok képződésének intenzitását. A homokmag gázáteresztőképessége (térfogatsűrűsége) és geometriája is hatással van a képződött gázmennyiségre és a maggáz felszabadulásának intenzitására [41, 45]. A fémolvadék hőmérsékletének növelésével nő a felszabadult gázmennyiség és csökken a kondenzátum mennyisége. A 25. ábrán egy COGAS méréssel meghatározott gázmennyiség és gázfelszabadulás intenzitását görbe látható, 660°C-os alumínium olvadékba merülő furángyantas, 40 mm átmérőjű gömb alakú homokmag esetén.



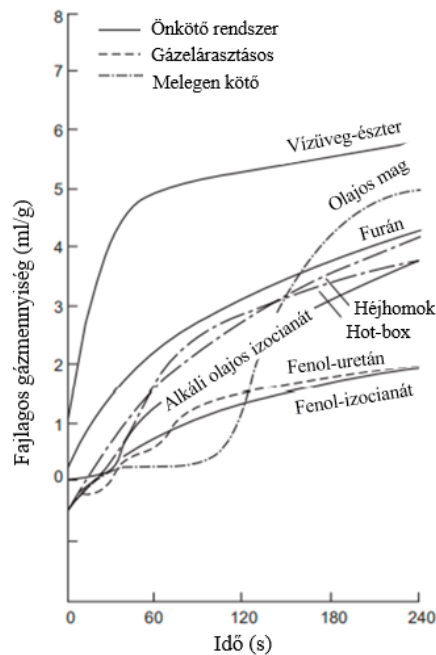
25. ábra COGAS méréssel meghatározott gázmennyiség görbe és az abból számított gázfelszabadulás intenzitás [52]

A gázfelszabadulás intenzitás görbén található maximumok a kötőanyag pirolízise során képződött, különböző gázkomponensek felszabadulására vezethető vissza.

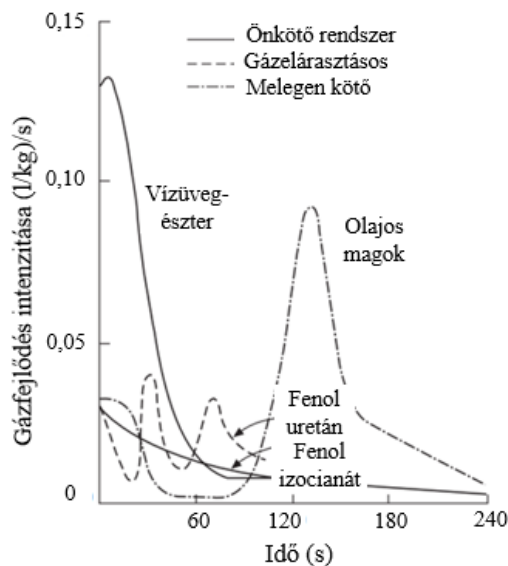
2.4.4.8. A gázhólyag képződésének elkerülése

A gázhólyag képződésének elkerülésére számos technológiai lehetőség áll rendelkezésre. A következőkben bemutatott ajánlásokkal jelentősen csökkenthető a gázhólyag okozta öntvényhibák kialakulása. A legbiztosabb megoldás olyan kötőanyagrendszer használata, amelyből nem, vagy csak nagyon kis mennyiségű gáz keletkezik. Törekedni kell a minimális kötőanyagtartalom használatára, hiszen ezzel jelentősen csökkenthető az éghető anyagok mennyisége. További megoldást jelenthet a

késleltetett gázfejlődésű kötőanyagrendszerek alkalmazása. A 26. és a 27. ábrán látható a különböző kötőanyagrendszerekből fejlődő gázmennyiség és gázfejlődési sebesség diagramja [118].



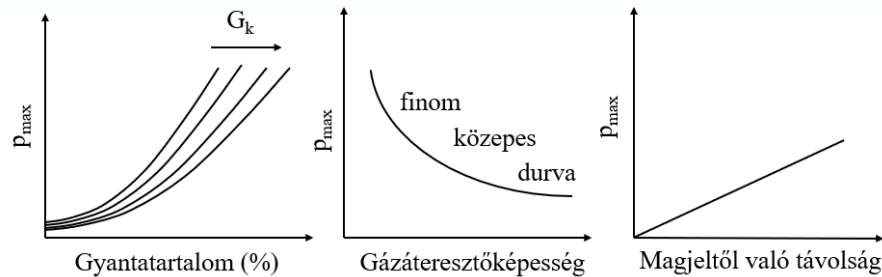
26. ábra Fajlagos gázmennyiség különböző kötőanyag rendszerek esetén [14]



27. ábra A gáz fejlődés sebessége különböző kötőanyagrendszerek esetén [14]

A vízüveg-észteres kötőanyagrendszer esetén a kezdetben nagy a gázfejlődés intenzitása, ami a kötőanyag nedvesség tartalma miatt van, ez az olajos kötőanyag rendszerek esetén jóval kisebb. Gázképződés szempontjából a fenol-uretános kötőanyagrendszerek a legkedvezőbbek [14].

A 28. ábrán a homokmag gyantatartalmának, a gázáteresztőképesség és a magjeltől való távolság hatásának sematikus ábrája látható a maggáz maximális nyomására.



28. ábra A gyantatartalom, a gázáteresztőképesség és a magjeltől való távolság hatása magokból fejlődő gázok maximális nyomására [1, 70]

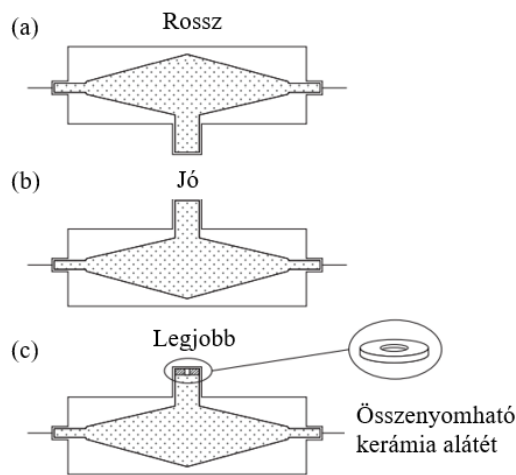
A gáznyomás csökken a gázáteresztőképesség és a magjel keresztmetszetének növelésével. A magokban kialakuló gázok nyomása a magjeltől való távolság függvényében lineárisan növekszik feltéve, ha a folyékony fém metallosztatikus nyomása és a mag permeabilitása nem változik. A gázáteresztőképesség növelésével aszimptotikus belső gáznyomás csökkenés figyelhető meg.

A homokmag gázelveztető képességét durva (nagy szemcseméretű) homok alkalmazásával, kis homokmag térfogatsűrűséggel, vagy gázelveztetők segítségével lehet javítani. Indokolt esetben alkalmazható vákuum is, azonban a képződő kondenzátum miatt a vákuumrendszer gyakori karbantartása szükséges. A 29. ábra a magokban elhelyezett gázelveztetők pozicionálása látható, hatékonysági sorrendben.



29. ábra A magok kilevegőztetése gázelveztetők segítségével [14]

A homokmag kötőanyagának kiégése során a felszabaduló illékony anyagok a homokmag legfelső részében koncentrálnak. Amennyiben a tervezés lehetővé teszi, törekedni kell olyan elrendezésre, amelynél a maggáz szabadon tud felfelé áramlani és kilevegőzni. A 30. ábrán a magok elhelyezése látható a formaüregben. A 30. a) ábra azt az esetet szemlélteti, amikor a gázok a mag felső részében koncentrálnak, ebben az esetben nagy valószínűséggel alakul ki gázhólyagos öntvényhiba. A 30. b) ábrán az az eset látható, amikor a gázok felfelé áramlanak a magban és a formán keresztül ki tudnak levegőzni. A 30. c) ábrán feltüntetett összenyomható kerámia alátét használatával elkerülhetők a magok törése, ugyanis ezek a homokmagok a hőhatásra termikus dilatáción esnek át, valamint a formatöltés során az olvadék is elmozdíthatja a magokat.



30. ábra A magok helyzete a formaüregben [14]

A homokmagok javításához agyagbázisú mag és formázóanyag javító pasztákat használnak, amik jelentős mennyiségű vízgőzt adhatnak le, ezért javasolt az öntés előtti szárításuk.

Maghomokkeverék készítésénél a kötőanyag egyenletes eloszlását kell biztosítani a homokszemcséken, ugyanis a nem megfelelő keverés során gyantagócok maradhatnak a homokmagban, ami öntés során akár gázrobbanást is okozhat.

A fém/forma határfelületen kialakuló oxidhártyán keresztül a maggáz könnyedén be tud törni az olvadékba, ezért csökkenteni kell az oxidáló közeg és a fémolvadék közvetlen érintkezését, különösen a nagyobb cink- és a magnéziumtartalmú alumíniumötvözetek esetén, mivel ezen ötvözetek oxidációs hajlama nagyobb [14].

2.5. A metallosztatikus nyomás

Az olvadékoszlop magasságának növelésével nő a fém által a homokmagra kifejtett metallosztatikus nyomás nagysága. Az olvadék oszloppal arányos metallosztatikus nyomás nemcsak a gázbetörés ellen hat, de a képződött gázhólyag méretét is befolyásolja, a 2.6.1. fejezetben leírt módon [100]. Az olvadék minősége, így a sűrűsége is jelentősen befolyásolja a kialakuló metallosztatikus nyomást. A metallosztatikus nyomás az alábbi képlet segítségével határozható meg [52]:

$$p_{met} = \rho \cdot g \cdot h \quad (15)$$

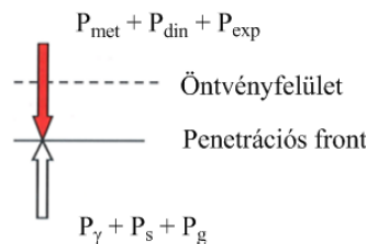
ahol,

- p_{met} : metallosztatikus nyomás, Pa
- ρ : a folyékony fém sűrűsége, kg/m^3
- g : gravitációs gyorsulás= $9,81 \text{ m/s}^2$
- h : a homokmag fölötti olvadékoszlop magassága, m

A Melléklet 1. ábráján látható, hogy az AlSi7 öntészeti ötvözet esetén az olvadékoszlop magasságának növelésével, hogyan nő a metallosztatikus nyomás nagysága eltérő olvadék hőmérsékletek esetén. Az olvadék hőmérsékletének ($600\text{-}800^\circ\text{C}$) változtatásából adódó sűrűség különbség a metallosztatikus nyomást csupán $\sim 2\text{-}3\%$ -kal módosítja.

2.6. A metallosztatikus nyomás és a maggáz nyomás viszonya

Az öntészeti szakirodalomban nyomásegyensúlyt írnak fel a fém/homokmag határfelületen és az olvadékban kialakuló nyomások között. Most tekintsük át a fém/formázóanyag határfelületén kialakuló nyomásviszonyokat, amelyet a 31. ábra szemléltet.



31. ábra Nyomásviszonyok a fém/forma határfelületen [52, 58]

A szakirodalom szerint a fém/formázóanyag határfelületén ható különböző nyomások egyensúlya akkor áll fenn, ha fennáll a következő egyenlőség:

$$p_{met} + p_{din} + p_{exp} = p_{\gamma} + p_s + p_g \quad (16)$$

ahol a p_{met} a folyékony fém által kifejtett metallosztatikus nyomás, p_{din} a formatöltéskor a sebességből adódó dinamikus nyomás, p_{exp} öntöttvas esetén a fém oldalról szerepet játszhat a duzzadás miatt fellépő nyomás, p_γ a fém betörése ellen hat a kapilláris nyomás, p_s a fém és formázóanyag szemcsék közti súrlódásból adódó nyomásesés, p_g a formázóanyagból az öntés során keletkező gázok nyomása. A különböző nyomások, azonban öntés során eltérő időpillanatban jelennek meg és fejtik ki hatásukat.

A szakirodalom jelen állása szerint [12, 13], ha a homokmag feletti fémolvadék magasságával arányos metallosztatikus nyomás mindvégig nagyobb, mint a homokmagból felszabaduló maggáznyomás, gázhólyag nem alakul ki, amelyet a 32. a) ábra szemléltet és a (17)-es egyenlettel írható le.

$$p_{gáz,max} < \rho \cdot g \cdot h \quad (17)$$

ahol $p_{gáz,max}$ (mbar) az a maximális gáznyomás, ami a homokmag/fémolvadék felületére merőlegesen az öntés-hűlés során maximálisan fellép és aminek oka a műgyanta bomlásából felszabaduló gáz.

A rendszerre alulról–felülről–oldalról ugyanazt a külső, atmoszférikus nyomás hat, amelyek különböző irányokból kompenzálják egymást, ezért hiányzik a külső nyomás a (17) egyenletből.

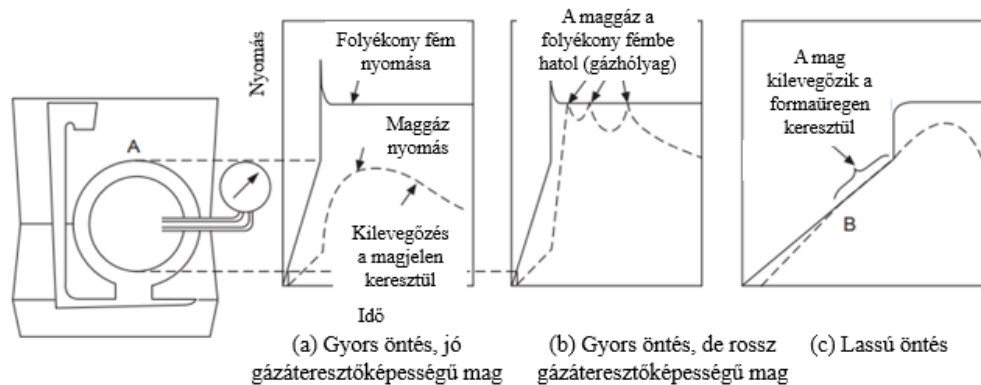
A metallosztatikus nyomás az öntvény teteje és a vízszintes síkjához képest a fémolvadék felső felülete között a legkisebb, így itt érvényesül legkevésbé a (17)-es egyenlőtlenség.

A (17) egyenletben nem szerepel a dinamikus nyomás, ami a fémolvadék áramlásával kapcsolatos, hiszen a formatöltés kb. 10 másodperc, míg a maggáz maximális nyomásának megjelenési ideje jóval később, öntés után a 40 másodperc körül jelenik meg.

A (17) egyenletben nem szerepel a kapilláris nyomás, mert a penetrációt elhanyagoltam, mivel gázhólyagképződés során a gáz kifelé áramlik a homokmagból a fémolvadékba. Ha a penetráció gyorsabban megvalósulna, mint ahogy a gáznyomás felépül, akkor a gáznyomásnak először ki kéne nyomnia a penetrálódott fémolvadékot a kapilláris nyomás ellenében ahhoz, hogy gázhólyagot hozzon létre. Ez azonban több időt vesz igénybe, mint a gáz kiáramlása a porózus homokmagon keresztül. Mivel a penetrációt kizárom, ezért zárom ki a kapilláris nyomást is.

A szakirodalom szerint, amikor a maggáznyomás nagysága megegyezik a metallosztatikus nyomással, 32.b) ábra alapján, a gázhólyag a folyékony fémbe hatol. A gázbetörés lokális nyomáscsökkenéssel jár majd, amikor a képződött gáz újra eléri a nyomáscsúcsot ismét lokális maximumok jelennek meg a gáznyomás görbén. Tehát a

gáznyomás görbén megjelenő ingadozás (tremoló) a gázbetörés egyik jele. A 32. c) ábra lassú formatöltés esetét szemlélteti, amikor a maggáz még a formatöltés előtt felszabadulhat. A 32. ábrán az olvadékoszloppal arányos metallosztatikus nyomás és a maggáz nyomás különféle esetei láthatók.



32. ábra A fémolvadék metallosztatikus- és a maggáz nyomásának viszonyai eltérő formatöltési sebesség és eltérő gázáteresztő képességű homokmag esetén [14]

Starobin és Scott már utalnak az öntvényben megdermedt gázhólyag méretére (R), amelyet a Laplace-nyomás bevezetésével határoztak meg, az alábbi képlet szerint [6, 48]:

$$p_{gáz,max} < \rho \cdot g \cdot h + \frac{2 \cdot \sigma}{R} \quad (18)$$

Ezek alapján arra következtethetünk, hogy ha a (18) egyenlőtlenség csak kismértékben nem teljesül, az még nem vezet feltétlenül gázhólyag kialakulásához. Ennek oka az, hogy a gáznyomás egy része arra használdik el, hogy meggömbítse a kezdetben makroszkopikusan síknak tekinthető fémolvadék/gáz felületet. A homokforma/fémolvadék makroszkopikus határfelületen belül ugyanis vannak szilárd/folyadék és folyadék/gáz mikroszkopikus határfelületek, melyek periodikusan váltogatják egymást.

A (18) egyenlőtlenség bizonyos aránya esetén, a baloldal és a jobboldal különbsége meggömbíti (behorpasztja) a fémolvadék felületét. A szakirodalom jelenlegi állása szerint a gázhólyag képződés elkerülésének legegyszerűbb feltétele, hogy a maggáz nyomás maximumának kisebbnek kell lennie, mint a Laplace-nyomás és a metallosztatikus nyomás összege.

Az öntvénybe bezáródott gázhólyag méretét számos tényező befolyásolja, mint például az olvadék minősége és hőmérséklete, az olvadékoszlop által kifejtett metallosztatikus nyomás nagysága, valamint a homokmagot alkotó homok szemcsemérete és az olvadék peremszöge (amivel a fémolvadék nedvesíti a homokszemcsét a levegő – bomlástermék gázkeverék

közegében). A következőkben ezen befolyásoló tényezők nagyságrendi hatását mutatom be a gázhólyag méretére.

2.6.1. Az olvadék minőségével és hőmérsékletével, valamint a metallosztatikus nyomással változó gázhólyag mérete

Az olvadék hőmérsékletének változásával változik a gázpórus mérete is. Hiszen az olvadék magas hőmérséklete miatt például az eredetileg 10 mm átmérőjű gázbuborék (0,5 ml térfogatú) kitágul, majd a fém dermedését követően összehúzódik. Az öntvénydermedésből származó, hőmérsékletváltozás okozta gázhólyag térfogat csökkenését a Charle-törvény írja le, miszerint a gázhólyag kezdeti térfogatát meg kell szorozni a végső és a kezdő hőmérséklet hányadosával [100].

$$V_{végső} = V_{kezdeti} \cdot \left(\frac{T_{végső}}{T_{kezdeti}} \right) \quad (19)$$

ahol $V_{végső}$ a végső térfogat [ml], $V_{kezdeti}$ a kezdeti térfogat [ml], $T_{kezdeti}$ a kezdeti hőmérséklet [°C] és $T_{végső}$ a végső hőmérséklet [°C].

Az 5. táblázatban látható, hogy az eltérő olvadék minőségek esetén, hogyan változik a gázhólyag mérete.

5. táblázat Az eltérő olvadék minőség esetén kialakult gázhólyag méret [100]

Gázhólyag	Hőmérséklet (°C)	Térfogat (ml)	Átmérő (mm)
Eredeti (levegőben)	25	0,52	10
Acél	1500	3,11	18,1
Öntöttvas	1150	2,5	16,8
Alumínium	600	1,53	14,3
Réz vagy bronz	1050	2,36	16,5

A gázhólyag méretét a metallosztatikus nyomás nagysága is befolyásolja. Például egy 200 mm olvadékoszlop alatt acél esetén (7850 kg/m^3) 0,15 atm (154 mbar), míg alumínium esetén (2800 kg/m^3) 0,05 atm (54 mbar) metallosztatikus nyomás alakul ki. A 6. táblázatban található nyomás értékek tartalmazzák a külső atmoszférikus nyomás értékét is. A nyomás változás miatt bekövetkezett méretváltozás a Boyle-törvény alapján határozható meg, miszerint a végső térfogatot megkapjuk, ha a kezdeti térfogatot megszorozzuk a kezdeti nyomás és a végső nyomás hányadosával [79].

$$V_{végső} = V_{kezdeti} \cdot \left(\frac{p_{kezdeti}}{p_{végső}} \right) \quad (20)$$

ahol $p_{kezdeti}$ a kezdeti nyomás és $p_{végső}$ a végső nyomás [mbar].

Acél olvadékban egy 3,11 ml térfogatú gázhólyag mérete 200 mm olvadékoszlop magasság esetén 2,7 ml-re csökken, míg alumínium esetén 1,53 ml-ről 1,46 ml-re. A 6. táblázatban látható, hogy 200 mm olvadékoszlop magasság hatására hogyan csökken a gázhólyag mérete eltérő olvadék minőségek esetén. A 6. táblázatban a szerzők az atmoszférikus nyomáshoz adták hozzá a fémbe kialakult többlet nyomás értékét [100]. A legtöbb szakirodalomban az atmoszférikus nyomást elhanyagolják, így saját méréseim során is a 0 mbar volt a kiinduló nyomás [55, 67, 70].

6. táblázat Egy 200 mm mélyen található gázhólyag pórusmérete eltérő olvadékminőség esetén [100]

Gázhólyag	Sűrűség (kg/m ³)	Nyomás (atm)	Nyomás (mbar)	Olvadék felszínén		200 mm mélyen	
				Térfogat (ml)	Átmérő (mm)	Térfogat (ml)	Átmérő (mm)
Levegő	1,70	1	1000	0,52	10		
Acél	7800	1,15	1165	3,11	18,1	2,7	17,3
Öntöttvas	7200	1,14	1155	2,5	16,8	2,19	16,1
Alumínium	2800	1,05	1063	1,53	14,3	1,46	14,1
Réz vagy bronz	8800	1,17	1186	2,36	16,5	2,02	15,7

Továbbá a gázhólyagba bezáródott gáz reagál az olvadt fémmeel, így csökkentve annak pórusméretét. Acél és alumínium esetén minden oxigén elfogy a gázhólyagból és emiatt a pórustérfogat körülbelül 20%-kal csökken. Acél esetén a végső térfogat 2,1 ml, míg alumínium esetén 1,2 ml. Öntöttvasban az oxigén oxidot vagy szén-monoxidot képez, így pórusmérete nem változik.

Az ideális gáztörvény tükrözi a Charle- és a Boyle- törvények hatásait, miszerint a hőmérséklet növelésével nő, a nyomás növelésével csökken a gázhólyag mérete [100].

$$p \cdot V = n \cdot R \cdot T \quad (21)$$

A következő fejezetben leírt új modell a különböző szemcseméret és különböző olvadék hőmérséklet esetén képződött gázhólyag méretének meghatározására szolgál. A szakirodalomban található eddig elvégzett kísérletek és modellek a homokmagot alkotó homokszemcsék méretváltoztatásának hatását csak a gázáteresztőképességre, így a maggáz nyomására gyakorolt hatását vizsgálták.

3. Új szemcseméret modell a gázhólyag méretének meghatározására a határfelületi erők figyelembevételével

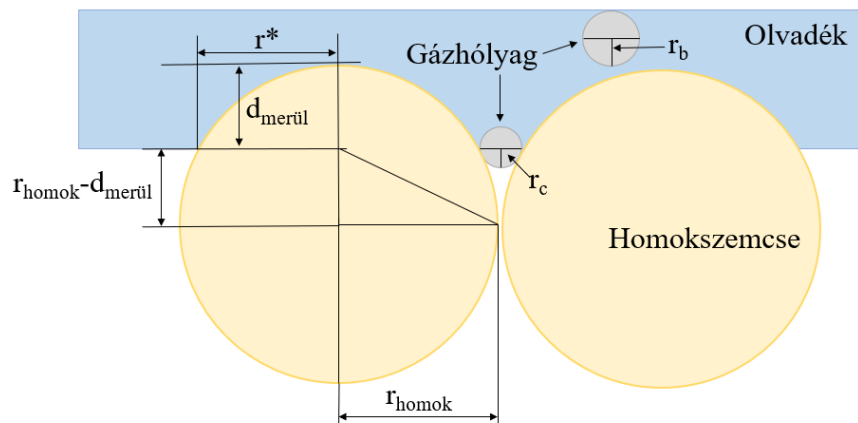
A disszertációban általam leírt, új szemcseméret modell segítségével egy homogén, egyenletes szemcseszerkezetű homokmag esetén előre meghatározható, hogy a homok szemcseméretének függvényében, hogyan módosul az öntvénybe betört gázhólyag mérete.

Gázbetörés előtt a maggáz nyomásának egy része arra fordítódik, hogy meggömbítse a kezdetben makroszkopikus síknak tekinthető fémolvadék/gáz felületet. Ennek alakja és mérete a homokszemcsék alakjától és méretétől, illetve a peremszögtől függ, amivel a fémolvadék nedvesíti a homokszemcsét a levegő-bomlástermék gázkeverék közegben. Az így elérhető maximális görbületi sugár (r_g) képlete, feltételezve, hogy gömbsüveg alakú a behorpadt rész és érvényes a Laplace egyenlet, amelyet már Scott és Starobin (18) is alkalmazott a gázhólyag méretének meghatározására a következő:

$$r_g = \frac{2 \cdot \sigma}{p_{gáz,max} - \rho \cdot g \cdot h} \quad (22)$$

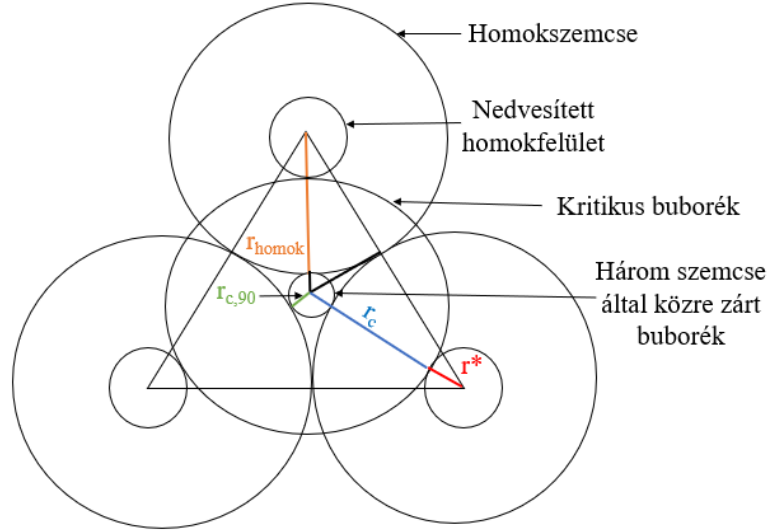
ahol σ [J/m²] a fémolvadék felületi feszültsége.

A (22) egyenlet csak akkor érvényes, ha a nevező pozitív előjelű. Még mielőtt a pórusokon belül a gáznyomás felépül és elkezdi görbíteni fémolvadék/gáz síkot, a fémolvadék adhéziós kontaktusba lép a homokszemcsékkel. A homokszemcse „elmerülése” meghatározza az ún. kontakt sugarat (r^*). A homokszemcsére támaszkodó, felfelé domboruló fémolvadék által meghatározott sugár a gázhólyag kritikus sugara (r_c), ez az a sugár méret, ami fölött a gázhólyag leválik a homokszemcséről. A kontakt és a kritikus sugár modellben való jelölése a 33. ábrán látható.



33. ábra Az olvadék által nedvesített homokszemcse és a homokszemcsék között képződött gázhólyag függőleges metszete

Abban az esetben, ha a gázhólyag kritikus sugara kisebb, mint a maximális görbületi sugár mérete, gázhólyag nem alakul ki. A 34. ábrán az új szemcseméret modell leírásához alkalmazott három homokszemcse (r_{homok}) és a fémolvadék nedvesítése (r^*) által meghatározott jellegzetes sugarak elhelyezkedése látható.



34. ábra Az olvadék által nedvesített homokszemcse és a homokszemcsék között képződött gázhólyag vízszintes metszete

A metallosztatikus nyomásnál nagyobb nyomás esetén a gázhólyag elkerülésének végső feltételét a (23) egyenlet írja le:

$$r_c < \frac{2 \cdot \sigma}{p_{\text{gáz}, \text{max}}} \quad (23)$$

Abban az esetben, ha a kritikus sugár nagyobb vagy egyenlő, mint a maximális görbületi sugár, akkor a gázhólyag felfúvódása tovább folytatódik. Amikor a gázhólyag eléri a félgömb alakot, a félgömb alsó pereme mentén fellép az ún. határfelületi összehúzó erő, melynek képlete:

$$F_\sigma = K_{\text{kör}} \cdot \sigma = 2 \cdot r_c \cdot \pi \cdot \sigma \quad (24)$$

Ha ezt elosztjuk a félgömb alsó felszínével ($\pi \cdot r_c^2$), akkor nyomás dimenziójú értéket kapunk, ami megegyezik a Laplace nyomással, lásd a (22) egyenlet levezetésében. Ez azt jelenti, hogy a gázhólyag további felfúvódásához nem kell nagyobb nyomás, mint a (17) egyenletben leírt $p_{\text{gáz}, \text{max}}$. A gázhólyag addig fúródik, amíg teljesül a (25) egyenletben leírt feltétel, miszerint a gázfejlődés sebessége nagyobb, mint a gáz eltávozási sebessége.

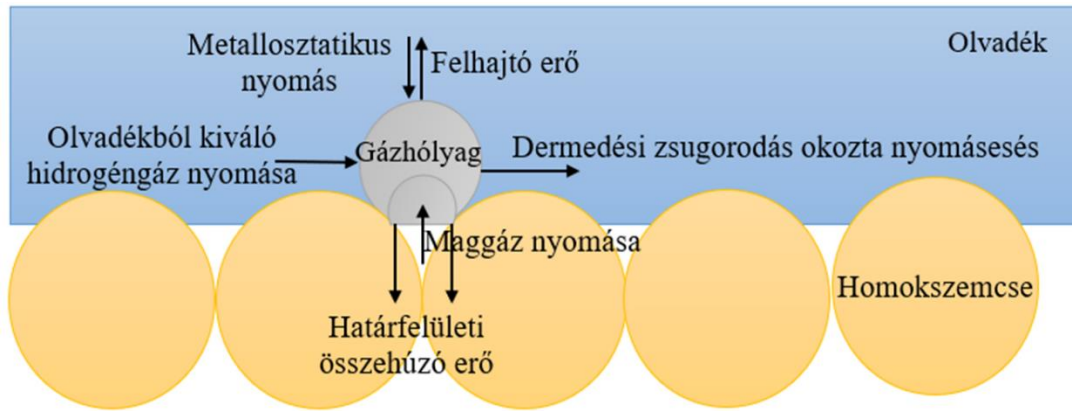
$$r_c \geq \frac{2 \cdot \sigma}{p_{\text{gáz}, \text{max}} - \rho \cdot g \cdot h} \quad (25)$$

Amikor a homokmag pórusain keresztül a gáz eltávozási sebessége nagyobb, mint a gázképződésének sebessége, akkor a gáznyomás csökkenésével a gázhólyag vissza is húzódhatna. A fémolvadékba benőtt gázhólyagra azonban már hat a felhajtó erő is, ami felfelé húzza, így elősegítve a homokmagról való leválását.

A felhajtó erő képlete az alábbi egyenlettel írható le, elhanyagolva a gáz sűrűségét a fémolvadék sűrűségéhez képest:

$$F_g = V_{gömb} \cdot \rho \cdot g = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot r_{gh}^3 \cdot \rho \cdot g \quad (26)$$

ahol r_{gh} a leválás pillanatában a gázhólyag sugara. A 35. ábrán a gázhólyagra ható erők láthatók [126-132].



35. ábra A gázhólyagra ható erők

A gázhólyagot a határfelületi összehúzó erő tartja vissza a leválástól. A gázhólyag akkor fog leszakadni a homokmagról, ha a felfelé mutató felhajtó erő nagyobb lesz, mint a lefelé mutató határfelületi összehúzó erő. A gázhólyag leválásának feltételét a (27) egyenlet írja le:

$$F_g - F_\sigma > 0 \quad (27)$$

$$\frac{4}{3} \cdot \pi \cdot r_{gh}^3 \cdot \rho \cdot g > 2 \cdot r_c \cdot \pi \cdot \sigma \quad (28)$$

Ebből kifejezve a leszakadt gázhólyag sugara (r_{gh}):

$$r_{gh} = 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_c \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} \quad (29)$$

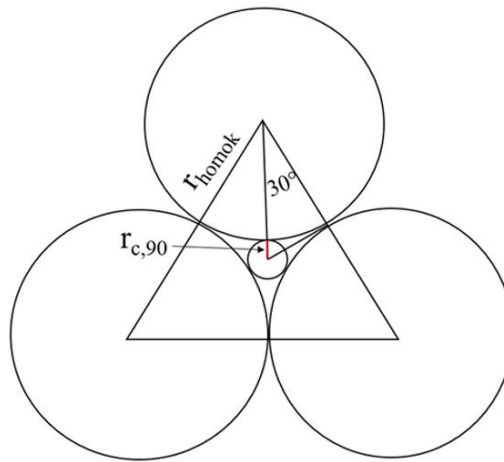
Példaként egy alumínium olvadékba ($\sigma = 0,86 \text{ J/m}^2$, $\rho = 2300 \text{ kg/m}^3$), 1 mm kritikus sugárral rendelkező gázhólyag a leválásának pillanatában már eléri 3,8 millimétert, azaz a fémolvadékba emelkedő gázhólyag átmérője kb. 7,6 mm.

Ha tehát a gázhólyag eléri a (29) egyenlettel leírt sugarat, akkor a felhajtó erő hatására leszakad a homokmagról és elindul felfelé a fémolvadékban. Míg végül a dermedés során a dendritek körbenövik és végleg bezáródik az öntvénybe.

Ha azonban a (23) egyenlőtlenség nem teljesül, akkor a gázhólyag nem szakad le a homokformáról, és ekkor még a gáz visszaszívódik a részben felfúvódott gázhólyagból, ahogy a gáznyomás a homokmagban az idő múlásával fokozatosan csökken.

Továbbá gázhólyag akkor sem keletkezhet, ha a fém viszkozitása már elég nagy ahhoz, hogy a maggáz ne tudjon betörni a homokmag/fémolvadék határfelületen.

A fenti egyenletek csak akkor válnak alkalmazhatóvá, ha tartalmazzák a szemcsemérettől és a peremszögtől való függést is. A modellezés egyszerűsége céljából képzeljünk el a három egyforma, r_{homok} sugarú gömböt, amelyek egymáshoz egy-egy pontban érintkeznek és az érintkezési síkban egy olyan kört zárnak közre, melynek sugara, $r_{c, 90}$. Az érintkezési síkban a három gömb által közre zárt kör sugara a 36. ábrán látható és a (30.a-c.) egyenletek segítségével határozható meg.



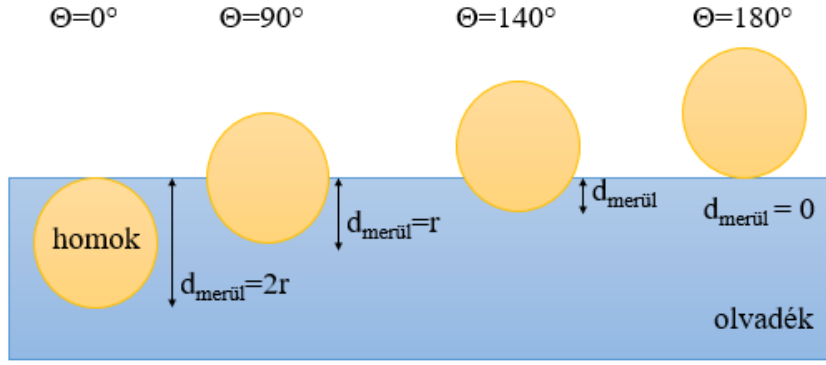
36. ábra Három gömb által közre zárt kör sugara az érintkezési síkban

$$\cos 30^\circ = \frac{r_{homok}}{r_{c,90} + r_{homok}} \quad (30.a)$$

$$r_{c,90} = \frac{r_{homok}}{\cos 30^\circ} - r_{homok} \quad (30.b)$$

$$r_{c,90} = r \cdot \left(\frac{1}{\cos 30^\circ} - 1 \right) = 0,155 \cdot r_{homok} \quad (30.c)$$

Az $r_{c,90}$ a 90° -os peremszöghöz tartozó r_c érték. Ebben az esetben a 37. ábrán látható módon a homokszemcse félig merül el a fémolvadékban.



37. ábra Az olvadék nedvesítési szöge és a $d_{merül}$ kapcsolata. Saját ábra a [133] alapján

A homokszemcse fémolvadékban való egyensúlyi elmerülésének mélysége ($d_{merül}$) a 37. ábra alapján az alábbi képlet segítségével lehet meghatározni:

$$d_{merül} = r_{homok} \cdot (1 + \cos\Theta) \quad (31)$$

ahol Θ a peremszög.

A (31) egyenletből az következik, hogy ha a szemcsét fémolvadék nem nedvesíti, akkor a bemerülési mélység kisebb, mint a homokszemcse sugara, tehát ekkor a fémolvadék nem hatol le a szemcsék középvonaláig. Emiatt a gázbuborék kritikus sugara nagyobb lesz, mint a (30.c) egyenlettel leírt érték. A folyékony fém által nedvesített kör sugara (r^*) az alábbi módon határozható meg:

$$r_{homok}^2 = (r_{homok} - d_{merül})^2 + r^{*2} \quad (32.a)$$

$$r^{*2} = r_{homok}^2 - (r_{homok} - d_{merül})^2 \quad (32.b)$$

$$r^* = \sqrt{r_{homok}^2 - (r_{homok} - d_{merül})^2} \quad (32.c)$$

Ezek alapján $d_{merül}$ behelyettesítésével felírható:

$$r^* = \sqrt{r_{homok}^2 - (r_{homok} - (r_{homok} \cdot (1 + \cos\theta)))^2} \quad (33.a)$$

$$r^* = \sqrt{r_{homok}^2 - (r_{homok} - r_{homok} - r_{homok} \cdot \cos\theta))^2} \quad (33.b)$$

$$r^* = \sqrt{r_{homok}^2 - (-r_{homok} \cdot \cos\theta))^2} \quad (33.c)$$

$$r^* = \sqrt{r_{homok}^2 - ((-r_{homok})^2 \cdot \cos^2\theta)} \quad (33.d)$$

$$r^* = r_{homok} \cdot \sqrt{1 - \cos^2\theta} \quad (33.e)$$

Mivel $\sin^2\theta + \cos^2\theta = 1$, ezért ebből kifejezhető, hogy $1 - \cos^2\theta = \sin^2\theta$, ha ezt behelyettesítve az alábbi egyenletet kapjuk:

$$r^* = r_{homok} \cdot \sqrt{\sin^2\theta} \quad (33.f)$$

$$r^* = r_{homok} \cdot \sin\theta \quad (33.g)$$

Ezek alapján a gázhólyag kritikus sugarát az alábbi képlet segítségével határozhatjuk meg:

$$r_c = r_{homok} - r^* + 0,155 \cdot r_{homok} \quad (34.a)$$

Amibe, ha behelyettesítjük a folyékony fém által nedvesített kör sugarát (r^*) az alábbi összefüggést kapjuk:

$$r_c = r_{homok} - r_{homok} \cdot \sin\theta + 0,155 \cdot r_{homok} \quad (34.b)$$

A homokszemcse geometriájának és a fémtípusának ismeretében a fenti egyenletek segítségével kifejezhető a gázhólyag kritikus sugara:

$$r_c = r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\theta) \quad (34.c)$$

A (34.c) egyenlet minden, 90° -nál nagyobb homok/fémolvadék peremszög esetén használható. Ha a peremszög értéke 90° , akkor a (34.c) egyenletben kapott érték egyenlő lesz a (30.c) egyenletben meghatározott kifejezéssel. Minden, 90° -nál kisebb peremszög esetén is a (34.c) egyenlet lenne érvényes, de ebben az esetben már a penetrációt is figyelembe kell venni, amire már nem alkalmazható a modell.

Következő lépésben a (34.c) egyenlet szerint leírt gázhólyag kritikus sugarát behelyettesítjük a (23) egyenletbe, hogy megkapjuk azt a maximális gáznyomás értéket, amit a rendszer még gázhólyag keletkezés nélkül elvisel, függetlenül a metallosztatikus nyomástól:

$$p_{gáz,max} < \frac{2 \cdot \sigma}{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\theta)} \quad (35)$$

Ha a (34.c) egyenletet szerint leírt gázhólyag kritikus sugarát behelyettesítjük a (25) egyenletbe, akkor azt a maximális gáznyomást kapjuk, amit a rendszer gázhólyag képződés nélkül elvisel, ha a metallosztatikus nyomást is figyelembe vesszük.

$$p_{gáz,max} < \frac{2 \cdot \sigma}{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\theta)} + \rho \cdot g \cdot h \quad (36)$$

Ha azonban a (35-36) egyenlőtlenségek nem teljesülnek és az öntvényben gázhólyag alakul ki, akkor annak sugarát (r_b) a (34.c) egyenlet (29) egyenletbe történő behelyettesítésével kapjuk meg:

$$r_b = 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\theta) \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} \quad (37)$$

A leírt modell és a 2. táblázatban található értékek segítségével 700 , 750 és 800°C -on meghatároztam az öntvényben várható gázhólyag méretét, amely a 7. táblázatban látható. A Melléklet 2. számú levezetése tartalmazza a kiinduló peremfeltételeket és a számolás menetét.

7. táblázat A szemcseméret modell alapján meghatározott gázhólyag méretek eltérő olvadék hőmérséklet és szemcseméret esetén

Gázhólyag mérete, mm			
Homok szemcsemérete [mm]	Olvadék hőmérséklet [°C]		
	700	750	800
0,1-0,2	1,717	1,675	1,606
0,2-0,3	2,036	1,986	1,904
0,3-0,5	2,477	2,415	2,032

A 7. táblázatban látható szemcseméret modell alapján kiszámított gázhólyag méretek alapján elmondható, hogy az olvadék hőmérsékletének növelésével csökken, míg a szemcseméret növelésével nő a gázhólyag mérete. Ennek oka, hogy a fém hőmérsékletének növelésével csökken az olvadék sűrűségének, peremszögének és felületi feszültségének értéke, ennek következtében kisebb méretű gázhólyagok hatolnak az olvadékba.

Az eltérő homok szemcseméret hatását az öntvényben megdermedt gázhólyag méretkülönbségére csak azonos maggáznnyomás esetén lehet összehasonlítani, aminek feltétele az azonos gázáteresztőképesség és az azonos mennyiségű maggáz keletkezése.

Az azonos gáznyomás érték eléréséhez a finom és a durva szemcseméretű homokmagokat eltérő térfogatsűrűséggel és azonos kötőanyagtartalommal kell elkészíteni. Továbbá figyelembe kellene venni a homokmag eltérő tömege miatti hőkapacitás különbséget is. Ennek beállítása számtalan előkísérletet igényelne. A Melléklet 2. ábráján látható az eltérő homok szemcsemérettel (finom: 0,1-0,2 mm, közepes 0,2-0,3 és durva: 0,3-0,54 mm), azonos térfogatsűrűséggel (1,5 g/cm³) és azonos kötőanyagtartalommal (1,2 m/m% gyanta és 0,5% katalizátor) elvégzett gáznyomás mérés során kapott diagram.

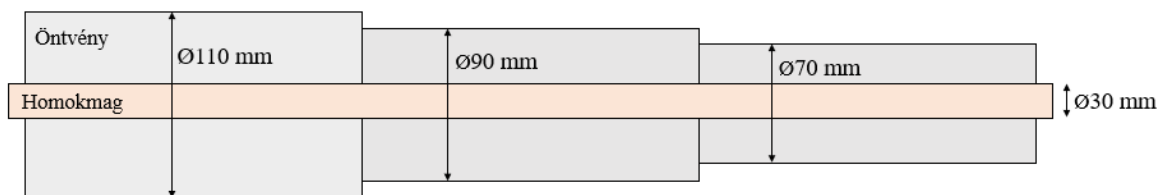
A granulometria tulajdonságokból származó hatások kiküszöbölése érdekében méréseimhez azonos szemcseméretű, szitált homokot használtam.

„Egy folyamatot nem lehet úgy megérteni, hogy megállítjuk. A megértésnek együtt kell haladnia a folyamattal, részévé kell válnia.”

Frank Herbert

4. A kísérleti célkitűzés és a vizsgált paraméterrendszer

Doktori értekezésem célja eltérő öntési hőmérsékleten és eltérő öntvényátmérők esetén vizsgálni a homokmagokból felszabaduló gázok okozta gázhólyagos öntvényhiba kialakulásának körülményeit. Valós öntvénygyártási körülmények során előfordul, hogy egy receptúrával készült homokmag a különböző részein eltérő mértékű hőterhelésnek van kitéve. Tehát magkészítés során olyan homokmag receptúrát kell választani, amely eltérő hőterhelés esetén is alkalmas az adott öntvény gyártására. Ezért indokoltnak tartottam eltérő öntvényátmérők és eltérő öntési hőmérséklet esetén vizsgálni a homokmagból felszabaduló gázok nyomásváltozását és a gázhólyag képződésre gyakorolt hatásukat. A 38. ábrán egy állandó keresztmetszetű maggeometria látható eltérő öntvény falvastagsággal körülvéve.



38. ábra Eltérő öntvény falvastagsággal körülvett homokmag

A jelenség vizsgálata céljából a homokmagból fejlődő gázok nyomásváltozását az öntvény oldalról történő módosítással vizsgáltam, eltérő öntvényátmérő és eltérő öntési hőmérséklet alkalmazásával.

A hő az energia egyik megjelenési formája. Öntés során a fém hőt ad le. A fajlagos hőtartalom az anyag hőállapotára jellemző fizikai mennyiség, értéke arányos azzal a hőmennyiséggel, amellyel az egységnyi tömegű anyag 0°C-ról egy adott hőmérsékletre való melegítéséhez szükséges. A hőtartalom (entalpia) [kJ/kg], forráspont alatt egyenlő a fajhő [kJ/kg °C] és a hőmérséklet [°C] szorzatával. Ezek alapján a fém által a dermedés végéig leadott, a továbbiakban bevitt hőmennyiséget a látens hő [kJ/kg] figyelembevételével a (38)-as összefüggés segítségével határoztam meg [136].

$$Q = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) \quad (38)$$

ahol:

- Q : az olvadt fém által bevitt hőmennyiség, kJ
- m : az öntött tömeg, kg
- c_p : az olvadt fém fajlagos hőkapacitása, kJ/kgK
- ΔT : a túlhevítés hőmérsékletköze, K
- L : a látens hő, kJ/kg.

A (38)-as egyenlet szerint adott ötvözet minőség esetén, a fém által bevitt hőmennyiséget kétféle módon vihetjük be a kísérleti rendszerbe: vagy az öntési hőmérséklet (ΔT) megváltoztatásával vagy az öntvény tömegének (m) módosításával. Az eltérő öntvény tömegek hatásának vizsgálatát az öntvényátmérő változtatásával valósítottam meg, ahogy az a 38. ábrán is látható. A továbbiakban az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiséget Q_T -vel, míg az öntvényátmérő módosításával bevitt hőmennyiséget Q_ϕ -val jelölöm.

Tudatában annak, hogy a dermedés végéig a rendszer teljes hőtartalma az idő és a hely függvényében folyamatosan változik, továbbá a bevitt hőmennyiség teljes egészben nem a homokmagba adódik át, ugyanis a homokformába is jelentős mennyiségű hő távozik el, a nagyságrendek érzékeltetése céljából a modell a számított bevitt hőmennyiség összehasonlításra alkalmas.

Kísérleteimhez az A356Cu (7% Si, 0,35% Mg, 0,2% Cu), öntészeti alumínium ötvözetet választottam, hiszen kokillaöntéshez ez az egyik leggyakrabban használt ötvözet, valamint az ilyen nagy dermedési hőmérsékletközben dermedő olvadékok esetén a maggázbetörés körülményeit még nem vizsgálták. A 8. táblázat az A356Cu, öntészeti ötvözetre jellemző közelítő értékeket tartalmazza.

8. Táblázat Az A356Cu ötvözetre jellemző közelítő fizikai értékek [137]

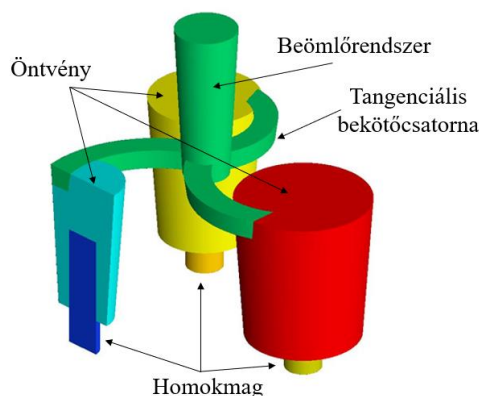
Jellemzők	Értékek
A356Cu ötvözet közelítő összetétele:	Al-7%Si-0,35%Mg-0,2%Cu
Fajlagos hőkapacitás (c_p)	0,963 kJ/ kg K
Öntési hőmérséklet:	677-788°C
Likvidusz hőmérséklete:	613°C
Eutektikus hőmérséklete:	577°C
Sűrűsége likviduszon:	~2418 kg/m ³
Sűrűsége szoliduszon:	~2563 kg/m ³

A vizsgált ötvözet ajánlott önthetőségi tartománya 677-788°C között van. Az ajánlott önthetőségi tartománynál kisebb öntési hőmérséklet esetén az öntvényben hidegfolyásos

öntvényhibák alakulnak ki, míg a felső határ fölött az olvadék oxidációjának mértéke megnövekszik és összetétele megváltozik.

Az olvadék hőmérsékletváltozásának a hatását az A356Cu ötvözet önthetőségi tartományának két szélsőértékén (680°C és 780°C) és egy köztes öntési hőmérsékleten (730°C) vizsgáltam. A megválasztott három öntési hőmérséklet segítségével az ötvözet önthetőségi tartományban végbemenő teljes gázhólyagképződési folyamatot vizsgálni tudtam.

Az öntvény tömegének változtatásával bevitt hőmennyiség változás hatását az öntvényátmérő változtatásával (Ø70, 90, 110 mm), eltérő öntvény/mag térfogatarányok esetén vizsgáltam adott, állandó maggeometria (Ø30x70 mm) és adott, állandó mag feletti olvadékoszlop magasság (50 mm) esetén. A kísérleti öntvények a formából való kiemelés érdekében 4°-os formázási ferdeséggel készültek. A homokmagokat tartalmazó kísérleti öntvénycsokor CAD-geometriája a 39. ábrán látható.



39. ábra A kísérleti öntvény CAD-geometriája a beömlőrendszerrel és a homokmagokkal

A 9. táblázat tartalmazza az öntési hőmérséklet változásával és az öntvényátmérő változásával (öntvény/ mag térfogatarányok esetén) bevitt hőmennyiség értékeket. A számításhoz felhasznált értékek a Melléklet 6. táblázatában találhatók a számítás menete a Melléklet 2. számú levezetésében tekinthető meg.

9. táblázat Az öntési hőmérséklet változásával és az öntvényátmérő változásával (öntvény/ mag térfogatarányok esetén) bevitt hőmennyiség értékek

Ötvény átmérő [mm]	$V_{\text{öntvény}}$ [cm ³]	$A_{\text{öntvény}}$ [cm ²]	Öntvény modul, $V_{\text{öntvény}}/A_{\text{öntvény}}$ [cm]	Térfogat arány, $V_{\text{öntvény}}/V_{\text{mag}}$	Bevitt hőmennyiség [kJ]		
					680°C	730°C	780°C
70	360	374	0,96	7,27	440	478	517
90	630	494	1,27	12,73	823	894	966
110	975	627	1,55	19,71	1312	1427	1541

A kísérleti összeállításban az olvadék hőmérsékletének és a fém tömegének változtatásával bevitt hőmennyiség értékek 440-1541 kJ között változtak. Adott öntvényátmérő esetén, az A356Cu ötvözet önthetőségi tartományán belül az öntési hőmérséklet növelésével (680-780°C) a bevitt hőmennyiség (Q_T) ~20 %-kal növelhető. Adott öntési hőmérsékleten a Ø70-ről, Ø110 mm átmérő módosításával (a továbbiakban d70 és d110), az öntvény/mag térfogatarány 63%-os növelésével ~300 %-kal nő a bevitt hőmennyiség nagysága.

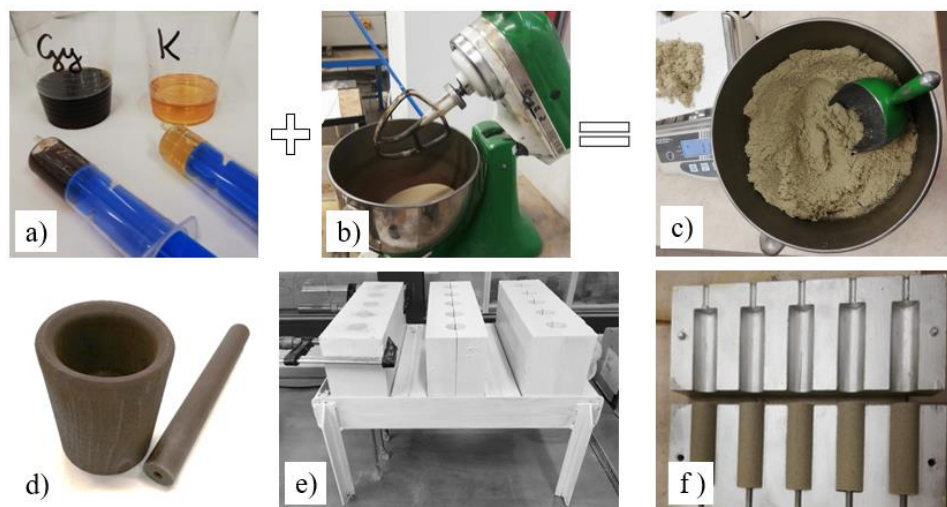
A megválasztott kísérleti paraméterek jól modellezik az öntvénygyártás során az olvadék/homokmag között lejátszódó folyamatokat, így komplex képet kaphatunk az öntvényátmérő és az öntési hőmérséklet változtatásának a gáznyomásra gyakorolt hatásáról. A kísérleti körülmények megalkotása a szakirodalomban alkalmazott kísérleti összeállítások továbbfejlesztése alapján történt [55, 67, 70].

A kísérleti öntvényekben található gázhólyagok morfológiáját, méretét és elhelyezkedését optikai mikroszkóp és CT segítségével vizsgáltam adott öntvény geometria (Ø70) és eltérő (680, 730 és 780°C) öntési hőmérséklet esetén.

4.1. Az alkalmazott homokmag készítési eljárás

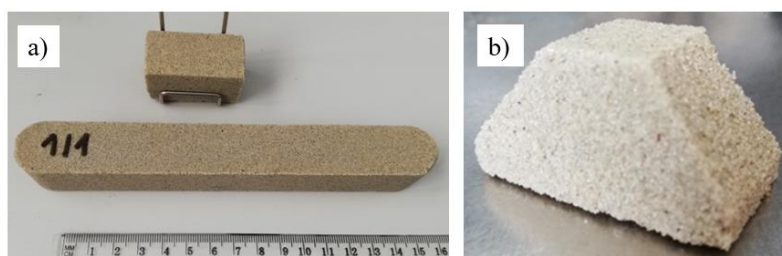
A homokkeverékek alapmátrixát 0,22-0,3 mm szemcseátmérőjű, sajdikovói kvarchomok alkotta, amelynek átlagos fajlagos felülete 170 cm²/g. Az alkalmazott, közel azonos szemcseméret esetén kiküszöbölhetők az eltérő granulometriai tulajdonságokból származó zavaró hatások. A homokmagokat önkötő fenolgyantás eljárással készítettem, a műgyanta és a katalizátor biztonsági adatlapján található főbb tulajdonságok a Melléklet 1 és 2. táblázatában találhatók. Az adagolt gyanta mennyiség 1% a homok tömegére, a katalizátoré 50% a gyanta tömegére vonatkoztatva. A kísérleti homokmagokat a próbatestben található gázvezetőcső miatt kézi tömörítéssel készítettem, így a bemért homokkeverék egyenletes dögölésével azonos 1,55 g/cm³ térfogatsűrűséget értem el. A homokkeverékből gázáteresztőképesség mérésre alkalmas szabványos hengeres próbatesteket készítettem, melyek átmérője 50 mm, magassága 50 mm volt. A kísérleti próbatestekkel azonos térfogatsűrűséggel készült szabványos próbatestek gázáteresztőképessége $G_k=250$ volt. A fejlődő gázok elvezetésére szolgáló acélcső (Ø6x300 mm) a próbatest axiális középvonalába, a fém/homokmag határfelületétől 5 mm-re került elhelyezésre [55]. A homokmagok a saját tervezésű, a 40.e) ábrán látható 3x5 fészkes magszekrényben készültek. Az önkötő fenolgyantás homokmagok kötési ideje 3 óra volt. A kísérleti homokmagokat minden alkalommal 24 óra elteltével használtam fel. A kísérleti homok magok nedvességtartalma átlagosan 0,4 % volt, amely a Melléklet 3. táblázatában

látható. A nyitott magszekrény a 40.f) ábrán látható. A kísérleti homokmag átmérője minden esetben 30 mm, hossza 100 mm volt.



40. ábra a) gyanta és a katalizátor adagolása b) a kimért kvarchomok a homokkeverőben c) az elkészült homokkeverék d) a homokkeverék dögöléséhez alkalmazott tölcsér és dögölő e) magszekrény f) nyitott magszekrény a maggal

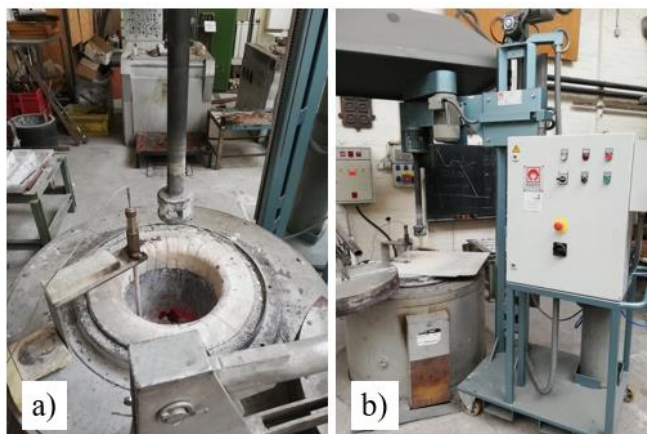
A COGAS mérések célja az eltérő olvadék hőmérsékleten fejlődött maggázmennyiség összehasonlítása volt, amelyek eredményét a 8. fejezetben ismeretetek. A kísérletekhez alkalmas mintákat kézidögöléssel előállított, szabványos (23x24x175 mm) hajlító próbatestből kimunkált (~17,5 grammos) csonkagúla geometriájú próbatesteket készítettem, amely a 41. ábrán látható. A méret csökkentés oka az volt, hogy a felszabaduló összes gázt a gázelvező csövön keresztül távozzon el, így mérhető legyen a teljes fejlődött gázmennyiség. Az alkalmazott homokmag tömegnek köszönhetően magas (685°C) olvadék hőmérséklet esetén is elbugyogás, gázelszökés nélkül sikerült kivitelezni a gázmennyiség mérést. A COGAS méréshez a próbamagokat a fentiekben leírt homokmag receptúra és térfogatsűrűség alapján készítettem.



41. ábra A a) szabványos hajlítópróbatess és a belőle kimunkált próbamag egy szabványos COGAS-méréshez, b) az általam alkalmazott csonkagúla alakú próbatess

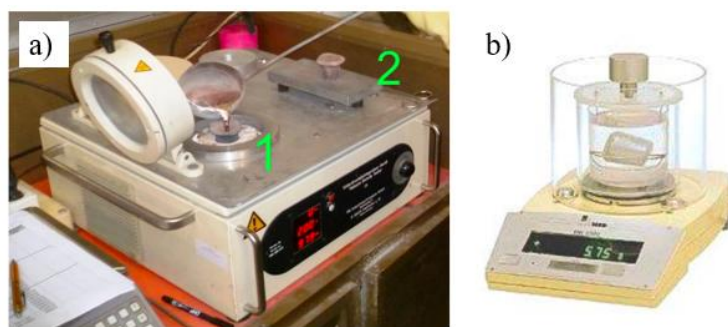
4.2. Az olvadék gáztalanítása és a hidrogéntartalom közvetett meghatározása sűrűség-index mérési eljárással

Öntés előtt az olvadék argonos gáztalanításon esett át, így az olvadék oldott hidrogéntartalmát minimálisra csökkentettem annak érdekében, hogy az öntvényben megdermedt gázhólyag jól elkülöníthető legyen. A 42. a) ábrán az olvasztókemence és a 42. b) ábrán a FDU 2-2301-típusú rotoros gáztalanító berendezés látható.



42. ábra Az olvasztó kemence (a) és rotoros gáztalanító berendezés (b)

Az olvadék oldott hidrogéntartalmának a meghatározását az iparban gyakran alkalmazott, gyártásközi közvetett szakaszos eljárások közé tartozó sűrűség-index mérési eljárással végeztem. A sűrűség-index mérés során kapott mérőszám (Dichte-index = DI %) információt nyújt az olvadék tisztasági szintjéről. A 43. a) ábrán látható a sűrűség-index meghatározásához szükséges „MK3VT” típusú készülék, a 43. b) ábrán „MK 2200” típusú precíziós mérleg [76, 77].



43. ábra A sűrűség-index meghatározásához alkalmazott berendezések a) „MK3VT” típusú sűrűség-index meghatározó készülék, b) „MK 2200” típusú precíziós mérleg [76, 77]

A sűrűség-index meghatározásához két próbatest öntésére van szükség. Az olvadék mintákat a 43.a) ábrán számmal megjelölt, bevonó anyaggal ellátott vastégelyekbe öntöttem. Mindkét tégelyt ~200°C-ra elő kell melegíteni, majd 2/3 részig fel kell tölteni olvadékkal (80-100 g).

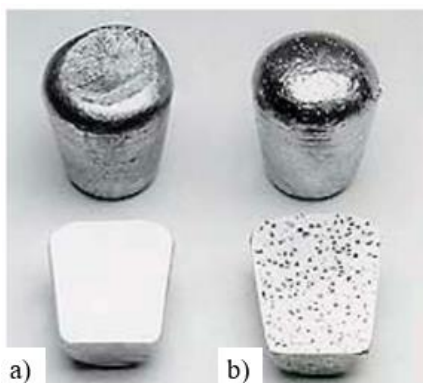
Az egyik próbatest szabad levegőn dermed meg, míg a másik 80 mbar nyomáson. A vákuum hatására az olvadékban atomosan oldott hidrogén kiválik, és molekuláris formában, gázbuborékot képezve megjelenik a szövetszerkezetben. A kivált H_2 gázbuborékok csökkentik a próbatest sűrűségét. A próbatestek lehűlését követően meg kell határozni azok sűrűségét. A próbatest sűrűségének a meghatározását „MK 2200” típusú precíziós mérleg végzi az Archimédész-törvény alkalmazásával. Végül az így kapott sűrűség értékből a (39)-es képlet alapján, a műszer automatikusan kijelzi a sűrűség-index értékét [76, 77].

$$DI = \frac{D_2 - D_3}{D_2} \cdot 100 (\%) \quad (39)$$

ahol

- DI: Sűrűség index (%)
- D_2 : levegőn (1 bar) nyomáson megdermedt próbatest sűrűségem referencia sűrűség
- D_3 : 80 mbar nyomáson megdermedt próbatest sűrűsége.

A 44. ábrán az atmoszférikus nyomáson és a vákuumban megdermedt DI-próbák láthatók.



44. ábra Az atmoszférikus nyomáson (a) és a vákuumban megdermedt (b) DI-próbák [138]

Mint ahogy korábban, a 11. ábra segítségével bemutattam, az olvadék hőmérsékletének növelésével nő annak oldott hidrogéntartalma. Ennek ismeretében a kísérleteim során vizsgált, eltérő (680, 730 és 780°C) öntési hőmérsékletek esetén az olvadék DI-indexét, argonos gáztalanítás segítségével minden esetben <1%-ra állítottam be. Így a magasabb olvadék hőmérséklet esetén többszörös gáztalanításra volt szükség a $DI < 1\%$ eléréséhez. Ez 780°C-os hőmérsékletű olvadék esetén ~5x10 perces argonos gáztalanítást jelentett. A gáztalanításnak köszönhetően az öntvényekben található hidrogén gáz kiválása okozta gázporozitást minimálisra csökkentettem.

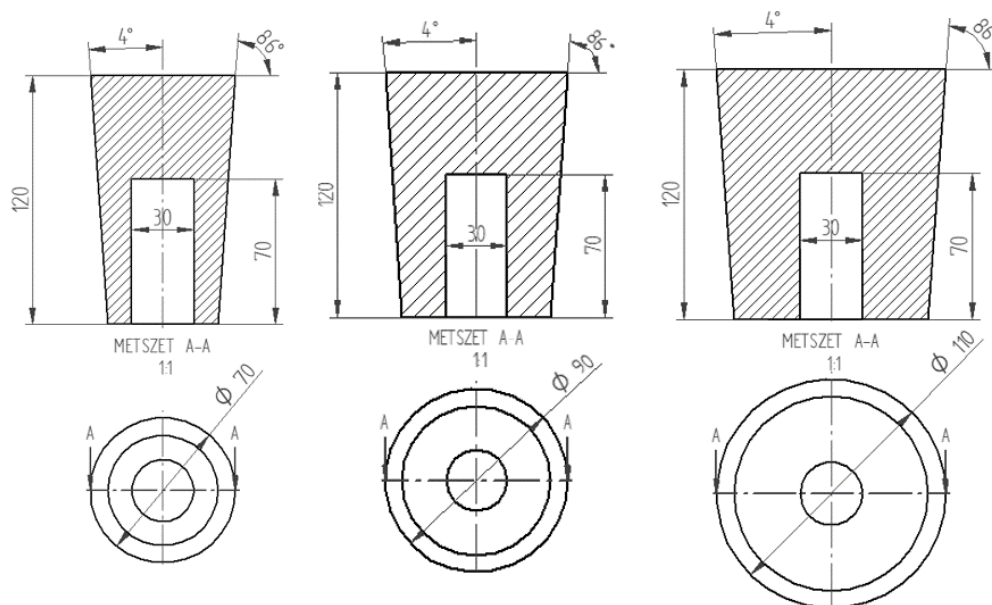
A maggáz okozta gázhólyagos öntvényhiba vizsgálata, így az azonos olvadékminőség és azonos öntvény geometria (azaz azonos szívódásos zsugorodási értékek) esetén összehasonlíthatóvá váltak eltérő (680, 730 és 780°C) öntési hőmérsékletek esetén.

4.3. A kísérleti formaszekrény készítésének lépései és a kísérleti öntvények geometriái

Kísérleteimhez bentonitos formázó keverékből készült elvesző formát használtam, ennek köszönhetően az öntvény geometriája szabadon változtatható és több hőelem is elhelyezhető jelentős kimunkálás, kokilla átfűrés nélkül. Egy háromfészkés kísérleti formaszekrény elkészítéséhez ~45 kg bentonitos homokkeverék bekeverésére és bedöngölésére volt szükség, amely 5% bentonit és 4% víz felhasználásával készült. A formaüregeket eltérő ($\varnothing 70$, 90 és 110 mm) átmérőjű, kúpos faminták segítségével alakítottam ki, amelyek a Melléklet 3. ábráján láthatóak. A mag öntvénybe történő belógási hossza 70 mm volt. A mag 30 mm mélyen ült a magfészekben, ami megakadályozta a mag formatöltés közbeni elmozdulását.

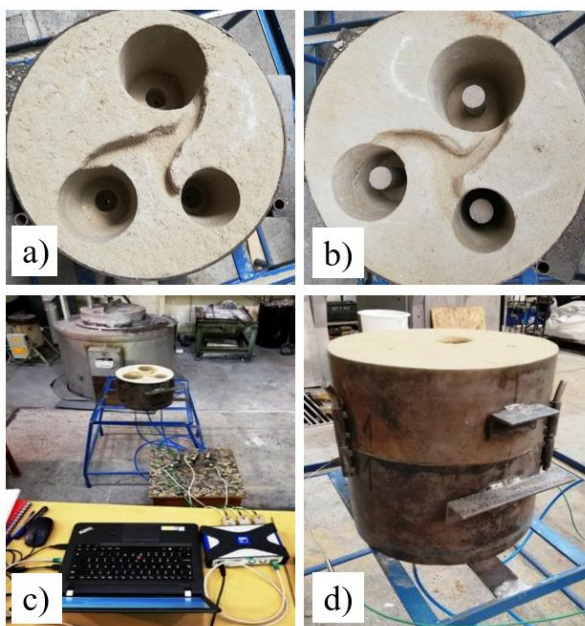
Az előkísérleteim során tapasztalt számos gázbetöréses öntvény hiba miatt, az alkalmazott 30 mm homokmag feletti olvadákoszlop magasságot a mért gáznyomáshoz igazítva 50 mm-re növeltem meg annak érdekében, hogy maggáz elszökés nélkül tudjam mérni a valós gáznyomás értéket. Az olvadákoszlop magasság növelésének köszönhetően a számított metallosztatikus nyomás közel kétszerese lett az előkísérletek során kimért gáznyomás értékeknek, így elméletben a rendszer gázbetörésmentesre lett biztosítva. Az olvadákoszlop magasságával arányos metallosztatikus nyomás változása a Melléklet 1. ábráján látható. Kísérleteim során a formába bezáródott levegő eltávozását a felsőformafél kilevegőztetésével biztosítottam, továbbá a formaszekrényt egy nyitott rácsra helyeztem el, így biztosítottam a formázóanyagból keletkező gázok eltávozását.

A 70, 90 és 110 mm átmérőjű, 4°-os formázási ferdeségű kísérleti öntvények műhelyrajza a 45. ábrán látható. Az öntvény és a beömlőrendszer összes tömege ~5,6 kg. A vizsgált öntvények tömegei különböző geometriák esetén: $\varnothing 70=0,76$ kg, $\varnothing 90=1,42$ kg, $\varnothing 110=2,27$ kg.



45. ábra A kísérleti ($\varnothing 70$, 90 és 110 mm átmérőjű) öntvények műhelyrajza

Az alsó formaszekrény méretei: $\varnothing 330 \times 200$ mm. A felső formaszekrény méretei: $\varnothing 330 \times 140$ mm. A három próbatest öntése egyidejűleg történt, tangenciális beömlőrendszer alkalmazásával, így egy adott öntési hőmérséklet hatása vizsgálhatóvá vált a különböző öntvénygeometriák esetén. A 46. ábrán a kísérleti formaszekrény látható: 46.a) ábra magok nélkül, 46.b) ábra homokmagokkal, 46.c) az alsó formafél a gázvezető csövekkel és az adatgyűjtővel, 46.d) ábrán a zárt formaszekrény látható. A Melléklet 4-5. ábráján látható a bekötőcsatorna alakja és a rávágás méretezése.

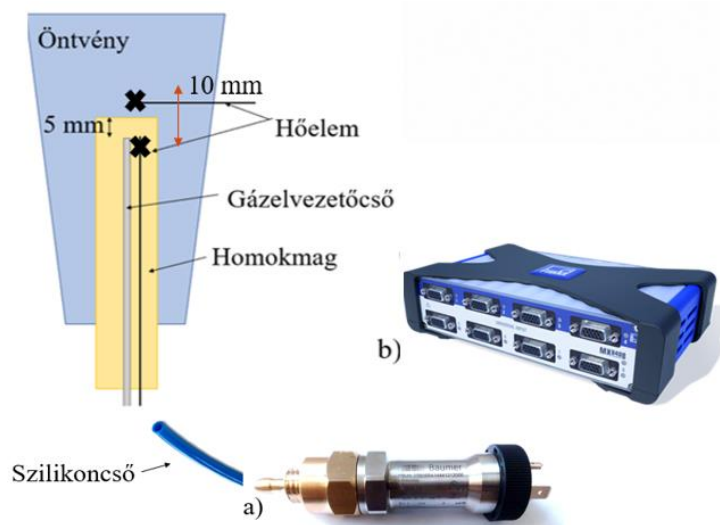


46. ábra A kísérleti formaszekrény összeállítása

4.4. A homokmagból felszabaduló gázok nyomásának, valamint a homokmag- és az olvadék hőmérsékletének mérése

Öntés során a homokmag kötőanyagának a kiégése során képződött gázok nyomását, a szakirodalomban alkalmazott gáznyomás mérésekkel megegyezően, nem a homokmagban mértem, hanem gázvezető csövön keresztül továbbítottam a frontmembrán kialakítású kisnyomású nyomástávadóhoz. A fém/homokmag határfelület és a nyomástávadó közötti kismértékű ($\sim 0,05$ mbar) nyomásesés a Melléklet 3. számú levezetésében található. A mért gáznyomás értéke tartalmazza az esetleges gázbetörés okozta nyomáscsökkenést is. Hiszen gázbetörés esetén kisebb a mért nyomás értéke, mivel a gáz nagyobb térfogaton oszlik meg.

A homokmagokból felszabaduló gázok nyomásváltozásának a mérésekhez három darab Baumer-típusú frontmembrános nyomástávadót használtam, amely 0-0,1 bar méréstartományban és $\pm 0,5\%$ pontossággal mér, kimenő jel: 4-20 mA, a válaszidő $\leq 0,5$ ms. Adatgyűjtéshez egy univerzális 8 csatornás HBM QuantumX-MX840B-típusú mérőerősítőt alkalmaztam. A Melléklet 6. ábrán látható a mérés közben használt catmanEasy V5.1.1 DAQ szoftver. A maggáznyomás mérés folyamata a 47. ábrán látható.



47. ábra A felszabaduló maggáz nyomásának mérése a) Baumer-típusú nyomástávadó a csatlakozó idomommal, b) HBM QuantumX-MX840B univerzális 8 csatornás adatgyűjtő

Kísérleteim során az olvadék hőmérsékletét a homokmag felső síkja felett 5 mm-re, míg homokmag hőmérsékletét a homokmag felső síkja alatt 5 mm-re mértem, K-típusú hőelem segítségével. A hőmérséklet mérés pontjait a 47. ábrán látható.

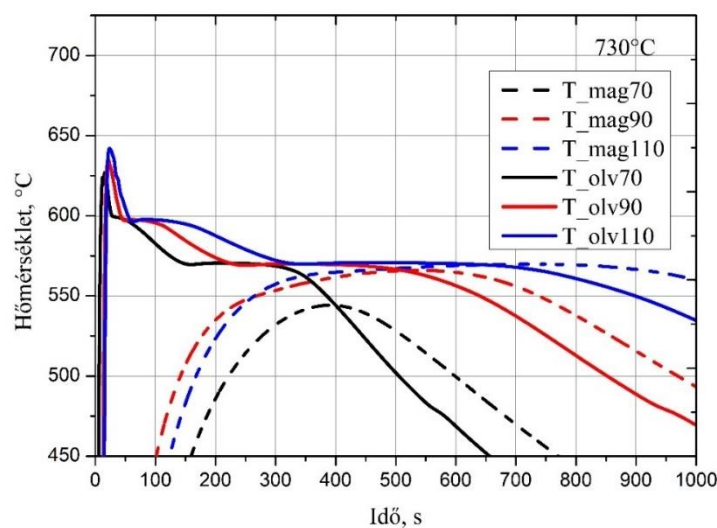
A következő fejezetekben bemutatom a homokmag hőmérsékletmérés, a gáznyomás mérés és az olvadék hőmérsékletmérés eredményeit.

5. A homokmag maximális hőmérséklete, valamint a homokmag referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje

5.1. Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a homokmag maximális hőmérsékletére

A homokmag maximális hőmérséklete és az intenzív gyantakiégési hőmérséklet zónában való tartózkodási ideje jelentősen befolyásolja a homokmag maradó szilárdságát, így az üríthetőségét is. A homokmag teljes térfogatában eltérő mértékben hevül fel, ennek következtében eltérő mértékben bomlik le a kötőanyagtartalma, ami jelentősen befolyásolja a homokmag öntvényből való üríthetőségét. Valós öntési körülmények esetén a homokmag több pontban való hőmérséklet mérése nehezen kivitelezhető. Az öntészeti szimulációs programok lehetőséget nyújtanak több pontban való hőmérsékletmérésre egyidejűleg. A Melléklet 7. ábráján látható a NovaFlow&Solid öntészeti szimulációs program segítségével 680°C-os öntési hőmérséklet és 70 mm öntvényátmérő esetén a homokmag eltérő pontjaiban felvett hőmérsékletváltozás görbék. A diagramon látható, hogy a homokmag belseje felé haladva jelentősen csökken a hőmérséklete.

Kísérleteim során a fém/mag határfelületétől 5 mm-re, a homokmagban mértem a hőmérsékletének változást az idő függvényében. A továbbiakban a valóságan mért hőmérsékletmérés eredményeket mutatom be és vonok le belőlük következtetéseket. A 48. ábrán 730°C-os öntési hőmérséklet esetén a fémbe és a homokmagban a határfelülettől 5 mm-re mért hőmérsékletváltozás görbék láthatók az idő függvényében. A Melléklet 8-9. ábrája tartalmazza a 680 és a 780°C-on mért hőmérséklet-idő görbéket.



48. ábra A 730°C-os öntési hőmérsékleten mért olvadék és homokmag hőmérsékletének változása az idő függvényében

A mért hőmérséklet görbékből azt a következtetést lehet levonni, hogy a homokmag és az olvadék hőmérséklete közel azonos értéket vesz fel. Ennek oka a műgyanta kiégése során lejátszódó exoterm reakció, amelyre a műgyantás homokmag termogravimetriás vizsgálata során felvett DTA görbe maximuma utal. Az önkötő műgyantás homokmag derivatogramja a Melléklet 10. ábráján látható. Továbbá elmondható, hogy a homokmag hőmérséklete azután is nő, miután az olvadéké már csökken. Ennek oka az eltérő pontban, egymástól 10 mm távolságban mért hőmérséklet.

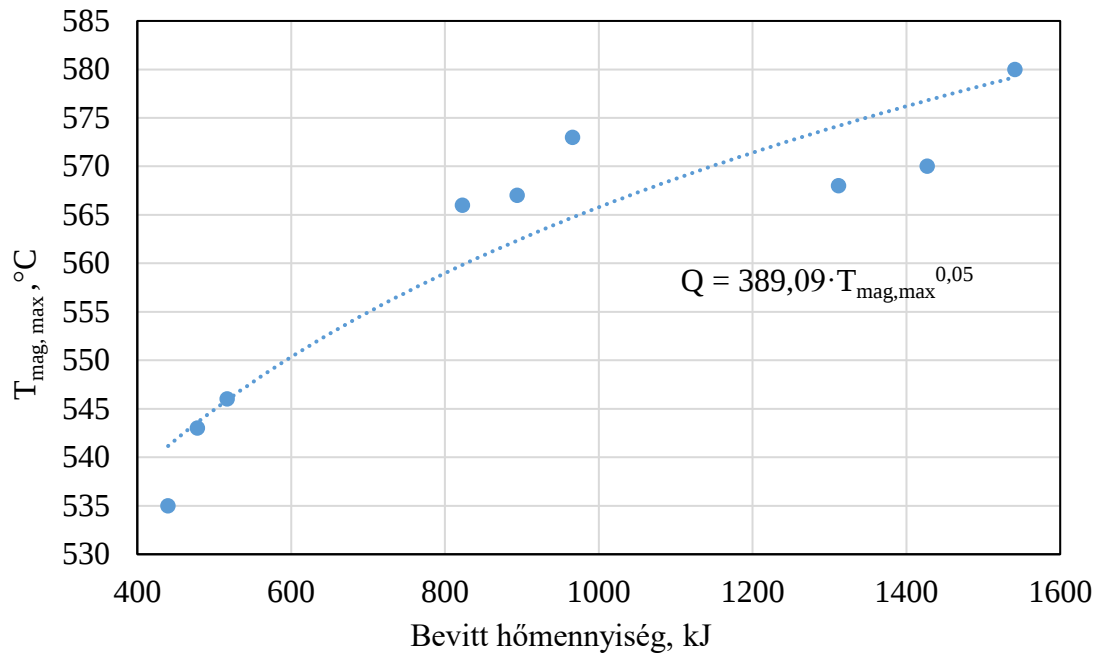
Az öntés során a bevitt hőmennyiség teljes mértékben nem hasznosul a homokmagban, de jól tükrözi az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatását a homokmag hőterhelésének mértékére. A fém által, eltérő módon bevitt hőmennyiségek esetén a homokmag adott pontjában mért maximális hőmérsékletének ($T_{\text{mag, max}}$) értékeit a 10. táblázat tartalmazza.

10. táblázat Eltérő bevitt hőmennyiség esetén a homokmag adott pontjában mért maximális hőmérséklet értékek és átlaguk

Öntési hőmérséklet, °C	Öntvényátmérő, mm	Q_{bevitt} , kJ	$T_{\text{mag, max1}}$, °C	$T_{\text{mag, max2}}$, °C	$T_{\text{mag, max}}$ átlag, °C
680	70	440	537	534	535
	90	823	562	569	566
	110	1312	567	569	568
730	70	478	544	542	543
	90	894	566	568	567
	110	1427	569	571	570
780	70	517	544	547	546
	90	966	569	576	573
	110	1541	572	589	580

A vizsgált kísérleti paraméterek esetén a mag maximális hőmérséklete 55°C-os hőmérsékleti zónában változik, 534 és 589°C között.

A vizsgált ötvözet minőség (A356Cu) és a vizsgált kísérleti körülmények esetén a fém által bevitt hőmennyiség (Q , kJ) és a mag maximális hőmérséklete ($T_{\text{mag, max}}$, °C) közötti kapcsolat a 49. ábrán látható és a (40) egyenlettel leírt módon változik.

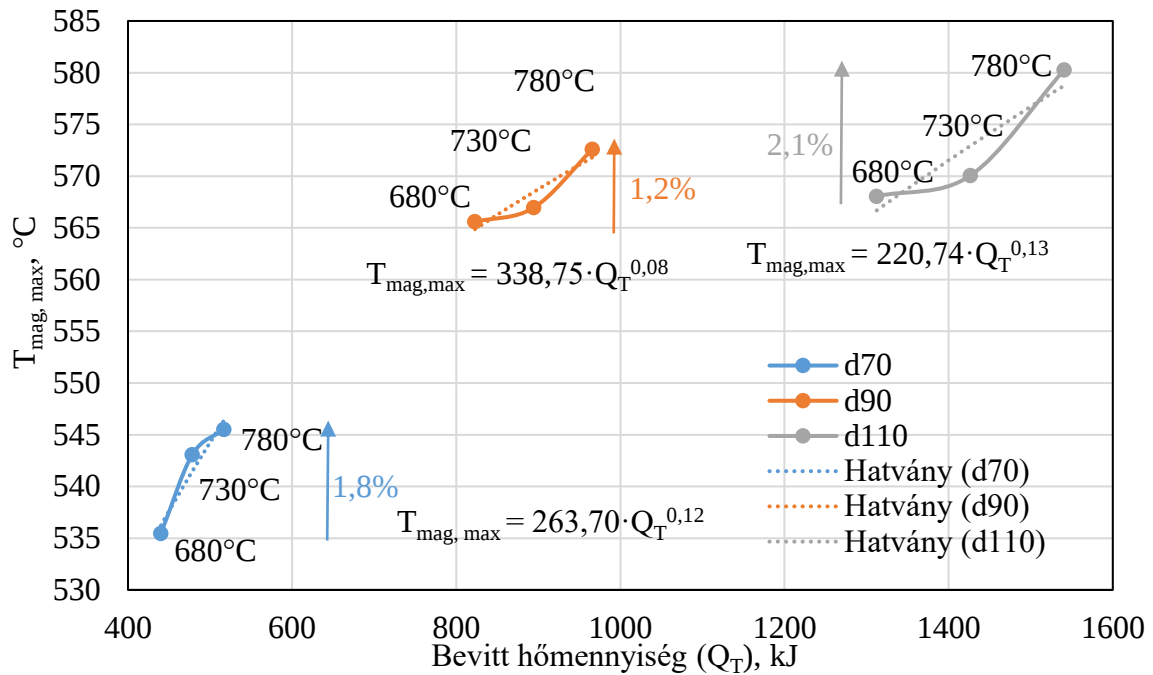


49. ábra A fém által bevitt hőmennyiség és a homokmag maximális hőmérséklete közötti kapcsolat

$$T_{mag,max} = 389,09 \cdot Q^{0,05} \quad , \text{ ha } 440 < Q < 1541, \text{ kJ (40)}$$

A fém által bevitt többlet hőmennyiség következtében trendszerűen nő a magok maximális hőmérséklete. A maghőmérséklet eltérő mértékben növekszik annak függvényében, hogy a fém által bevitt hőmennyiséget milyen formában (Q_T vagy $Q_\emptyset$) visszük be a kísérleti rendszerbe.

A vizsgált kísérleti körülmények esetén az olvadék öntési hőmérsékletének (680, 730 és 780°C) változtatása során bevitt, eltérő hőmennyiség (Q_T) esetén a mag maximális hőmérséklete az 50. ábrán látható módon változik.



50. ábra Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmag maximális hőmérsékletére

Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség (Q_T) és a homokmag adott pontjában mért maximális hőmérséklet ($T_{mag,max}$) közötti kapcsolat a (41.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $T_{mag,max}$ jelöli a mért maximális homokmag hőmérsékletét [°C], Q_T pedig az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $680 \leq T_{önt} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$T_{mag,max} = 263,70 \cdot Q_T^{0,12} \quad (41.a)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

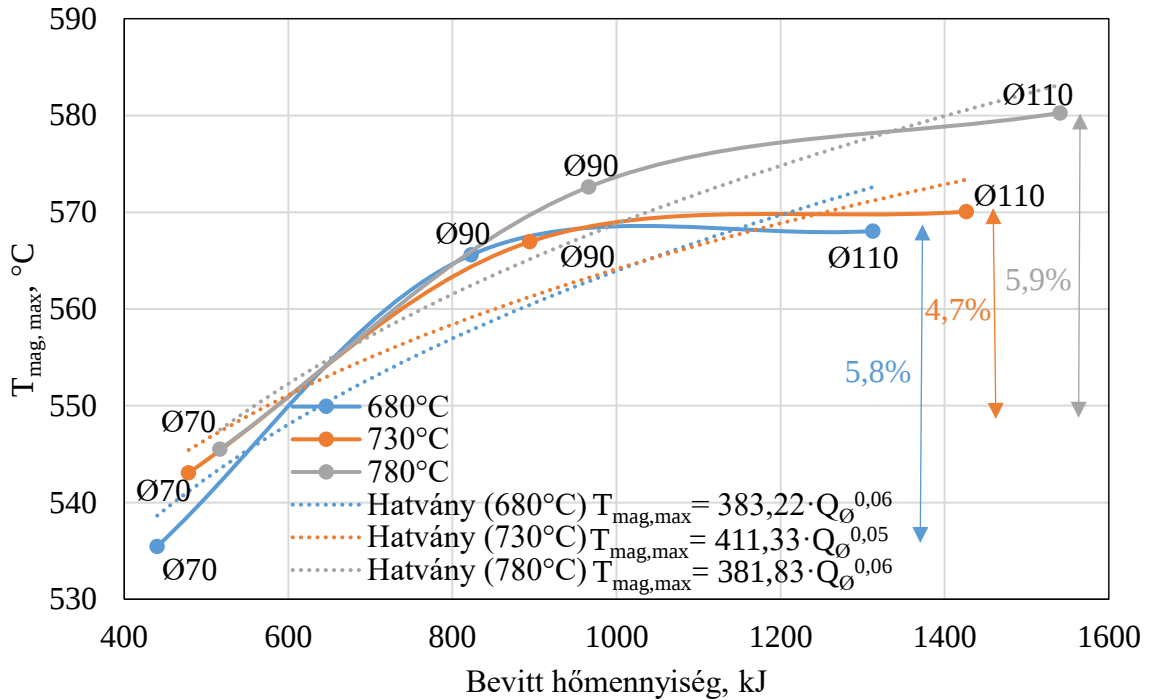
$$T_{mag,max} = 338,75 \cdot Q_T^{0,08} \quad (41.b)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$T_{mag,max} = 220,74 \cdot Q_T^{0,13} \quad (41.c)$$

Adott öntvényátmérő esetén (Ø70, 90 vagy 110 mm) az A356Cu ötvözet önthetőségi tartományában (680-780°C) az öntési hőmérséklet növelésével a mag maximális hőmérséklete a referencia 680°C-os maghőmérséklet értékhez viszonyítva Ø70 mm öntvényátmérő esetén 1,8%-kal, Ø90 mm öntvényátmérő esetén 1,2%-kal, Ø110 mm öntvényátmérő esetén 2,1%-kal nő.

A vizsgált kísérleti körülmények esetén az öntvényátmérő (Ø70, 90 és 110 mm) változtatása által eltérő fém tömegekkel bevitt hőmennyiség (Q_0) esetén a mag maximális hőmérséklete az 51. ábrán látható módon változik.



51. ábra Az eltérő öntvényátmérővel bevitt hőmennyiségek hatása a homokmag maximális hőmérsékletére

Az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiség ($Q_{\varnothing}$) és a homokmag adott pontjában mért maximális hőmérséklet ($T_{mag,max}$) közötti kapcsolat a (42.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $T_{mag,max}$ jelöli a mért maximális homokmag hőmérsékletét [°C], $Q_{\varnothing}$ pedig az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $680 \leq T_{\text{önt}} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].

- $T_{\text{önt}}=680^{\circ}\text{C}$ -on

$$T_{mag,max} = 383,22 \cdot Q_{\varnothing}^{0,06} \quad (42.a)$$
- $T_{\text{önt}}=730^{\circ}\text{C}$ -on

$$T_{mag,max} = 411,33 \cdot Q_{\varnothing}^{0,05} \quad (42.b)$$
- $T_{\text{önt}}=780^{\circ}\text{C}$ -on

$$T_{mag,max} = 381,83 \cdot Q_{\varnothing}^{0,06} \quad (42.c)$$

Az A356Cu öntészeti alumínium ötvözet, egy adott öntési hőmérsékletén (680, 730 vagy 780°C) az öntvényátmérő 70 mm-ről 110 mm-re való növelésével, bevitt hőmennyiség hatására a mag maximális hőmérséklete 680°C esetén 5,8%-kal, 730°C esetén 4,7%-kal, míg 780°C esetén 5,9%-kal nő meg.

Továbbá elmondható, hogy egy bizonyos bevitt hőmennyiség fölött a mag maximális hőmérséklete már nem nő meg jelentős mértékben. A 70 mm öntvényátmérő esetén ez ~900

kJ bevitt hőmennyiség után, míg 90 mm öntvényátmérő esetén ez ~1000 kJ bevitt hőmennyiség után állandósul.

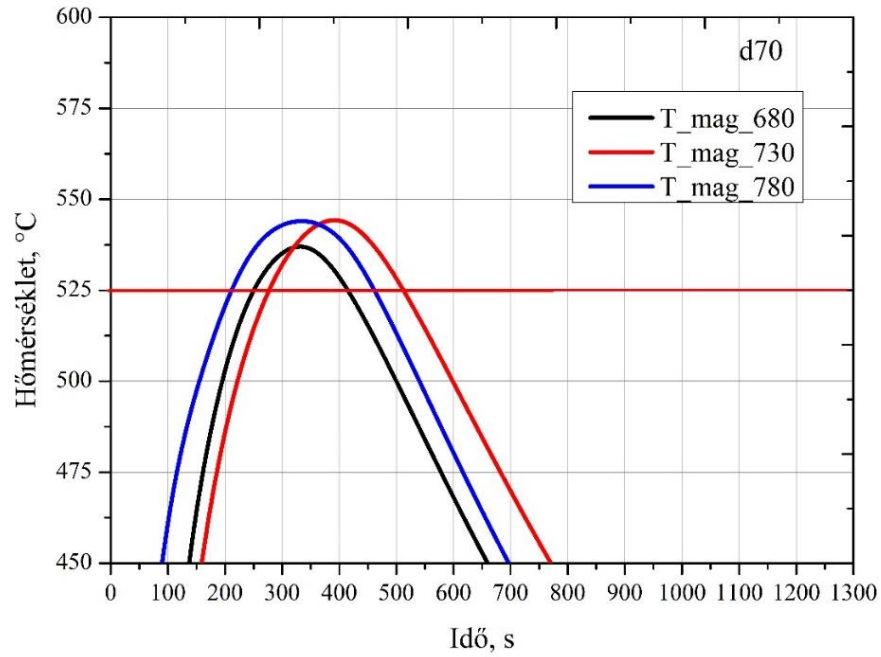
A Melléklet 11. ábráján a homokmag maximális hőmérsékletének változása látható eltérő öntvényátmérők esetén az öntési hőmérséklet függvényében. A Melléklet 11. ábráján látható módon a homokmagok maximális hőmérsékletét főként az öntvény átmérőjén keresztül az öntvény tömege és kevésbé az olvadék hőmérséklete határozza meg.

A következő fejezetben a homokmag referencia minimum hőmérsékleten való tartózkodási idejének mérési eredményeit mutatom be.

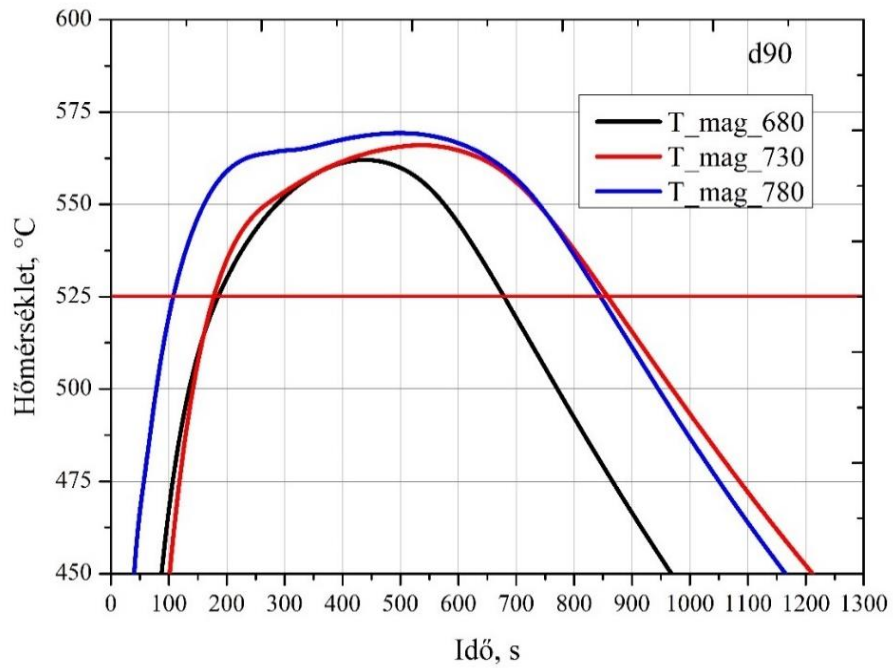
5.2. Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejére

A homokmagok maradó szilárdsága függ az intenzív gyantakiégési hőmérséklet zónában való tartózkodási időtől is. A vizsgált kísérleti rendszerben, a homokmagok adott hőmérsékletközben való tartózkodási idejének az összehasonlítása érdekében szükség volt egy referencia hőmérséklet kiválasztására. Az 525°C-os maghőmérsékletet választottam referencia hőmérsékletnek, mivel a legkisebb mért maximális maghőmérséklet is nagyobb ennél, valamint a 20 perces adatgyűjtés során elegendő adat állt a rendelkezésemre. Továbbá figyelembe vettem a kötőanyag lebomlási karakterisztikáját, miszerint 525°C-on már végbement a kötőanyag kiégése során lezajló exoterm reakció.

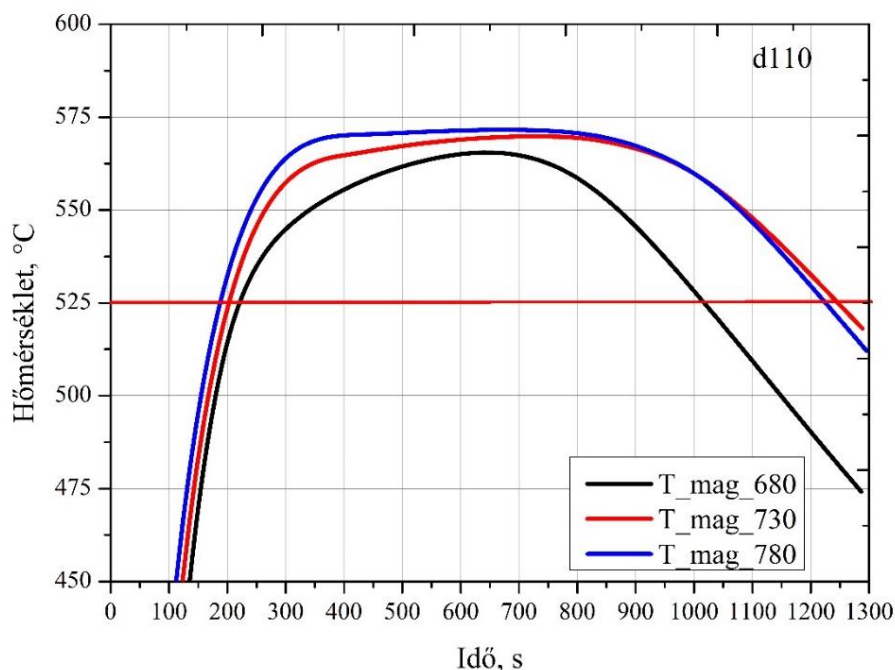
A homokmag minimum 525°C-os referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejét ($t_{\text{mag} \geq 525^\circ\text{C}}$, s) a maghőmérsékleti görbe 525°C-on húzott konóda segítségével kimetszett lehűlési szakasz végpontjának és a felmelegedési szakasz kezdő időpontjának különbségéből határoztam meg, amelyet különböző öntvényátmérők esetén a 52-54. ábrák szemléltetnek.



52. ábra A 70 mm átmérőjű öntvény esetén mért maghőmérsékleti görbék



53. ábra A 90 mm átmérőjű öntvény esetén mért maghőmérsékleti görbék



54. ábra A 110 mm átmérőjű öntvény esetén mért maghőmérsékleti görbék

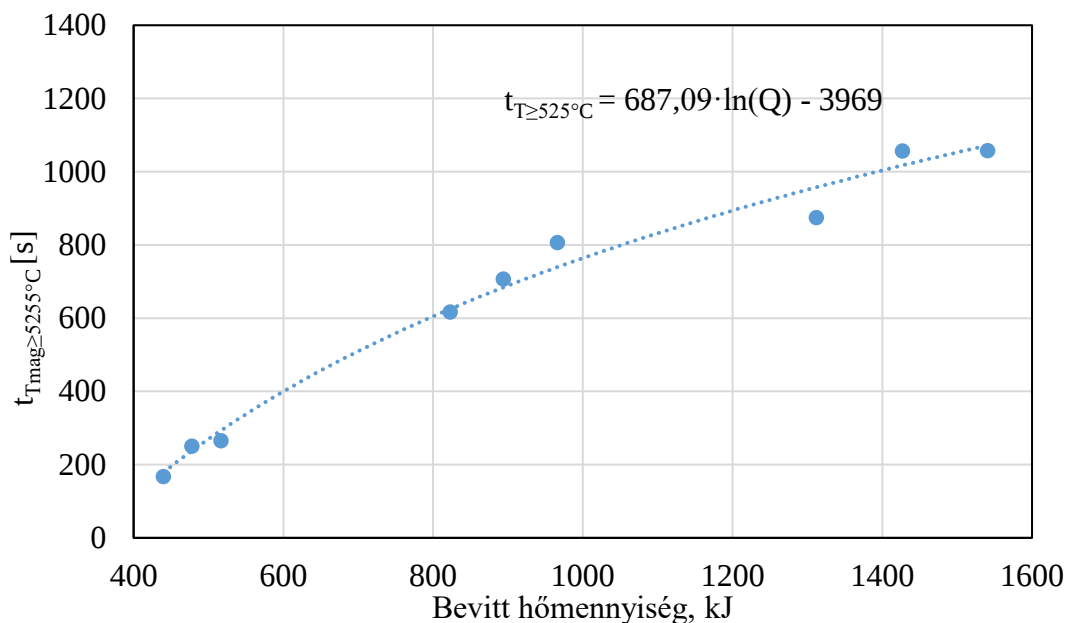
A vizsgált kísérleti körülmények és ötvözet minőség (A356Cu) esetén, a fém által eltérő módon bevitt hőmennyiségek (Q , kJ) esetén a homokmag minimum 525°C -os hőmérsékleten mért tartózkodási ideje ($t_{\text{mag} \geq 525^{\circ}\text{C}}$, s) a 11-12. táblázatban látható, valamint az 55. ábrán látható és a (43)-as egyenlettel leírt módon változik.

11. táblázat A homokmag minimum 525°C -os hőmérsékleten való tartózkodási ideje eltérő módon bevitt hőmennyiségek esetén

Öntési hőmérséklet, $^{\circ}\text{C}$	Öntvényátmérő, mm	1. mérés			2. mérés			$t_{\text{mag} \geq 525^{\circ}\text{C}}$, átlag, s
		$t_{525^{\circ}\text{C-kezdeti}}$, s	$t_{525^{\circ}\text{C-vég}}$, s	$t_{\text{kezdeti-t}_{\text{vég}}} = t_{\text{mag} \geq 525^{\circ}\text{C}}$, s	$t_{525^{\circ}\text{C-kezdeti}}$, s	$t_{525^{\circ}\text{C-vég}}$, s	$t_{\text{kezdeti-t}_{\text{vég}}} = t_{\text{mag} \geq 525^{\circ}\text{C}}$, s	
680	70	249	415	166	258	429	171	168
	90	139	676	537	97	794	697	617
	110	221	1013	792	137	1096	959	875
730	70	279	510	230	211	483	271	251
	90	142	854	712	155	858	703	707
	110	203	1246	1043	156	1227	1071	1057
780	70	212	460	248	302	586	284	266
	90	107	844	737	101	977	876	807
	110	165	1221	1056	175	1235	1060	1058

12. táblázat Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a homokmag maximális hőmérsékletére és a homokmag minimum 525°C-os hőmérsékleten való tartózkodási idejére

Öntési hőmérséklet, °C	Öntvényátmérő, mm	Q _{bevitt} , kJ	T _{mag, max} , °C	t _{Tmag≥525°C} , átlag, s
680	70	440	537	168
	90	823	562	617
	110	1312	567	875
730	70	478	544	251
	90	894	566	707
	110	1427	569	1057
780	70	517	544	266
	90	966	569	807
	110	1541	572	1058



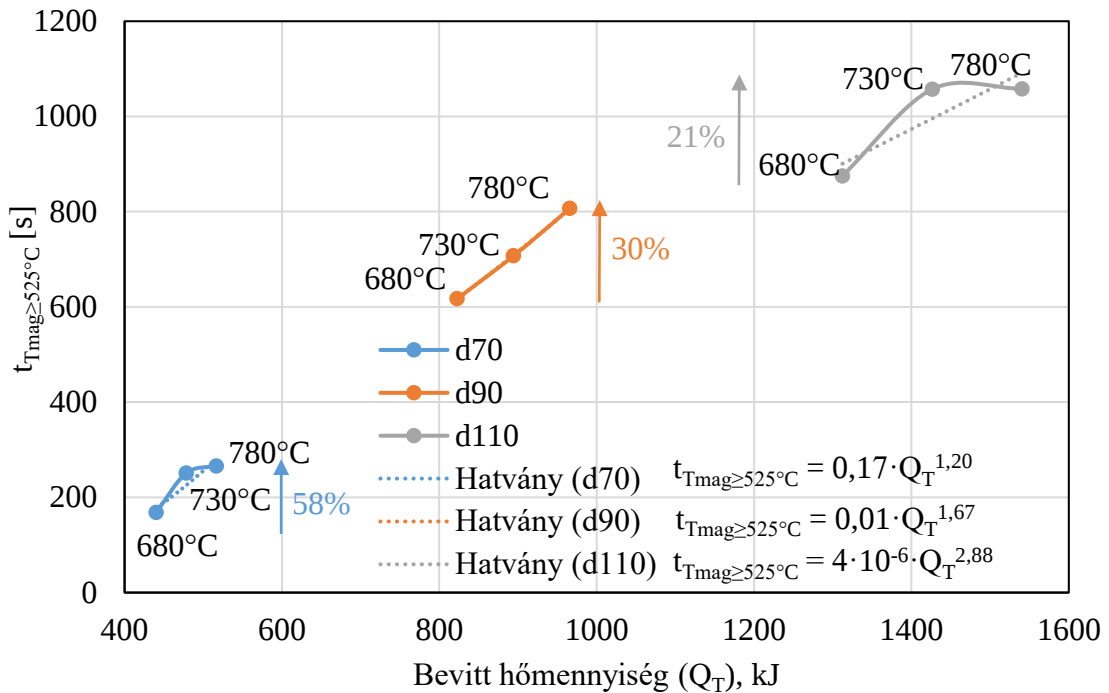
55. ábra A fém által bevitt hőmennyiség és a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje közötti kapcsolat

$$t_{T_{mag} \geq 525^{\circ}\text{C}} = 687,09 \cdot \ln Q - 3969 \quad , \text{ ha } 440 < Q < 1541, \text{ kJ (43)}$$

A fém által bevitt hőmennyiség következtében a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje trendszerűen nő. A referencia hőmérsékleten való tartózkodási idő eltérő mértékben változik annak függvényében, hogy a fém által bevitt hőmennyiséget milyen módon (Q_T vagy Q₀) visszük be a kísérleti rendszerbe.

A vizsgált kísérleti körülmények esetén az olvadék öntési hőmérsékletének (680, 730 és 780°C) változtatásával bevitt, különböző hőmennyiség (Q_T) esetén a homokmag minimum

525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje az 56. ábrán látható módon változik.



56. ábra Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejére

Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség (Q_T) és a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje ($t_{Tmag \geq 525^\circ C}$) közötti kapcsolat a (44.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $t_{Tmag \geq 525^\circ C}$ jelöli a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejét [s], Q_T pedig az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $680 \leq T_{\text{önt}} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$t_{Tmag \geq 525^\circ C} = 0,17 \cdot Q_T^{1,20} \quad (44.a)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

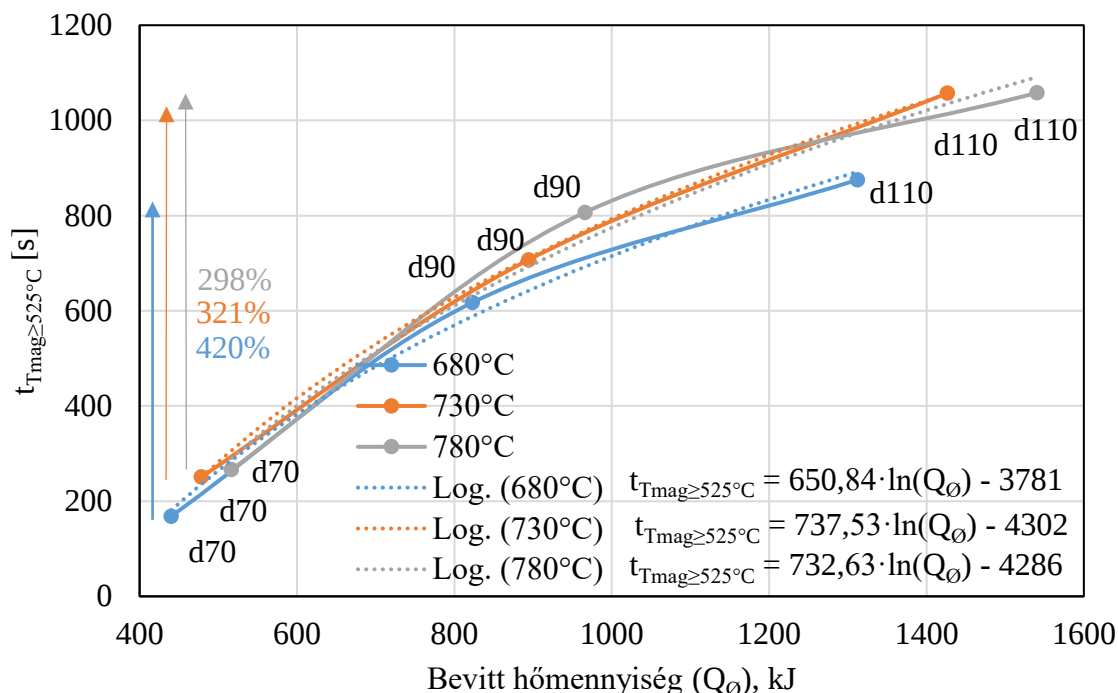
$$t_{Tmag \geq 525^\circ C} = 0,01 \cdot Q_T^{1,67} \quad (44.b)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$t_{Tmag \geq 525^\circ C} = 4 \cdot 10^{-6} \cdot Q_T^{2,88} \quad (44.c)$$

Adott öntvényátmérő esetén (Ø70, 90 vagy 110 mm) az A356Cu ötvözet önthetőségi tartományán (680-780°C) belül az öntési hőmérséklet változtatása a homokmagok minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejét a 680°C-os tartózkodási időhöz viszonyítva Ø70 mm öntvényátmérő esetén 58%-kal, Ø90 mm öntvényátmérő esetén 30%-kal, Ø110 mm öntvényátmérő esetén 21%-kal módosítja.

A vizsgált kísérleti körülmények esetén az öntvényátmérő (Ø70, 90 és 110 mm) által, az öntvény tömegének változtatásával bevitt hőmennyiség (Q_0) hatására a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje az 57. ábrán látható módon változik.



57. ábra Az öntvény tömegének változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejére

Az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiség (Q_0) és a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási ideje ($t_{T_{mag} \geq 525^\circ C}$) közötti kapcsolat a (45.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $t_{T_{mag} \geq 525^\circ C}$ jelöli a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejét [s], Q_0 pedig az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $680 \leq T_{\text{önt}} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].

- $T_{\text{önt}} = 680^\circ C$ -on $t_{T_{mag} \geq 525^\circ C} = 650,84 \cdot \ln(Q_0) - 3881$ (45.a)
- $T_{\text{önt}} = 730^\circ C$ -on $t_{T_{mag} \geq 525^\circ C} = 737,63 \cdot \ln(Q_0) - 4302$ (45.b)
- $T_{\text{önt}} = 780^\circ C$ -on $t_{T_{mag} \geq 525^\circ C} = 732,63 \cdot \ln(Q_0) - 4286$ (45.c)

A vizsgált A356Cu öntészeti ötvözet, adott öntési hőmérsékletén (680, 730 vagy 780°C) az öntvényátmérő növelése, 70 mm-ről 110 mm-re a mag minimum, referencia hőmérsékleten

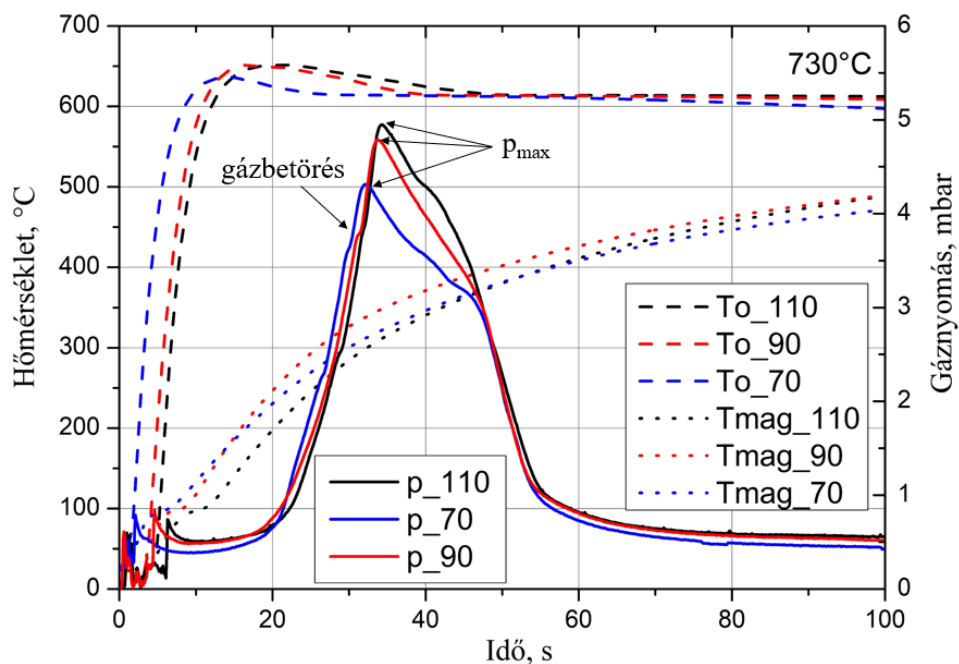
való tartózkodási idejét a referencia 70 mm öntvény magjának tartózkodási idejéhez viszonyítva 680°C esetén 420%-kal, 730°C esetén 321%-kal, 780°C esetén 298%-kal növeli meg. Ennek oka, hogy a fém tömege által bevitt hőmennyiség ($\Delta Q_{\text{Ø}} \sim 300\%$) jóval nagyobb, mint az önthetőségi tartományban változtatható hőmennyiség ($\Delta Q_{\text{T}} \sim 20\%$).

A Melléklet 12. ábrán látható, hogy adott öntvényátmérő esetén az öntési hőmérséklet változtatása hogyan befolyásolja a homokmag minimum, 525°C-os hőmérsékleten való tartózkodási idejére. A Melléklet 12. ábrája alapján elmondható, hogy a homokmag adott hőmérsékletközben való tartózkodási idejét főként az öntvényátmérője, az öntvény falvastagsága határozza meg. Az általam vizsgált kísérleti körülményekhez hasonlóan a valós öntvénygyártás során a homokmag bonyolult kialakítású, így eltérő mértékű hőterhelésnek vannak kitéve. Őrítetőségi probléma a gyantakiégés szempontjából kritikus, kis falvastagságú helyeken fordulhat elő.

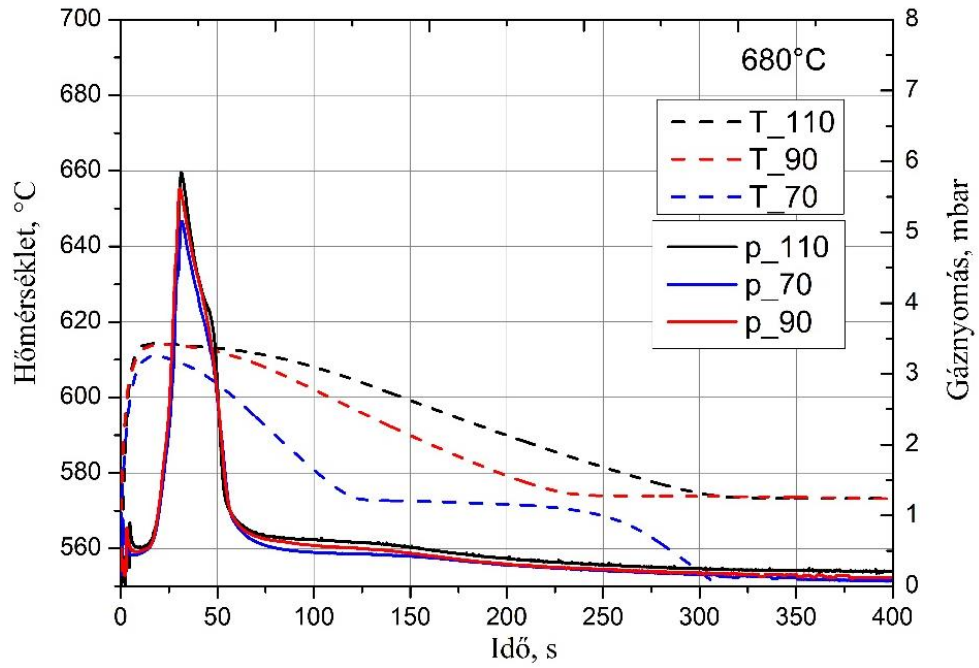
A következő fejezetben a maggáznyomás mérési eredményeimet és levont következtéseket mutatom be.

6. Az eltérő módon bevitt hőmennyiség hatása a mért maximális gáznyomásra

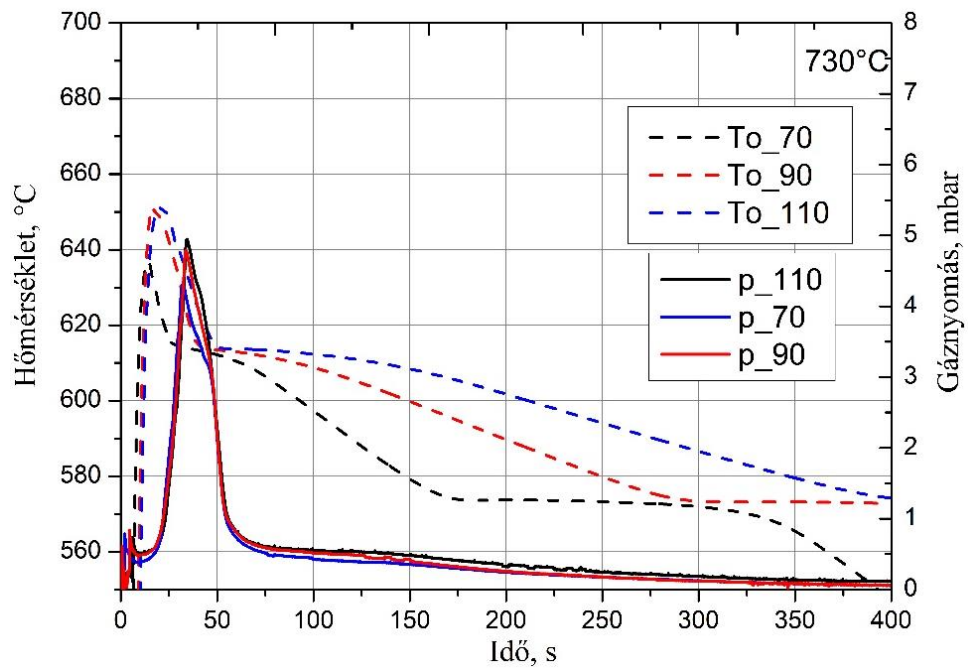
A fémolvadék hűközlése révén a homokmagokban végbemenő felhevülési folyamatoknak köszönhetően elkezdődik a kötőanyag kiégése. A homokmagban kialakult gáznyomás nagyságát a gázfejlődés intenzitása és a gáz által (az egységnyi) felületre kifejtett erők összessége határozza meg. A maximális gáznyomás a maghőmérséklet 200-600°C-os termikus bomlási szakaszában jelenik meg. A homokmagban elhelyezett hőelemek miatt a mért maggáznyomás kisebb volt, ezért a továbbiakban bemutatott gáznyomás méréseket hőelemek nélkül végeztem el. Az 58. ábrán egy egyesített diagramon látható a homokmagokból felszabaduló gáznyomás-, a fém hőmérséklet- és a homokmag hőmérséklet változása az idő függvényében. Az 59-61. ábrán eltérő öntési hőmérsékletek esetén látható a mért olvadék hőmérséklet és a mért gáznyomás görbe változása az idő függvényében. (Az adatgyűjtési idő korrigálása az öntés kezdeti pillanatára a Melléklet 13. ábráján látható.)



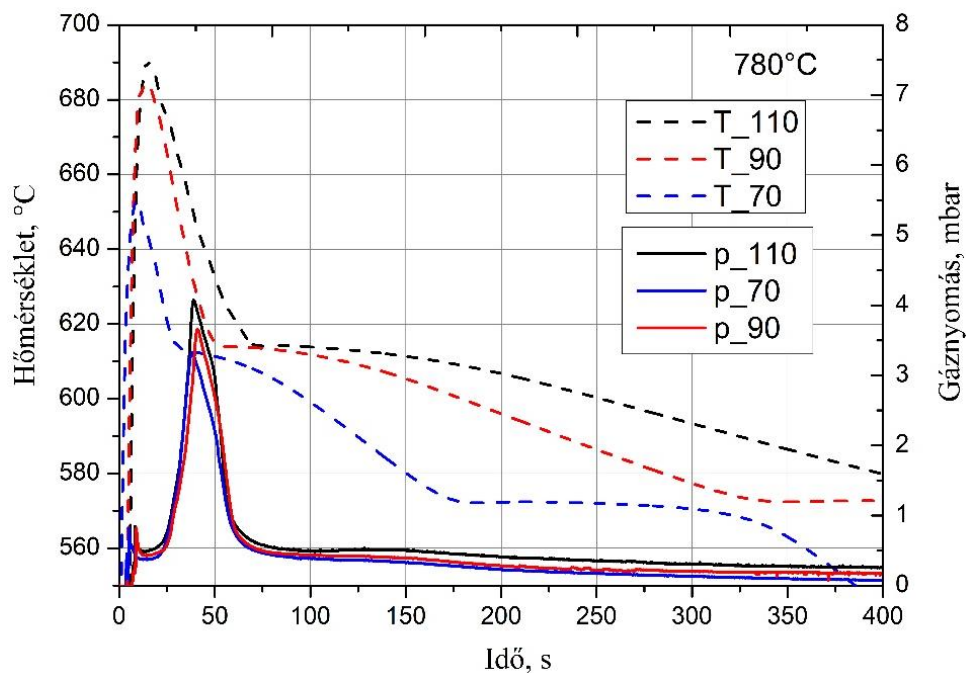
58. ábra Az öntés során végbemenő hőmérséklet- és gáznyomás változás az idő függvényében



59. ábra A 680°C-os öntési hőmérséklet esetén az öntvényátmérők változtatásának a hatása a maggáz nyomására



60. ábra A 730°C-os öntési hőmérséklet esetén az öntvényátmérők változtatásának a hatása a maggáz nyomására



61. ábra A 780°C-os öntési hőmérséklet esetén az öntvényátmérők változtatásának a hatása a maggáz nyomására

A 13. táblázat tartalmazza az eltérő öntési hőmérsékleten és eltérő öntvényfalvastagsággal öntött homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomásának értékét és a számított átlag $p_{\max}$ értéket.

13. táblázat A homokmagokból felszabaduló gázok mért nyomásának maximuma

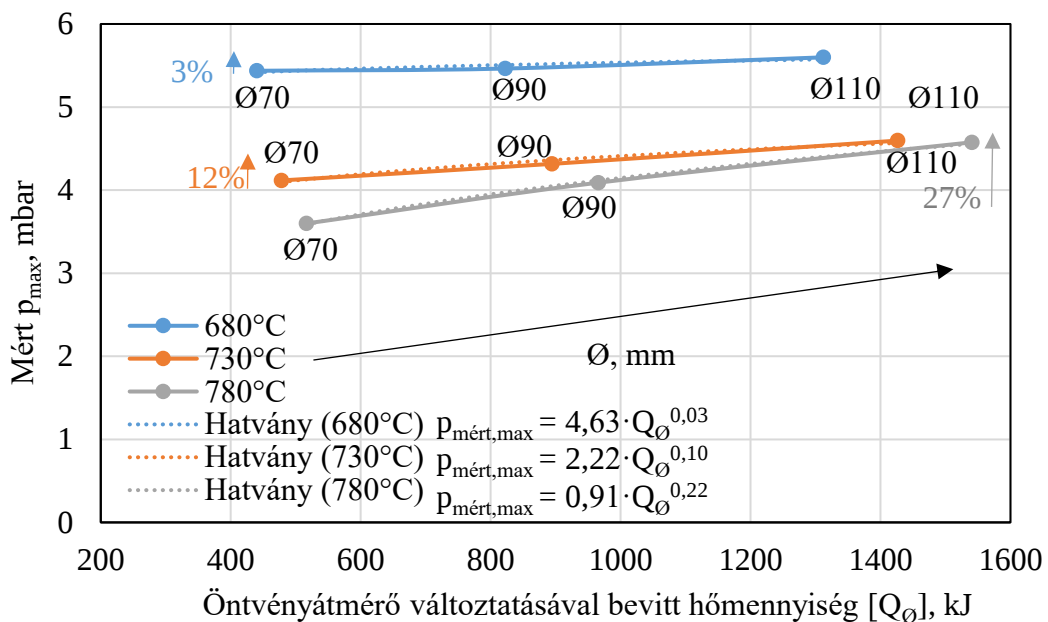
Öntési hőmérséklet, °C	Öntvényátmérő, mm	$p_{\max}$, mbar			
		1. öntés	2. öntés	3. öntés	Átlag
680°C	70	5,16	6,00	5,16	5,44
	90	5,63	5,63	5,12	5,46
	110	5,84	5,85	5,11	5,60
730°C	70	4,31	4,00	4,04	4,12
	90	4,78	4,14	4,03	4,32
	110	4,95	4,34	4,50	4,60
780°C	70	3,67	3,32	3,81	3,60
	90	4,52	3,66	4,09	4,09
	110	5,06	4,08	4,59	4,58

A 14. táblázat az eltérő módon bevitt hőmennyiségek esetén a homokmagból felszabadult gázok mért maximális nyomását tartalmazza.

14. táblázat Az eltérő bevitt hőmennyiségek esetén a homokmagokból felszabadult gázok maximális nyomása

Öntési hőmérséklet, °C	Öntvényátmérő, mm	Q_{bevitt} , kJ	Mért p_{max} átlag, mbar
680	70	440	5,44
	90	823	5,46
	110	1312	5,60
730	70	478	4,12
	90	894	4,32
	110	1427	4,60
780	70	517	3,60
	90	966	4,09
	110	1541	4,58

Egy adott (680, 730 vagy 780°C-os) öntési hőmérsékleten az öntvényátmérő módosításával (Ø70, 90, 110 mm) történő eltérő, bevitt hőmennyiség esetén a 62. ábrán látható módon változik a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomásának értéke.



Az öntvényátmérő változtatásával bevitt hőmennyiség és a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomása közötti kapcsolatot, eltérő öntési hőmérsékletek esetén a (46.a-c) egyenletek írják le, ahol a p_{max} jelöli a mért maximális gáznyomást [mbar], Q_0 pedig az átmérő módosításával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356-os ötvözet, $70 \leq \varnothing \leq 110$ [mm], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].

- $T_{\text{önt}}=680^{\circ}\text{C}$ -on

$$p_{\text{max}} = 4,63 \cdot Q_{\emptyset}^{0,03} \quad (46.a)$$

- $T_{\text{önt}}=730^{\circ}\text{C}$ -on

$$p_{\text{max}} = 2,22 \cdot Q_{\emptyset}^{0,01} \quad (46.b)$$

- $T_{\text{önt}}=780^{\circ}\text{C}$ -on

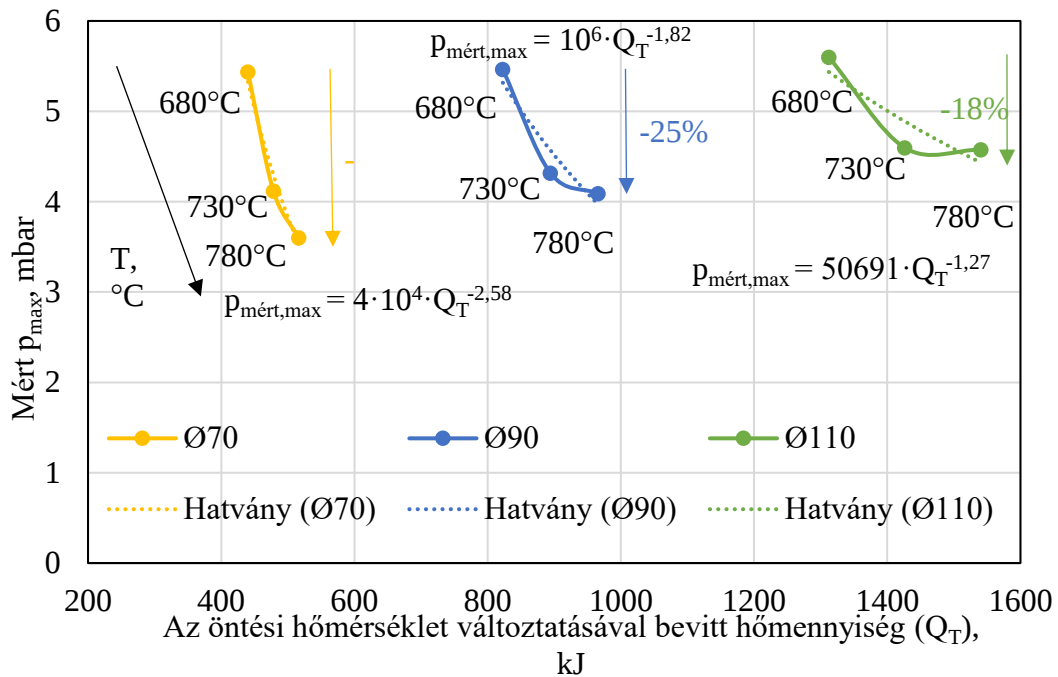
$$p_{\text{max}} = 0,91 \cdot Q_{\emptyset}^{0,22} \quad (46.c)$$

A különböző öntési hőmérsékleten a (46.a-c) egyenletek szerint, eltérő mértékben változik homokmagokból felszabaduló gázok mért maximális nyomásának értéke.

A vizsgált A356Cu öntészeti ötvözet, adott öntési hőmérsékletén (680, 730 vagy 780°C) az öntvényátmérő növelése, Ø70 mm-ről Ø110 mm-re a homokmagból felszabadult gázok mért maximális gáznyomásának értékét a referencia Ø70 mm átmérőjű öntvényben mért maximális gáznyomás értékhez viszonyítva 680°C esetén ~3%-kal, 730°C esetén ~12%-kal, 780°C esetén ~27%-kal növeli.

A homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomásának értéke, adott öntvényátmérő esetén az öntési hőmérséklettől is függ, a továbbiakban az öntési hőmérséklet változtatásának a hatását mutatom be.

Egy adott (Ø70, 90 vagy 110 mm) öntvényátmérő esetén az öntési hőmérséklet módosításával (680, 730 és 780°C) történő eltérő, bevitt hőmennyiség esetén a 63. ábrán látható módon változik a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomásának értéke.



63. ábra Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmagból felszabadult gázok maximális nyomásra

Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt, többlet hőmennyiség (Q_T) és a homokmagokból felszabaduló gázok mért maximális nyomása közötti kapcsolatot a (47.a-c) egyenletek írják le, ahol a p_{max} jelöli a mért maximális gáznyomást [mbar], Q_T pedig az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $680 \leq T_{önt} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{max} = 4 \cdot 10^7 \cdot Q_T^{-2,58} \quad (47.a)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{max} = 10^6 \cdot Q_T^{-1,82} \quad (47.b)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{max} = 50691 \cdot Q_T^{-1,27} \quad (47.c)$$

A bemutatott öntvényátmérő növelésével bevitt többlet hőmennyiség hatása alapján azt várnánk, hogy az öntési hőmérséklet növelésnek hatására is növekedni fog a magokból fejlődő gázok nyomása. Ezzel szemben a 680°C-os öntési hőmérséklethez viszonyított öntési hőmérséklet növelése 780°C-ra Ø70 mm öntvényátmérő esetén ~34%-kal, Ø90 mm öntvényátmérő esetén ~25%-kal, Ø110 mm öntvényátmérő esetén ~18%-kal csökkenti a mért maximális gáznyomás értékét.

A homokmagban feltorlódott gázok útját a homokmag homokszemcséi között található bonyolult alakú pórusjáratok, valamint a maggáz/fém határfelületen fellépő határfelületi erők befolyásolják. A természeti törvények alapján a gázok a kisebb ellenállás felé áramlanak. A vizsgált kísérleti körülmények esetén a homokmag/fém határfelületi réteg szilárd fázisaránya nagymértékben eltérhet, ezért indokoltnak tartottam eltérő öntési hőmérséklet és az eltérő öntvényátmérő esetén vizsgálni a határfelületi réteg szilárd fázisarányának mennyiségét, amelyet a következő fejezetben mutatok be.

7. Az olvadék szilárd fázisarányának hatása a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomására

A homokmag/fém makroszkopikus határfelületi rétegen belül szilárd/folyadék és folyadék/gáz mikroszkopikus határfelületek periodikusan váltogatják egymást. A homokmag/fém határfelületi réteg jellemzésére a szilárd fázisarány meghatározását választottam. A szilárd fázisarány mennyisége megadható öntészeti szimulációs programmal, a lehülési görbe és a látenshő alapján számolt Newtoni-módszerrel (Melléklet 14. ábra), valamint a termodinamikai számításra alapuló ThermoCalc programban számolt Scheil-féle lehülés (Melléklet 15. ábra) alapján.

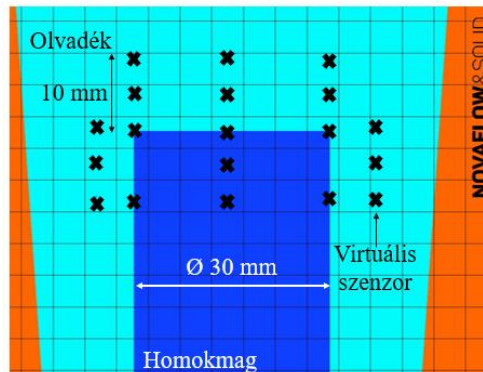
Az általam vizsgált kísérleti körülmények esetén az eltérő módon bevitt hőmennyiségek eltérő mértékben befolyásolják a fém/homokmag határfelületi réteg szilárd fázisarányának (jele: f_s) mennyiségét. Kísérleteim során az olvadék/homokmag határfelületétől 5 mm-re mértem az olvadék hőmérsékletének változását az idő függvényében. A szimulációs beállításokat a mért hőmérséklet értékekhez viszonyítottam, így a valóságban alkalmazott 680, 730 és 780°C-os öntési hőmérséklet a szimulációban 610, 660 és 710°C-nak felelt meg az öntés során létrejövő hőveszteség miatt. A továbbiakban a valós öntési hőmérséklet értékeket tüntetem fel a szimulációban beállított öntési hőmérséklet értékek esetén is.

A szimulációs program hálógenerálással dolgozik, vagyis a megadott cellákon belül határozza meg az adott fizikai értékeket, mennyiségeket. Az általam használt cellaméret 5 mm volt, így a szimuláció a számított szilárd fázisarány mennyiséget 5 mm-es határfelületi rétegvastagságban határozta meg a homokmag koncentrikus középpontja fölött.

A kísérleteim során mért maggáz nyomás görbék maximuma ~ 4 mbar-nál és megjelenésüknek ideje öntés után a ~ 39 . másodpercben jelentkezett, ezért az összehasonlíthatóság érdekében a szimulációból az öntés után a 39. másodperchez tartozó értékeket gyűjtöttem ki.

Az eltérő (NovaFlow&Solid öntészeti szimulációs programmal, Newtoni [139], ThermoCalc) módszerek segítségével meghatározott szilárd fázisarány értékek a Melléklet 4. táblázatában találhatók. A szimuláció figyelembe veszi a valós geometriai és hőelvonási viszonyokat is, így a valósághoz a szimulációban meghatározott szilárd fázisarány értékek állnak a legközelebb. Továbbiakban a kiértékeléshez ezeket az értékeket mutatom be. A szimulációban lehetőség van több virtuális szenzor elhelyezésére anélkül, hogy a befolyásolnák a lejátszódó folyamatokat. A 64. ábrán a 70 mm átmérőjű öntvény középvonalának függőleges metszetébe elhelyezett virtuális szenzorok láthatók. A Melléklet

16. ábráján a 680°C-on öntött, 70 mm átmérőjű öntvény esetén a szimuláció által, öntés utáni 39.s-ban, eltérő pontokban meghatározott szilárd fázisarány százalékos mennyiségének értékei láthatók.



64. ábra Az olvadékban és a homokmagban elhelyezett virtuális szenzorok

A 15. táblázat tartalmazza az öntés utáni 39. másodperchez tartozó, az eltérő bevitt hőmennyiség értékek esetén az olvadék hőmérsékletét ($T_{olv, 39.s}$), a szilárd fázisarány százalékos jelenlétét ($f_{s,39.s}$) és a mért maximális gáznyomás átlagértékét ($p_{max, átl.}$).

15. táblázat Az eltérő módon bevitt hőmennyiségek esetén a fém/homokmag határfelületén jelenlévő szilárd fázisarányának százalékos mennyisége és a mért maximális gáznyomás

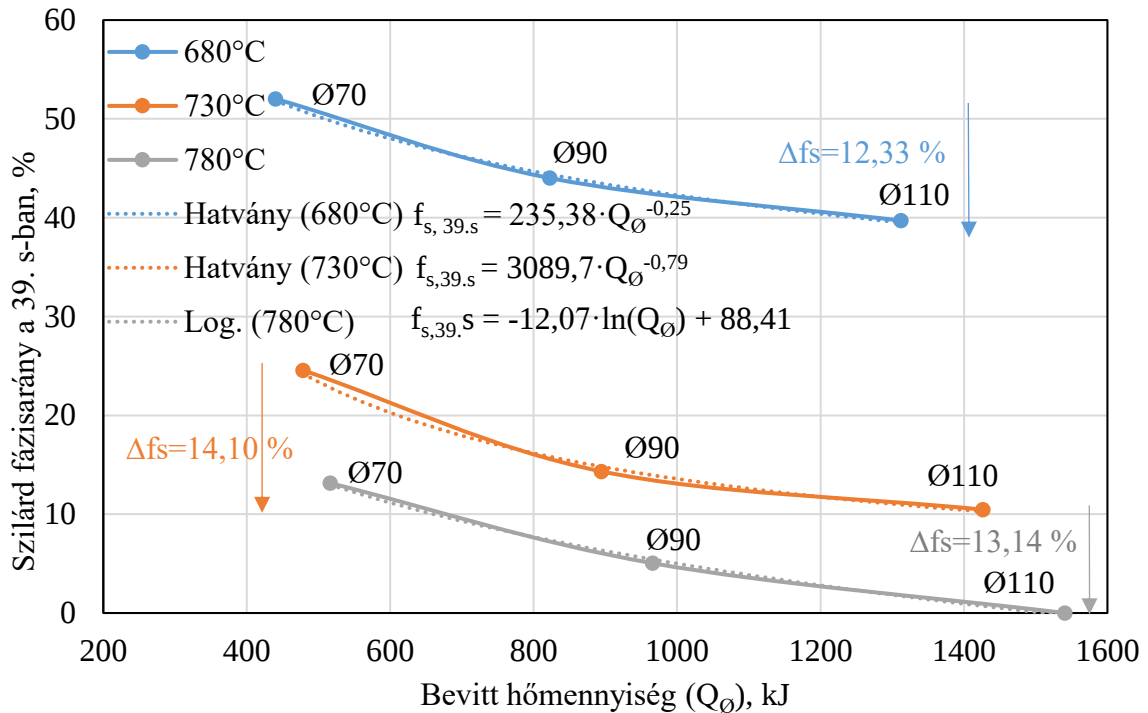
Öntési hőmérséklet, °C	Öntvény átmérő, mm	Bevitt hőmennyiség, kJ	Mért értékek		Szimulált $f_{s,39.s}$, %
			$T_{olv, 39.s}$, °C	$p_{max, átl.}$, mbar	
680	70	440	576	5,44	52,03
	90	823	589	5,46	44,01
	110	1312	595	5,60	39,70
730	70	478	609	4,12	24,56
	90	894	615	4,32	14,33
	110	1427	617	4,60	10,46
780	70	517	616	3,60	13,14
	90	966	620	4,09	5,04
	110	1541	622	4,58	0,00

A táblázatban látható, hogy az öntvényátmérő növelésével a bevitt hőmennyiség, míg az öntési hőmérséklet növelésével a határfelületi réteg hőmérséklete nő meg jelentősen.

Az öntési hőmérséklet példaként a 680°C-os öntési hőmérséklet esetét emelném ki, miszerint a határfelületi réteg hőmérséklete öntvényátmérőjének növelésével nem változik meg jelentősen: $T_{Ø70}=576^{\circ}\text{C}$, $T_{Ø90}= 589^{\circ}\text{C}$, $T_{Ø110}= 595^{\circ}\text{C}$, azonban a bevitt hőmennyiség jelentősen nő: $Q_{Ø70}=440\text{kJ}$, $Q_{Ø90}= 823\text{kJ}$, $Q_{Ø110}= 1312\text{kJ}$.

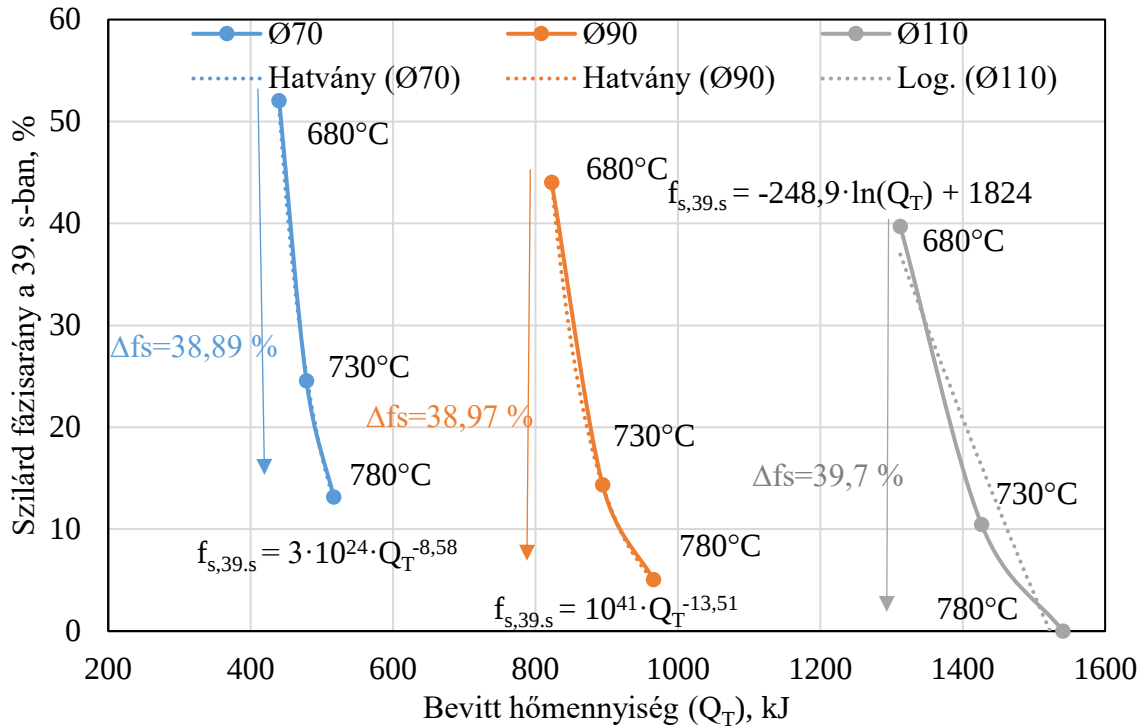
Az öntvényátmérő példaként a 70 mm átmérőhöz tartozó esetet emelném ki, miszerint az öntési hőmérséklet növelésével a bevitt hőmennyiség nem változik jelentősen: $Q_{680^{\circ}\text{C}}=440$ kJ, $Q_{730^{\circ}\text{C}}= 478$ kJ, $Q_{780^{\circ}\text{C}}= 517$ kJ, de nő a határfelületi réteg hőmérséklete: $T_{680^{\circ}\text{C}}=576^{\circ}\text{C}$, $T_{730^{\circ}\text{C}}= 609^{\circ}\text{C}$, $T_{780^{\circ}\text{C}}= 616^{\circ}\text{C}$. A határfelületi réteg hőmérséklet változtatásának hatása a mért maximális gáznyomásra a Melléklet 17. és 18. ábráján látható

A 65. ábrán az öntvényátmérővel, míg a 66. ábrán az öntési hőmérséklettel bevitt hőmennyiség esetén kialakult szilárd fázisarány százalékos mennyisége látható.



65. ábra Az eltérő öntvényátmérővel bevitt hőmennyiség hatása a határfelületi réteg szilárd fázisarányának százalékos mennyiségére

A vizsgált kísérleti rendszerben adott öntési hőmérsékleten (680, 730 vagy 780°C), az öntvényátmérő 70 mm-ről 110 mm-re való növelésével a számított szilárd fázisarány változása 680°C esetén 12,33%, 730°C esetén 14,10%, 780°C esetén 13,14%.



66. ábra Az eltérő öntési hőmérséklettel bevitt hőmennyiség hatása a határfelületi réteg szilárd fázisarányának százalékos mennyiségére

Az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiség (Q_T) és a homokmag/fém határfelületen, öntési után a 39. másodperben kialakult szilárd fázisarány közötti kapcsolat, eltérő öntvényátmérők esetén a (48.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a p_{max} jelöli a mért maximális gáznyomást [mbar], Q_T pedig az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $680^\circ\text{C} \leq T_{\text{önt}} \leq 780^\circ\text{C}$, $440\text{kJ} \leq Q \leq 1541\text{kJ}$, $0\% \leq f_s \leq 52\%$.

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$f_s = 3 \cdot 10^{24} \cdot Q_T^{-8,58} \quad (48.a)$$
- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

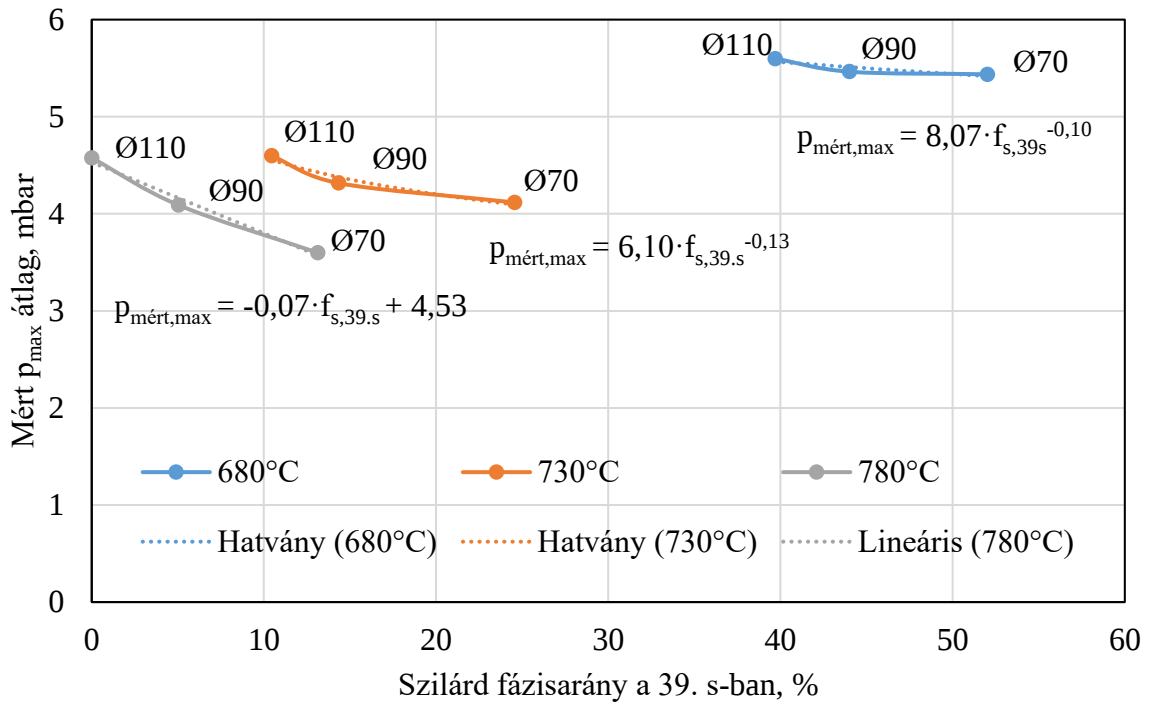
$$f_s = 10^{41} \cdot Q_T^{-13,51} \quad (48.b)$$
- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$f_s = -248,9 \cdot \ln(Q_T) + 1824 \quad (48.c)$$

A vizsgált kísérleti rendszer estén az öntészeti szimulációval, a 39. másodpercben számított szilárd fázisarány eredményekből megállapítottam, hogy az A356-os öntészeti alumínium ötvözet önthetőségi tartományon belüli ($680-780^\circ\text{C}$) hőmérsékletváltoztatás során a szilárd fázisarány mennyisége Ø70 mm öntvényátmérő esetén 38,89%-kal, Ø90 mm öntvényátmérő esetén 38,97%-kal, Ø110 mm öntvényátmérő esetén 39,70%-kal változik.

Tehát az öntési hőmérséklet előre meghatározza a homokmag körül kialakuló határfelületi réteg szilárd fázisarányának százalékos mennyiségét, amely a 67. és a 68. ábrán feltüntetett módon befolyásolja a homokmagból felszabaduló gázok mért maximális nyomását.

Az előzőekben leírtak alapján az öntési hőmérséklet növelésével történő bevitt hőmennyiség hatására csökken, míg az öntvényátmérő növelésével bevitt hőmennyiség hatására nő a homokmagokból felszabadult gázok mért maximális nyomásának nagysága.



67. ábra Eltérő öntvényátmérők esetén kialakult szilárdfázisarány változásának a hatása mért maximális gáznyomásra

Az eltérő öntvényátmérők esetén kialakuló szilárd fázisarány ($f_{s,\emptyset}$) és a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomása közötti kapcsolatot a (49.a-c) egyenletek írják le, ahol a p_{max} jelöli a maximális gáznyomást [mbar], $f_{s,\emptyset}$ az eltérő öntvényátmérők esetén kialakuló szilárd fázisarányt (%). Peremfeltételek: A356Cu ötvözet, $70 \leq \emptyset \leq 110$ [mm], $12,81 \leq f_s < 73$ [%].

- $T_{\text{önt}}=680^\circ\text{C}$ -on

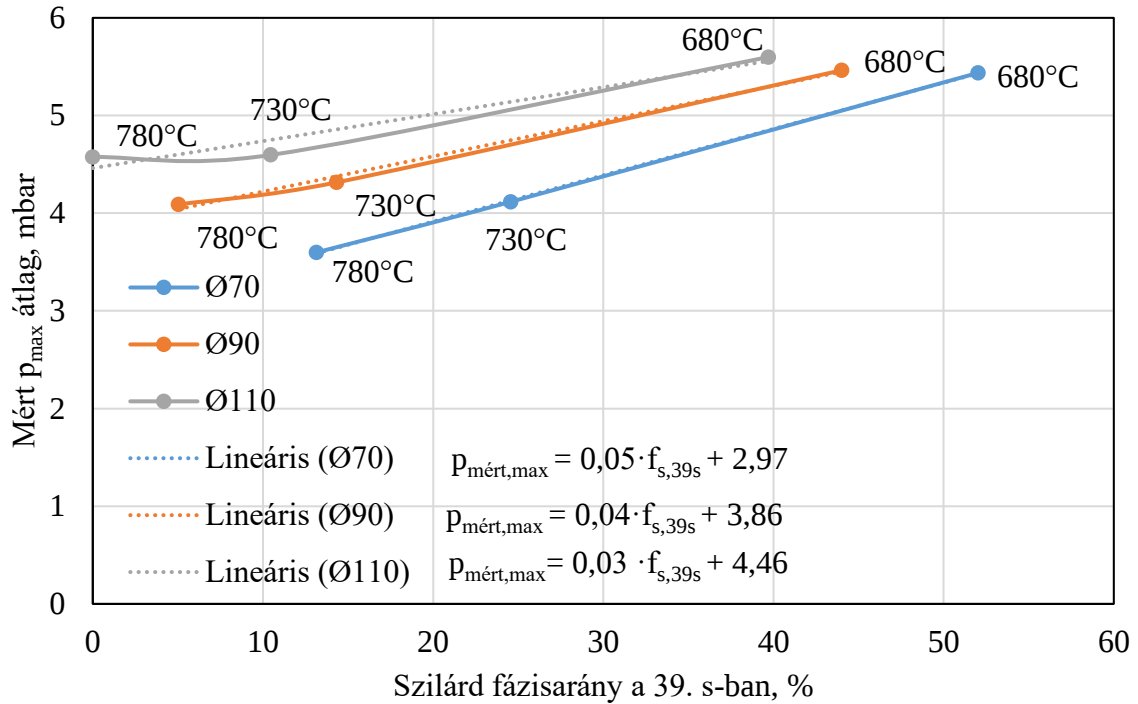
$$p_{max} = 8,07 \cdot f_{s,\emptyset}^{-0,10} \quad (49.a)$$

- $T_{\text{önt}}=730^\circ\text{C}$ -on

$$p_{max} = 6,10 \cdot f_{s,\emptyset}^{-0,13} \quad (49.b)$$

- $T_{\text{önt}}=780^\circ\text{C}$ -on

$$p_{max} = -0,07 \cdot f_{s,\emptyset} + 4,53 \quad (49.c)$$



68. ábra Az eltérő öntési hőmérséklet esetén kialakult szilárd fázisarány változásának hatása mért maximális gáznyomásra

Az eltérő öntési hőmérsékleten kialakuló szilárd fázisarány ($f_{s,T}$) és a homokmagokból felszabaduló gázok maximális nyomása közötti kapcsolatot az (50.a-c) egyenletek írják le, ahol a $p_{\max}$ jelöli a maximális gáznyomást [mbar], $f_{s,T}$ az eltérő öntési hőmérsékleten kialakuló szilárd fázisarányt (%). Peremfeltételek: A356-os ötvözet, $680 \leq T_{\text{önt}} \leq 780$ [°C], $12,81 \leq f_s \leq 73$ [%].

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{\max} = 0,05 \cdot f_{s,T} + 2,97 \quad (50.a)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{\max} = 0,04 \cdot f_{s,T} + 3,86 \quad (50.b)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

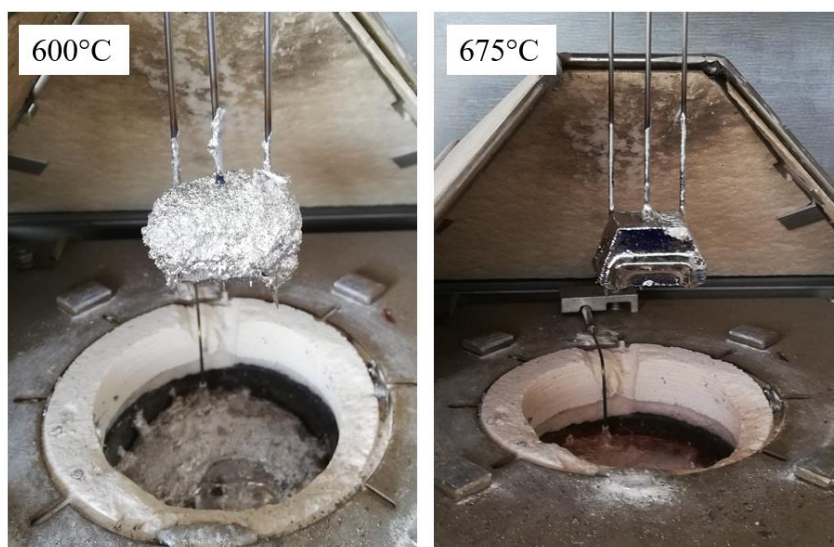
$$p_{\max} = 0,03 \cdot f_{s,T} + 4,46 \quad (50.c)$$

A nagy szilárd fázisaránnyal rendelkező határfelületi réteg alatt a maggáz feltorlódik, nagy mért gáznyomást eredményezve, míg a kis szilárd fázisaránnyal rendelkező határfelületi réteg alatt, ha legyőzi rá ható határfelületi összehúzóerőt és a metallosztatikus nyomást akadálytalanul az olvadékba áramolhat.

Az olvadék hőmérsékletének változtatásával eltér a homokmagból fejlődött gázok mennyisége is, ezért a kísérleti homokmagokon COGAS méréseket is végeztem.

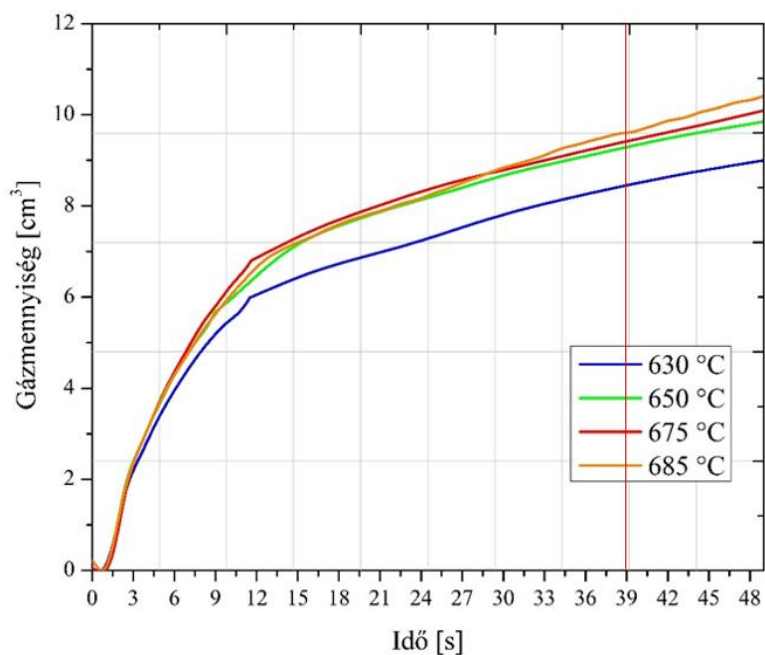
8. A COGAS-mérés eredményei

A COGAS mérések segítségével az olvadék hőmérsékletének a gázmennyiségre és a gázfejlődés intenzitására gyakorolt hatását vizsgáltam. Valós gyártási körülmények között előfordulhat olyan eset is, hogy a homokmaggal érintkező fémolvadék hőmérséklete az önthetőségi tartomány alsó határa alatt van. Ezért indokoltnak tartottam, a szakirodalomban kimért 660°C alatti fémhőmérséklet esetén is (600, 630 és 650°C) vizsgálni a képződött maggáz mennyiségét. A vizsgálatokat így 630, 650, 675 és 685°C-on végeztem el. A COGAS-vizsgálatokat csak az adott körülményekre jellemző hőmérsékleti tartományban lehet elvégezni. Hiszen egy bizonyos olvadék hőmérséklet alatt a gázelvezető cső a nagy szilárd fázisarány miatt elmozdulhat. Valamint egy bizonyos hőmérséklet fölött az intenzíven fejlődött maggáz nem a gázelvezető csövön keresztül távozik, hanem „elbugyog”, így a mérés nem kiértékelhető. A 69. ábrán egy COGAS mérés után, eltérő hőmérsékletű olvadékból kiemelt fémrel körül határolt homokmagok láthatók.



69. ábra Gázmennyiség mérés után kiemelt fémrel borított homokmag próbatestek eltérő hőmérsékletű olvadékba merítés után

A 69. ábrán látható, hogy 600°C eset a homokmagra jelentős mennyiségű fém tapadt, míg 675°C-on a homokmagok csupán fátyolszerűen fedik a fém. A vizsgált kísérleti rendszerben gáznyomás szempontjából, az 58. ábra alapján az öntéstől számított első ~50 másodperc a meghatározó, ezért a COGAS-mérések során a felszabadult gázok mennyiségét a mérés kezdetétől számított 49. másodpercig ábrázoltam. A 70. ábrán az eltérő olvadék hőmérsékletek esetén keletkezett gázmennyiség látható a 49. másodpercig. (A Melléklet 19. ábráján található a 240. s-ig mért fejlődött gázmennyiség.)



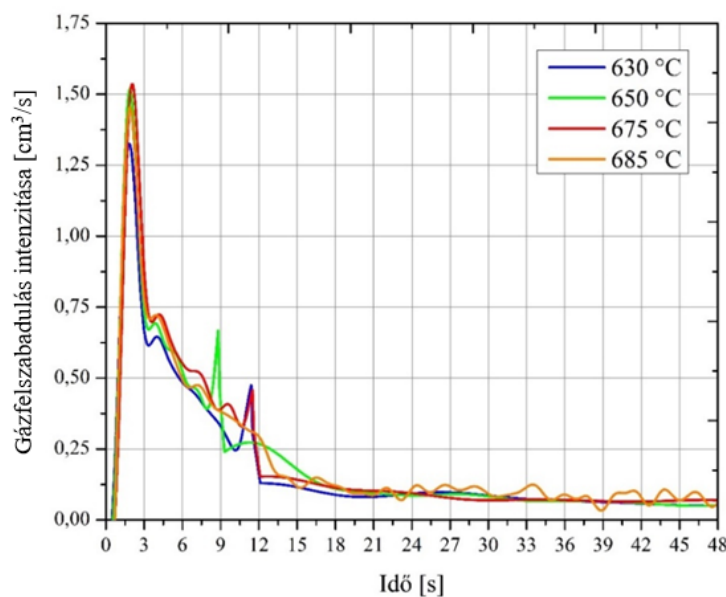
70. ábra Eltérő olvadék hőmérséklet esetén felszabadult maggázmennyiség

16. táblázat A 39. másodpercig felszabadult gázmennyiség értékek

Fém hőmérséklet, °C	Képződött gázmennyiség 39. s-ig, cm ³
630	8,45
650	9,3
675	9,4
685	9,6

A vizsgált kísérleti körülmények esetén az öntési hőmérséklet növelésével nő a fejlődött gázok mennyisége, ez a különbség ~14%.

A fejlődött gázmennyiség [cm³] idő szerinti deriváltja megadja a gázfelszabadulás intenzitását [cm³/s]. Az eltérő olvadék hőmérsékletek esetén mért gázmennyiség eredményekből számított gázfelszabadulás intenzitási görbék a 71. ábrán láthatóak.



71. ábra Eltérő olvadék hőmérsékletek esetén a gázfelszabadulás intenzitása

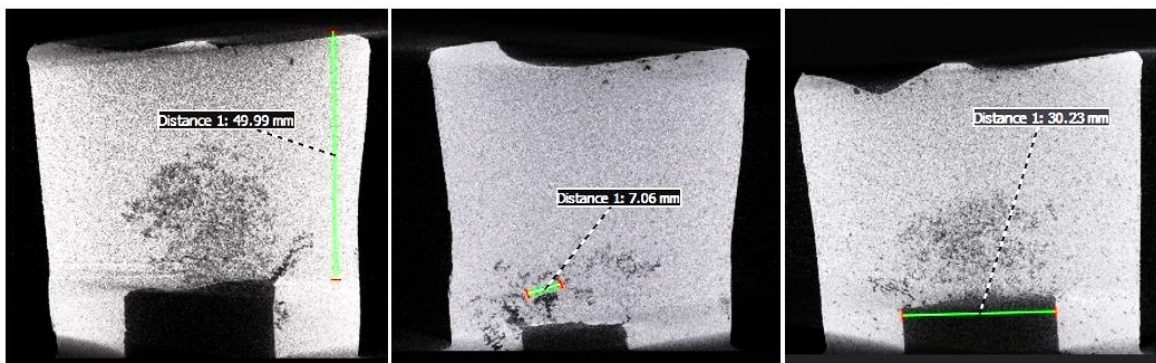
A 71. ábrán látható módon a vizsgált kísérleti körülmények esetén a képződött gázok gázfelszabadulásának intenzitása a 2-3 másodperc alatt eléri a maximális $1,3\text{--}1,53\text{ cm}^3/\text{s}$ értéket. Ezután a 3. másodpercre a gázfelszabadulás intenzitása a közel a felére esik vissza, majd fokozatosan csökken a 12. másodpercig, ahol beáll egy konstans ($\sim 0,08\text{ cm}^3/\text{s}$) értékre. Az eltérő olvadék hőmérsékletek esetén fejlődött fajlagos kondenzátum mennyiség értékek a Melléklet 20. ábráján láthatóak.

9. A gázhólyag morfológiájának vizsgálata

A kísérleti öntvényekben található gázhólyag megjelenési formáját komputertomográfia (CT), optikai mikroszkóp és pásztázó elektronmikroszkóp (SEM) segítségével vizsgáltam. A vizsgálat célja az olvadék szilárd fázisarány mennyiségének hatása a gázhólyag morfológiájára és méretére. A fejezetben nem térek ki az egyes alaki tényezők jellemzésére, mint például a görbületi sugár, körszerűség és a nyújtottság [140]. Továbbá a kimunkált darabokon elvégzett mozaik mikroszkópos felvételeken meghatározott porozitástartalmat csak a mérettartomány behatárolása érdekében adom meg. A gázhólyag morfológiájának a jellemzéséhez, esetlegesen egy gázhólyag-morfológiai etalonsorozat megalkotásához és a 2D-s metszetekből történő porozitástartalom meghatározásához egy újabb kísérleti sorozat elvégzésére lenne szükség, amit a nagy kiterjedés miatt nem tartalmaz a disszertáció, ám ennek vizsgálata további kutatómunka témája lehet.

9.1. A gázhólyag elhelyezkedésének és morfológiájának vizsgálata CT segítségével

A CT-vizsgálat lehetővé teszi az öntvény egész térfogatának a vizsgálatát, így meghatározható a gázhólyag öntvényen belüli elhelyezkedése. A 72. ábrán a komputertomográfiás vizsgálatból, speciális képi formátumban kimentett metszeteken, a különböző öntési hőmérsékleten képződött gázhólyagok jellegzetes alakja látható. A gázhólyag méretét és az öntvény névleges méretétől való eltérését a myVGL program segítségével vizsgáltam.



72. ábra Különböző öntési hőmérsékleten (balról jobbra haladva 680°C, 730°C és 780°C-on) öntött darabokban található gázhólyagok

A felvételeken látható, hogy a 680°C-on öntött darab fém/mag határfelületét a maggáz meggörbítette, valamint egy összefüggő gázhólyag alakult ki az öntvényben. A jelenség azzal magyarázható, hogy a feltorlódott, nagy nyomású gázok amennyiben elérik a kritikus nyomást, képesek nagy, összefüggő gázhólyag formájában betörni az olvadékba. A 730°C-on öntött öntvényben kisebb (Ø7 mm), jól elkülöníthető gázhólyagok jelenlétét tapasztaltam. A 780°C-on öntött darabban sok, kisméretű, diszperz gázhólyag található. Az azonos átmérőjű öntvények szívódási zsugorodási értéke megegyezik.

A kísérleti öntvények sűrűségéből következtetni lehet azok porozitástartalmára, ezért Arkhimédész-törvénye alapján meghatároztam az eltérő öntési hőmérsékleten és az eltérő átmérővel öntött darabok sűrűségét az alábbi képlet segítségével:

$$\rho_{\text{öntvény}} = \frac{m_L}{m_L - m_F} \cdot \rho_F \quad (51)$$

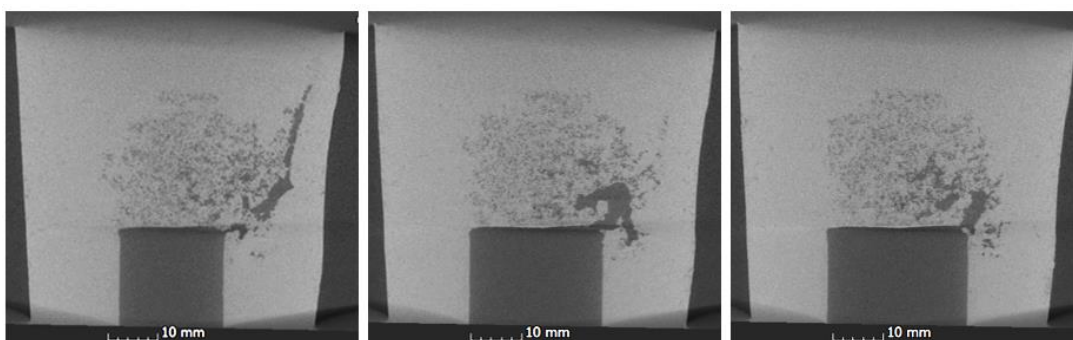
ahol,

- m_L : levegőn mért öntvény tömege,
- m_F : folyadékban mért öntvény tömege,
- ρ_F : folyadék sűrűsége, 0,997 g/cm³.

Az A356Cu ötvözet elméleti sűrűsége $2,69 \text{ g/cm}^3$. A kísérleti öntvények sűrűség értékei $2,59$ és $2,65 \text{ g/cm}^3$ között változnak. A Melléklet 21. ábráján látható, hogy azonos öntvényátmérő esetén a 730°C -on öntött daraboknak legkisebb a sűrűsége. Ennek több oka is lehet: az egyik a szilárd fázissal megváltozó nyomásviszonyok, a gázhólyag öntvényből való kijutása vagy a diszperz és az összefüggő gázhólyagok együttes öntvénybe történő bejutása. Tehát ezek alapján legtöbb gázhólyag az öntési hőmérséklet köztes tartományában keletkezhet.

Az öntvényátmérő növelésével történő sűrűség csökkenés oka az öntvény nagyobb kiterjedéséből adódó térfogati zsugorodás növekedése.

A kísérleti öntvények vizsgálata során azt a megfigyelést tettem, hogy amennyiben összefüggő gázhólyag keletkezik, akkor az a rávágás környezetében található. A 73. ábrán egy maghoz kapcsolódott, 680°C -on képződött gázhólyagok látható az öntvény eltérő metszeteiben. Az elosztócsatorna és a rávágás alakja és méretezése a Melléklet 4-5. ábráján tekinthető meg.



73. ábra A maghoz kapcsolódott összefüggő gázhólyag, amely a rávágás metszetében helyezkedik el

A dermedési idő befolyásolja a gázhólyag öntvényből való esetleges eltávozásának és bezáródásának idejét. Hosszabb dermedési idő esetén a gázhólyagnak elegendő idő áll rendelkezésre, hogy az olvadékból elszökjön. Rövid dermedési idő esetén a gázhólyag hamar bezáródik a fémbe. A dermedési időt szimuláció segítségével határoztam meg. A Melléklet 22. ábráján látható az öntvény modulhoz tartozó legutoljára dermedő öntvény rész dermedési ideje. A Melléklet 23. ábráján az utoljára dermedő öntvényrész dermedési ideje látható a bevitt hőmennyiség függvényében látható. A hosszabb dermedési idejű öntvényeknél ($\varnothing 90 \text{ mm}$) a gázhólyag a külső kontúron is megdermedhet, amely a 74. ábrán látható. A 75. ábrán egy előkísérleti darabban (metallosztatikus magasság= 30 mm) esetén meggörbített határfelület látható.



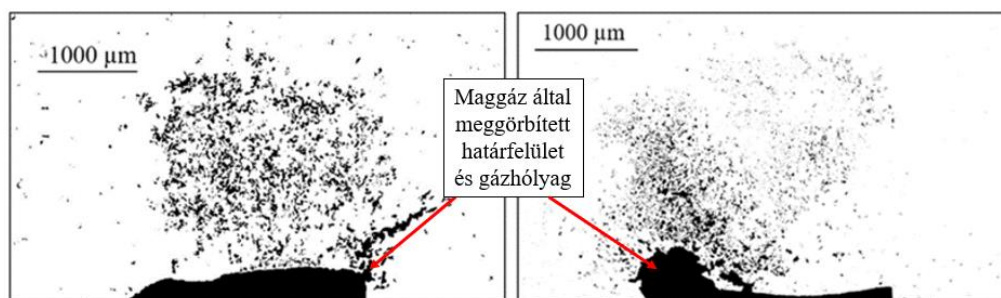
74. ábra A 90 mm átmérőjű öntvények külső kontúrján megdermedt gázhólyagok lenyomata



75. ábra Előkísérleti öntvényben ($h_{\text{olvadék}}=30$ mm) található maggáz okozta meggörbített határfelület

9.2. A kísérleti öntvények csiszolatáról készített mozaik mikroszkópos felvételek

A gázhólyag további vizsgálata céljából a kísérleti öntvényekből optikai mikroszkópos vizsgálatra alkalmas darabok kerültek kimunkálásra. Az 50x70 mm-es mintákról mozaik mikroszkópos felvételeket készítettem, ugyanis a nagyméretű gázhólyagok a mikroszkóp legkisebb, 50x-es nagyítása esetén sem fértek bele a látótérbe. A mozaik kép készítése során a mikroszkóp 50x-es nagyítású képekből, mozaikszerűen állítja össze a felvételt. A 76. ábrán a 680°C-on öntött darabok bináris képein láthatók. A fém/mag határfelület jelentősen meggörbült és egy nagy összefüggő gázhólyag záródott be az öntvénybe



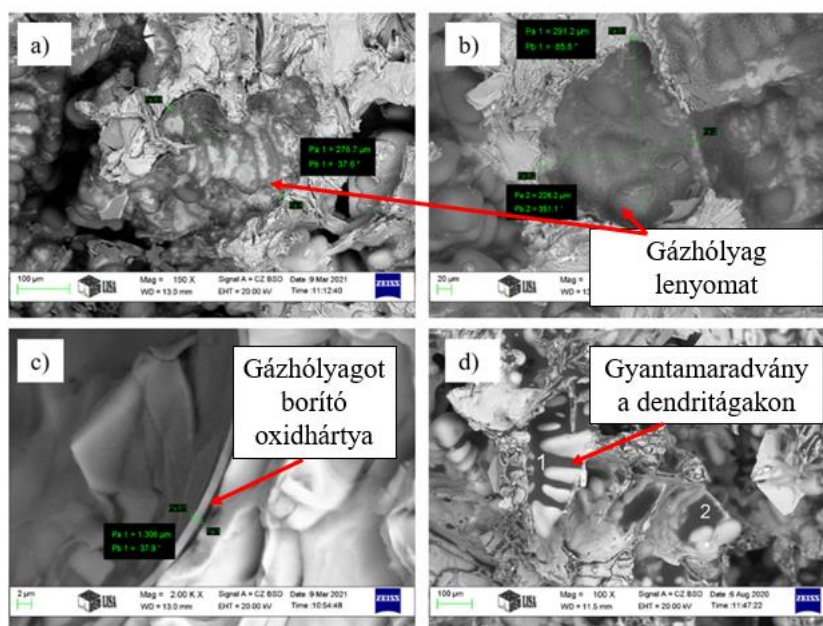
76. ábra 680°C-on megdermedt gázhólyag és a maggáz által meggörbített határfelületről készült bináris kép (fekete: porozitás, fehér: alumínium)

A Melléklet 24. ábráján látható a 680, 730 és a 780°C-on öntött darabokról készült bináris képek.

9.3. Gázhólyag lenyomatának vizsgálata SEM-EDS segítségével

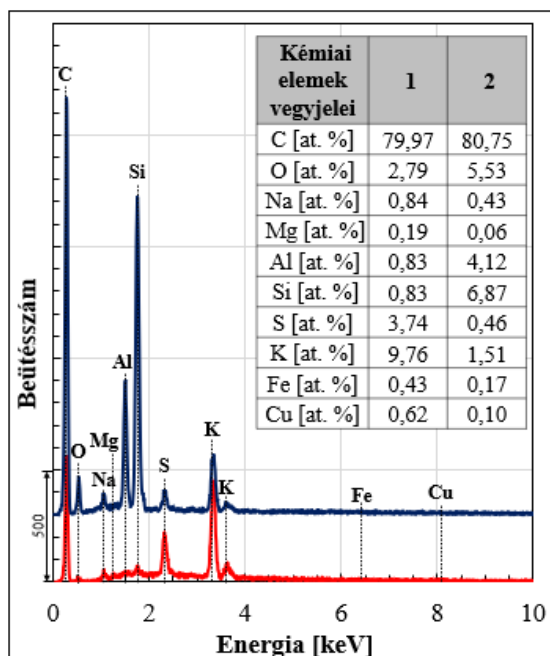
A pásztázó elektronmikroszkóp (SEM) segítségével a vizsgált anyag felszínének alaki tulajdonságairól nagy felbontású, nagy nagyítású és nagy mélységélességű kép készíthető. Az energiadiszperzív röntgenspektroszkóp (EDS) meghatározza, hogy milyen kémiai elemek vannak jelen a mintában, és fel lehet becsülni azok relatív mennyiségét.

A SEM-EDS segítségével a kísérleti öntvények töretfelületén található gázhólyag lenyomatok alakját és méretét, valamint kémiai összetételét vizsgáltam. A 77. ábrán látható a gázhólyag lenyomata, valamint a gázhólyagot körülvevő oxidhártya kéregszerű jelenléte. A Melléklet 25. ábráján további SEM-felvételek láthatók az öntvény töretfelületén található gázhólyag lenyomatokról.



77. ábra Gázhólyag lenyomat SEM-felvétele: a-b) gázhólyag lenyomat c) gázhólyagot borító oxidhártya d) dendritágakon kondenzálódott gyantamaradvány

A töretfelületen található kisebb gázhólyagok mérete $\sim 300 \mu\text{m}$ körüli. További bizonyíték arra, hogy a maggáz okozta ezeket a gázporozításokat a kémiai összetétel meghatározása. A 77. d) ábrán a dendritágakon kondenzálódott gyantamaradvány látható, amelynek összetétele és spektruma a 78. ábrán látható.

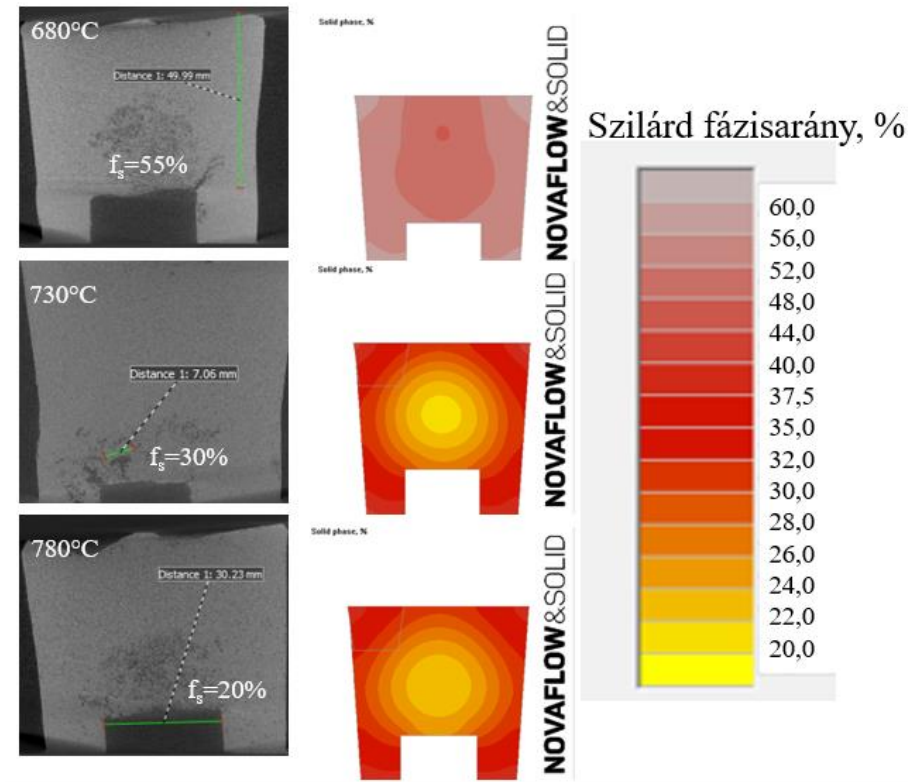


78. ábra Az öntvény töretfelületén mért spektrum

A mikroszkóphoz kapcsolt EDS mikroszonda eredményei alapján megállapítható, hogy az alumínium ötvözet spektrumához képest a vizsgált töretfelületen extra csúcsok jelennek meg (C, S, K csúcs), ami igazolja a homokmagból származó műgyanta jelenlétét az öntvény töretfelületén, tehát a porozítás maggából ered.

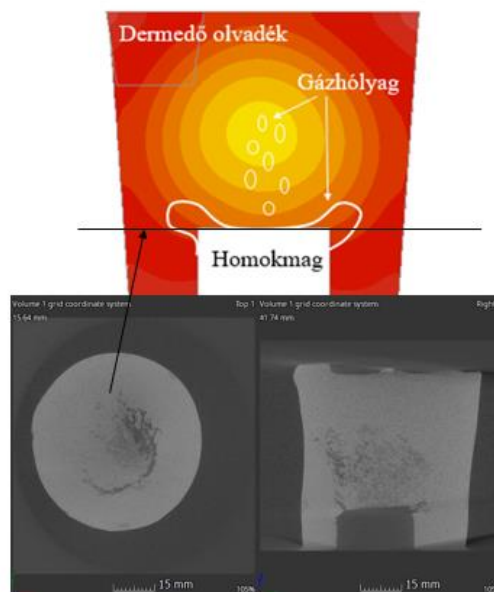
9.4. A szilárd fázisarány hatása a gázhólyag morfológiájára

Az eltérő öntési hőmérsékleten (680, 730, 780°C) öntött darabok CT-felvételei és a szimulációs programban (öntés után a 39. s-ben) számított szilárd fázisarány térkép összehasonlítása a 79. ábrán látható.



79. ábra Az öntészeti szimulációs program által számított szilárd fázisarány térkép (öntés utáni 39.s-ban) és a kísérleti öntvények CT-felvétele

A 79. ábrán látható, hogy a szilárd fázisarány százalékos jelenlétéből (azonos homokmagreceptúra esetén) következtetni lehet a képződött gázhólyag alakjára és méretére. Bonyolult öntvénygeometria és összetett magcsomag esetén egy öntvényen belül akár több, eltérő morfológiájú gázhólyag is előfordulhat. A homokmag sarkain intenzívebb a hőterhelés, így a maggáz elsőként ott görbíti meg a fém/homokmag határfelületet. Míg a homokmag közepén jellemzően diszperz gázbetörés történik. A jelenséget a kísérleti öntvényen elvégzett CT-vizsgálat segítségével igazoltam, amely a 80. ábrán látható.



80. ábra A szimulációs programból kimentett szilárd fázisarány térképen a (680°C -on öntött) kísérleti öntvényekről készült CT-felvételek alapján berajzolt gázhólyagok jellegzetes alakja és elhelyezkedése

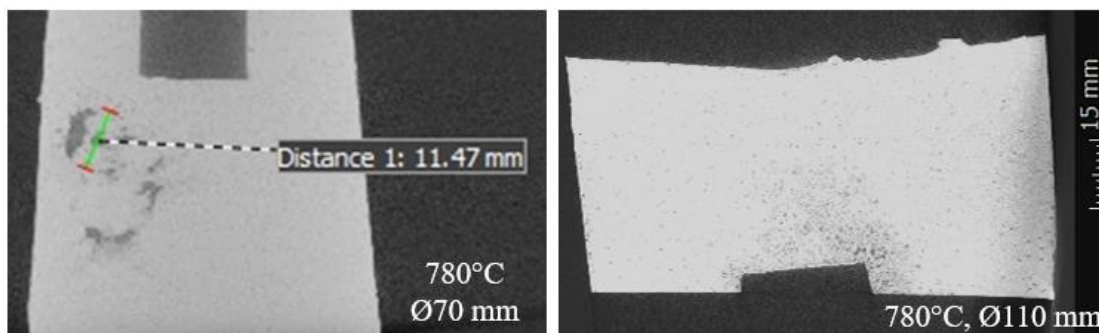
9.5. A metallosztatikus nyomás leépülése

A kísérleti körülmények során az olvadékoszloppal arányos metallosztatikus nyomás minden esetében nagyobb volt, mint a mért maggáz maximális nyomása, így elméletben nem jöhet létre gázbetörés a fém/homokmag határfelületen. A kísérleti öntvényekben, azonban az olvadékban megjelenő szilárd fázis megjelenése után mégis tapasztaltam gázbetörés.

A metallosztatikus nyomásnál kisebb, mért maggáznyomás esetén tapasztalt gázbetörés csak a metallosztatikus nyomás leépülésével valósulhat meg, ezért a kísérleteimből két példát emelnék ki a 780°C -on öntött 70 és 110 mm átmérőjű öntvények esetét. A 15. táblázatban látható, hogy a gáznyomás maximum megjelenésének időpillanatában a 780°C -on öntött 70 mm átmérőjű öntvény határfelületi rétegének szilárd fázisarányának mennyisége 13,14 %, míg a 110 mm öntvényátmérő esetén 0,00% volt. Ennek köszönhetően összehasonlítható az az eset, amikor az olvadékban van szilárd fázis a maximális gáznyomás megjelenésének időpillanatában és amikor nincs.

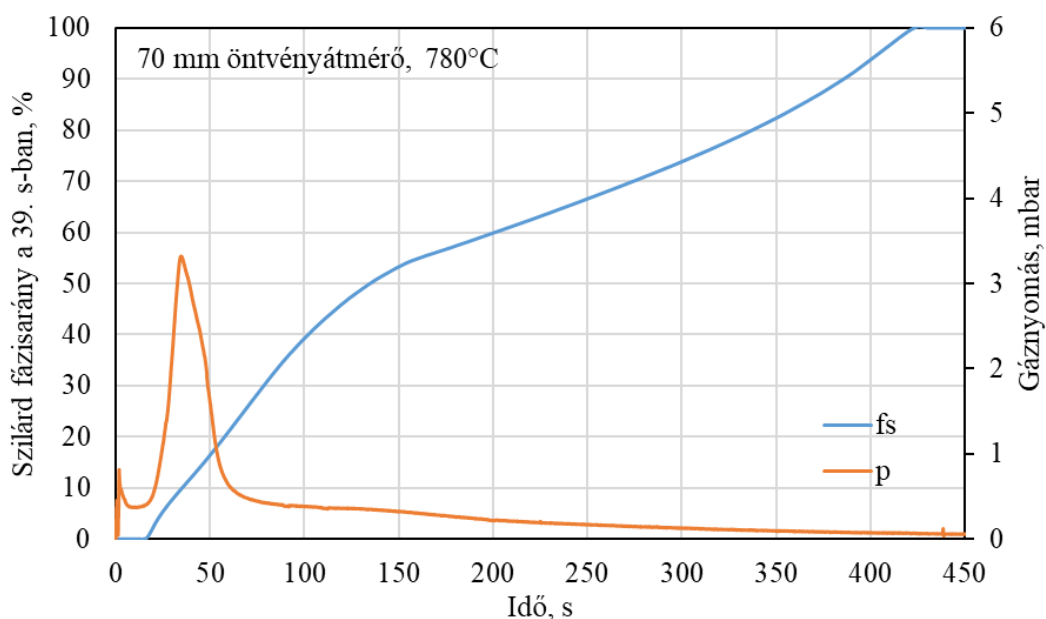
A CT-vizsgálatok kimutatták, hogy a 70 mm átmérőjű öntvényben volt gázhólyag, míg a 110 mm átmérőjű öntvény teljes térfogatában nem volt gázhólyag. A 110 mm átmérőjű öntvény nagy térfogata és a nem megfelelő utántáplálása miatt dermedés során bekövetkező térfogatváltozásból eredő zsugorodási porozitást ugyan tartalmaz, de maggáz okozta gázporozitás nem található benne. Továbbá a homokmag körüli rész a 70 mm átmérőjű öntvény esetében az oxidhártya miatt jellegzetesen fényes, míg a 110 mm átmérőjű öntvény

homokmag/fém határfelülete dendritesen szívódott. A 81. ábrán a CT-vizsgálatból, speciális képi formátumban kimentett metszeteken látható, hogy a 70 mm-es öntvényben van gázhólyag, míg a 110 mm átmérőjű öntvényben nincs.

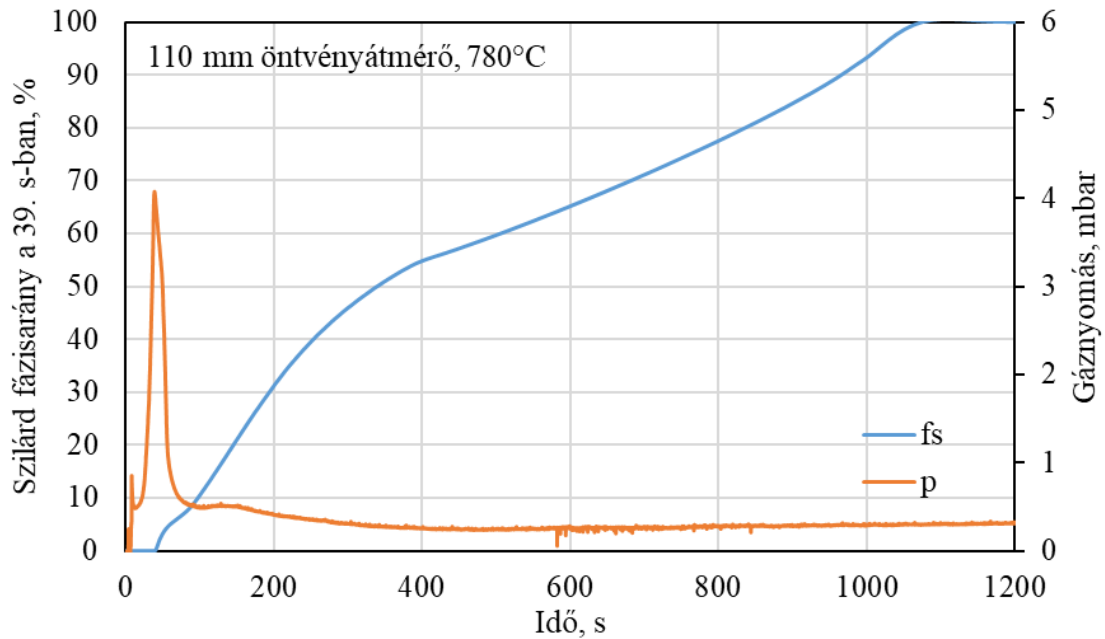


81. ábra A 780°C-on öntött 70 és 110 mm öntvényátmérőjű öntvények CT-felvétele

A jelenség magyarázata érdekében a 780°C-on öntött 70 és 110 mm átmérőjű öntvények esetén számított szilárd fázisarány és a homokmagból fejlődött gázok nyomásának együttes idő szerinti változása látható a 82. és a 83. ábrán.



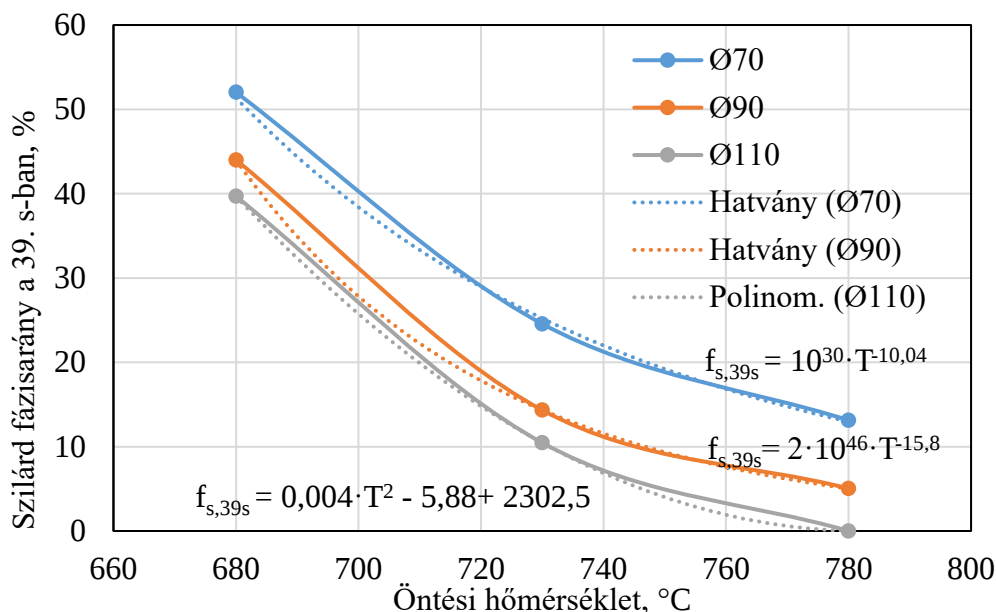
82. ábra A szimulációban számított szilárd fázisarány és a mért gáznyomás időszerinti változása 780°C-os öntési hőmérséklet és 70 mm öntvényátmérő esetén



83. ábra A szimulációban számított szilárd fázisarány és a mért gáznyomás időszerinti változása 780°C-os öntési hőmérséklet és 110 mm öntvényátmérő esetén

A 82. és a 83. ábrán látható, hogy a gáznyomás csúcs megjelenésének időpillanatában más volt az olvadék szilárd fázisaránya. Tehát a határfelületi rétegben jelenlévő szilárd fázis megváltoztatja a kialakuló nyomásviszonyokat, ami lehetővé teszi a maggáz betörését a már szilárd fázist tartalmazó olvadékba.

A Melléklet 26. ábráján a 680°C-on öntött, 70 mm átmérőjű öntvény gáznyomás és szilárd fázisarány változása látható az idő függvényében. Alacsony öntési hőmérséklet esetén formatöltés során már az olvadékban jelenlévő szilárd fázis miatt nem épül fel az olvadékoszloppal arányos maximális metallosztatikus nyomás. A vizsgált kísérleti körülmények esetén az öntési hőmérséklettel változó szilárd fázisarány százalékos mennyisége a 84. ábrán látható.



84. ábra Az öntési hőmérséklettel változó szilárd fázisarány mennyisége

A 84. ábra alapján elmondható, hogy a szilárd fázisarány százalékos mennyiségét főként az öntési hőmérséklet és kevésbé az öntvényátmérőjével bevitt fémtömege határozza meg.

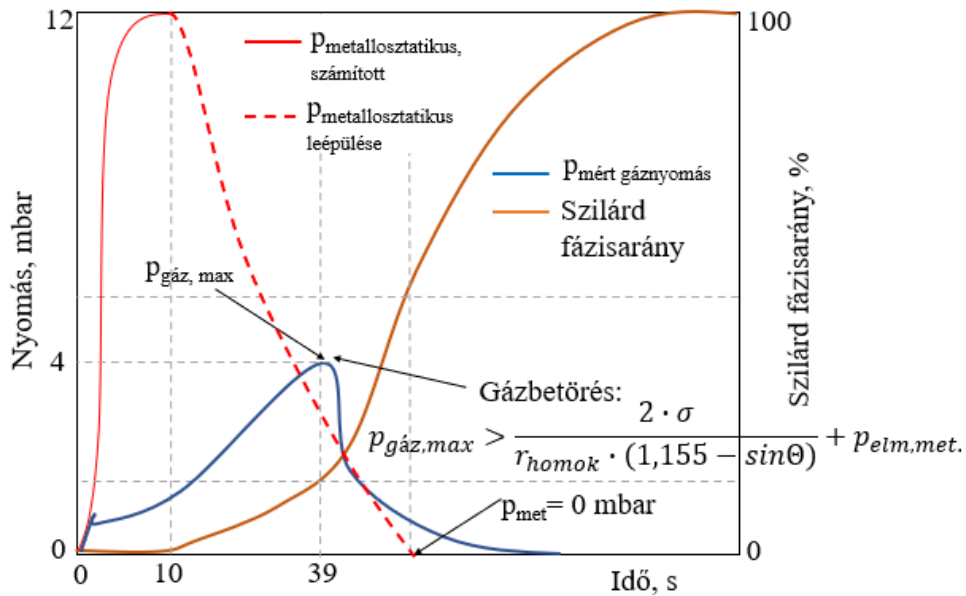
A jelenség azzal magyarázható, hogy az olvadékban a szilárd fázis megjelenésével fokozatosan leépül a metallosztatikus nyomás. Ennek oka, hogy az olvadék dermedése során egymással összenőtt dendritek 3D-s hálózata alakul ki, amelyek megtámaszkodnak, felfüggeszkednek a homokmagra, formafalra vagy a kokillára, de támaszkodási pontok között még ott van az olvadék. Ha a jellemző dendrit méret nagy (nagyságrendileg 10 mm körüli), akkor a határfelületi erő elhanyagolható és a metallosztatikus nyomás ugyanakkora marad. Ha azonban a jellemző dendrit méret kicsi (nagyságrendileg 100 μm körüli) és a folyadék jól nedvesíti a szilárd dendriteket, akkor a folyadék rajta lóg a dendriteken és a formafalban megtámaszkodó dendritszerkezet képes megtartani a folyadék tömegét. Ekkor megszűnik a metallosztatikus nyomás a homokmag/fémolvadék határfelületen, ami a rossz nedvesítés miatt elkezd felszakadni. Ha mindez azt megelőzően következik be, hogy felépül a gáznyomás a homokformában, akkor a maggáz képes betörni a dendritek között az olvadékba.

Az öntött darabok jellegzetes szemcsemérete az öntési hőmérséklet növelésével nő (680°C-on 0,798 mm, 730°C-on 1,275 mm és 780°C-on 1,321 mm). Az öntött darabok Barker-maratás utáni felületéről készült polarizált felvételei a Melléklet 27. ábráján láthatók.

Ezek alapján a saját kísérleti körülményeimre vonatkoztatva megrajoltam a fém/homokmag határfelületén végbemenő elméleti nyomásviszonyok és a szilárd fázisarány változását az idő függvényében. A görbén látható számított metallosztatikus nyomás ($p_{\text{metallosztatikus, számított}}$)

(0% szilárd fázisarány esetén) a formatöltés végére (~10 s) eléri a maximum értéket (~12 mbar), ami az olvadékoszlop magasságából és fém sűrűsége alapján határoztam meg ($\rho_{A356Cu, 780^\circ C} = \text{kg/m}^3$). Ahhoz, hogy a gázbetörés megvalósuljon a metallosztatikus nyomásnak le kell csökkennie. A 85. ábrán látható az elméleti, effektív metallosztatikus nyomás leépülése ($p_{\text{metallosztatikus, leépülése}}$).

A maggáz nyomás görbe időszerinti változását a kísérletek során mért lefutás alapján rajzoltam meg, melynek maximuma ~4 mbar-nál és megjelenésének időpontja öntés után a ~39. s-ban található.



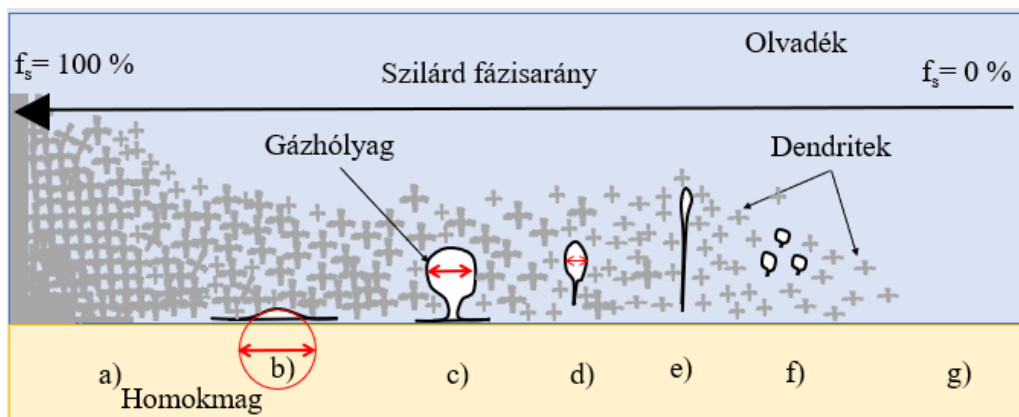
85. ábra A szilárd fázisaránnyal változó elméleti, effektív metallosztatikus nyomás és a mért gáznyomás viszonya

Az elméleti ábra szerint a metallosztatikus nyomásnál kisebb maggáz nyomás értéknél is történhet gázbetörés.

A fentiek alapján megállapítható, hogy a gázbetörés elkerülése érdekében az öntvényeket csak a gáznyomás leépülése után ajánlott hűteni. Továbbá a szilárd fázisarány és a maggáz képződés kinetikájának ismeretében a szimulációkba is beépíthető egy olyan feltétel, ami előre jelzi a gázhólyag kialakulásának veszélyét.

A metallosztatikus nyomás leépülésének felismerése egy új szemlélet nyújt az öntés során végbemenő nyomásváltozások megértésében.

A mért gáznyomás és a számított szilárd fázisarány értékek, valamint a kísérleti öntvényekben tapasztalt gázhólyagos öntvényhibák alapján megállapítható, hogy az olvadék szilárdfázis aránya jelentősen befolyásolja a képződött gázhólyag morfológiáját és méretét. A 86. ábrán látható az eltérő szilárd fázisarány jelenléte esetén képződött gázhólyagok jellegzetes mérete és morfológiája.



86. ábra A szilárd fázisarány jelenlétének hatása a gázhólyag méretére és morfológiájára

A 86. ábrán látható öntvényben megdermedt gázhólyagokat elhelyezkedésük és morfológiájuk alapján az alábbi csoportokra osztottam és definiáltam:

- Az olvadékra jellemző bizonyos viszkozitási érték felett a maggáz már nem képes betörni az olvadékba. (Az A356-os ötvözet JMatPro-programban számított szilárd fázisarány -hőmérséklet görbéje a Melléklet 28. ábráján látható.)
- A maggáz által meggörbített határfelület definíciója: olyan öntvényhiba, amelynek legnagyobb átmérőjének középpontja az öntvényen kívül, az öntvény üregébe esik. Létrejötté azzal magyarázható, hogy a nagy szilárd fázisaránnal rendelkező határfelületi réteg alatt a maggáz meggörbíti a kezdetben makroszkopikusan síknak tekinthető fémolvadék/gáz határfelületet. Ez az öntvényhiba torzítja az öntvény kontúrját, kis eltérés esetén CT-vel nehezen detektálható.
- Maghoz kapcsolódott gázhólyag definíciója: olyan öntvényhiba, amelynek legnagyobb átmérője az öntvényben található, nincs zárt kontúrja. Kialakulásának oka, a nagy szilárd fázisaránnal rendelkező réteg alatt a maggázok feltorlódnak, majd amikor elérik a kritikus nyomást képesek betörni az olvadékba. Méretüket a későbbiekben felszabaduló gázok tovább tágíthatják. Amennyiben a dermedési viszonyok lehetővé teszik, a gáznyomás leépülésével még vissza is húzódnak ún. lehámlásos öntvényhibát eredményezve.

- d-e-f) Magról levált gázhólyag definíciója: olyan öntvényhiba, amelynek legnagyobb átmérője az öntvényben található, zárt kontúrral rendelkezik. Létrejöttének oka, az olvadék kis szilárd fázisaránya miatt a gázok, amennyiben legyőzik a rájuk ható határfelületi összehúzó erőt akadálytalanul az olvadékba áramolhatnak önálló, zárt kontúrral rendelkező gázhólyagot eredményezve. Amennyiben a dermedési viszonyok lehetővé teszik, a gázhólyagok összenőhetnek, eltávozhatnak vagy az öntvény kontúrjának határán ragadhatnak az olvadék megszilárdulásáig.
- g) Szintén nem keletkezik gázbetörés, ha a metallosztatikus nyomás nagyobb, mint a maggáznyomás maximuma és az olvadékban még nincs jelen a szilárd fázis.

10. Összefoglalás

Doktori kutatómunkám elsődleges célkitűzése a műgyantás homokmagokból felszabaduló gázok mért nyomásváltozásainak vizsgálata volt eltérő öntvény falvastagság és öntési hőmérséklet esetén. A kísérleteim során tapasztalt nagyszámú gázbetörés miatt arra a következtetésre jutottam, hogy a gázhólyag képződésének körülményeit nem elegendő csupán a gáznyomás méréssel vizsgálni, új minősítő jelző bevezetésére volt szükség. Mivel azt tapasztaltam, hogy a gázhólyag alakját az olvadék szilárd fázisaránya jelentősen befolyásolja, ezért a gáznyomást és az olvadék szilárd fázisarányát együttesen vizsgáltam és vontam le következtetéseket.

A homokmagokból felszabaduló gázok nyomásának mérésével kimutattam, hogy az olvadék hőmérsékletének és az öntvény átmérőjének változtatásával bevitt hőmennyiség ellentétes hatását a homokmagból fejlődő gázok mért maximális nyomására. Az öntési hőmérséklet növelésével csökken, míg az öntvényátmérő növelésével nő a mért maximális gáznyomás. Ez azzal magyarázható, hogy a határfelületi réteg szilárd fázisarányának százalékos mennyiségét főként a fém hőmérséklete határozza meg, így a nagy szilárd fázisaránnyal rendelkező határfelületi réteg alatt a maggázok feltorlódhatnak nagy mért gáznyomást és nagyméretű gázhólyagokat eredményezve. Gázbetörés esetén, azonban kisebb a mért nyomás értéke, ami igazolja a magasabb hőmérsékleten mért kisebb gáznyomás értéket. Ezek alapján felvázoltam egy sematikus ábrát, amely magyarázza, hogy az olvadék szilárd fázisaránya milyen hatással van a képződött gázhólyag méretére és morfológiájára.

Disszertációm legfőbb jelentősége az a felismerés, hogy gázbetörés a metallosztatikus nyomásnál kisebb maggáz nyomásnál is létrejöhet abban az esetben, ha a maggáznyomás felfutási szakasza előtt megjelenik az olvadékban a szilárd fázis. A gázbetörés elkerülése érdekében az öntvényt csak a gáznyomás lefutási szakasza után ajánlott hűteni. Így már öntvénytervezés során a szilárd fázisarány és a gázképződés kinetikájának ismeretében a szimulációkba beépíthető egy olyan feltétel, ami előre jelzi a gázhólyag képződés veszélyét.

Summary

The primary objective of my PhD research was to investigate the measured pressure changes of gases from artificial resin-bonded sand cores at different casting wall thicknesses and temperatures. Due to the large number of ingresses observed during my experiments, I concluded that it was not sufficient to investigate the conditions of the blow-hole formation by measuring the gas pressure alone, thus a new qualifying characteristic had to be introduced. As I found out, that the shape of the blow-holes are significantly influenced by the solid fraction of the melt, I investigated it along with the gas pressure to make my conclusions.

From the pressure measurements of the gases released from the sand cores, I have shown that the amount of heat input of the temperature of the melt and diameter of the casting are having the opposite effect on the pressure of the gases released from the sand cores. As the casting temperature increases, it drops, and as the diameter is growing it rises. This phenomenon can be explained by the percentage of the solid phase ratio of the interfacial layer is mainly influenced by the temperature of the melt, thus under this layer which has a high solid phase ratio, the core gases can become congested, which leads to high gas pressure and large gas bubbles. In case of gas ingresses however, the value of the measured pressure is lower, which justifies the lower value of measured pressure on high temperatures. Based on these results, I drew a schematic diagram showing the effect of the solid phase ratio of the melt on the size and morphology of the formed blow-hole.

The main significance of the dissertation is the recognition that gas ingresses can occur at a gas pressure lower than the metallostatic pressure, provided that a solid phase is present in the melt prior to the ramp-up phase of the core gases. To avoid gas ingresses castings should be cooled after this gas pressure increasing has been ended. Following this, at the planning phase of the manufacturing, knowing the kinetics of the gas formation and the solid phase ratio, the method can be installed into casting simulations as a condition, which forecasts the dangers of blow-hole formations.

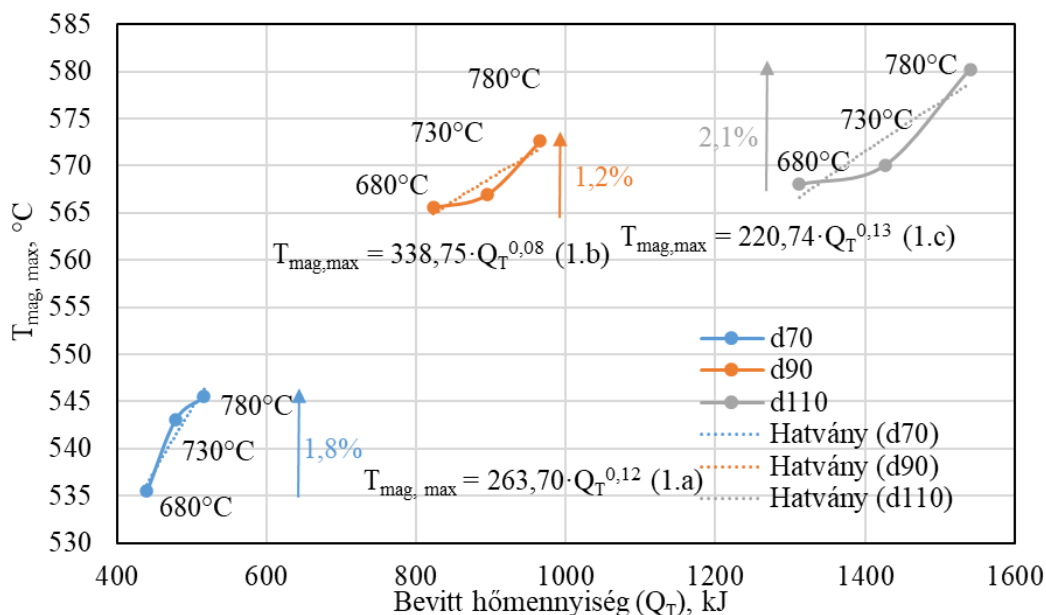
11. Új tudományos eredmények

Kísérleteim során az alkalmazott fémrel érintkező maggeometria Ø30x70 mm, míg a mag feletti olvadékoszlop magasság 50 mm (h_0) volt. A kísérleti öntvények különböző (Ø70, 90, 110 mm) átmérőkkel, 4°-os formázási ferdeséggel készültek. Az öntvényátmérő változtatásával, eltérő öntvény/mag térfogatarányok esetén, valamint az A356Cu öntészeti alumínium ötvözet (7% Si, 0,35% Mg, 0,2% Cu) önthetőségi tartományának két szélsőértékén (680-780°C-on) és egy köztes öntési hőmérsékleten (730°C-on) vizsgáltam a homokmagokból felszabaduló gázok mért nyomásváltozását.

A homokmagok 0,22-0,3 mm szemcseméretű, sajdikovói homokból, önkötő fenolgyantás kötőanyagból készültek. Az 1,5 g/cm³ térfogatsűrűségű, 1% fenolgyanta- és 0,5% katalizátortartalommal készült magokkal elvégzett kísérletek során az alábbi megállapításokat tettem. A kutatásaim során elért tudományos eredményeimet a következő tézisek szerint foglalom össze:

1.1. Tézis

Az A356Cu öntészeti alumínium ötvözet önthetőségi tartományán belül a homokmag maximális hőmérsékletét az 1.1. ábrán látható módon főként az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiség (Q_0) határozza meg, amely adott öntvényátmérő esetén az (1.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $T_{mag,max}$ jelöli a homokmag mért maximális hőmérsékletet [°C], Q_T pedig az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: $680 \leq T_{önt} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].



1.1. ábra Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmag maximális hőmérsékletére

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$T_{mag,max} = 263,70 \cdot Q_T^{0,12} \quad (1.a)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

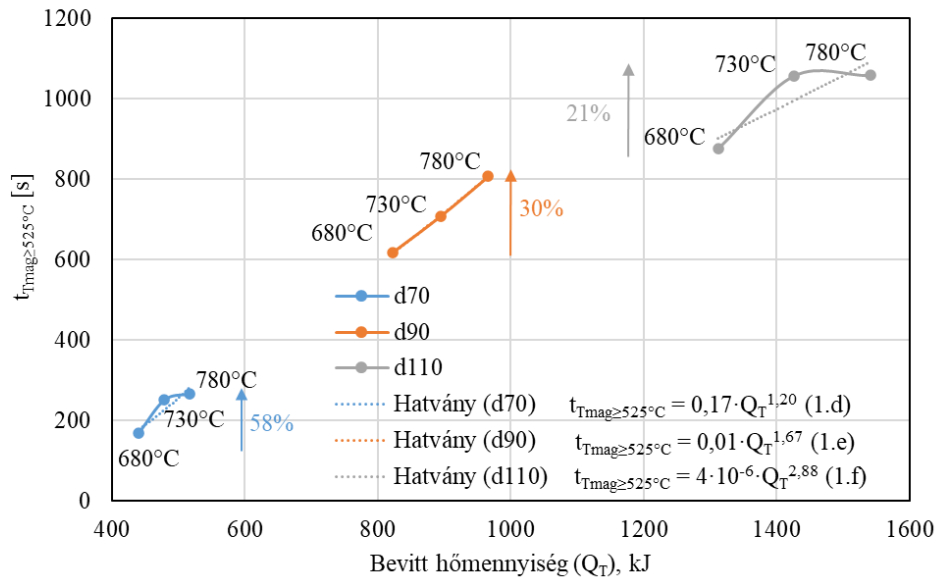
$$T_{mag,max} = 338,75 \cdot Q_T^{0,08} \quad (1.b)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$T_{mag,max} = 220,74 \cdot Q_T^{0,13} \quad (1.c)$$

1.2. Tézis

Az A356Cu öntészeti alumínium ötvözet önthetőségi tartományán belül a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejét az 1.2. ábrán látható módon főként, az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiség (Q_0) határozza meg, amely adott öntvényátmérő esetén az (1.d-f) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $t_{T_{mag} \geq 525^\circ\text{C}}$ jelöli a homokmag minimum 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejét [s], Q_T pedig az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Ennek oka, hogy a vizsgált kísérleti rendszerben a fém tömege által bevihető hőmennyiség ($\Delta Q_0 \sim 300\%$) jóval nagyobb, mint az önthetőségi tartományon belül az öntési hőmérséklet növelésével bevihető hőmennyiség ($\Delta Q_T \sim 20\%$). Peremfeltételek: $680 \leq T_{\text{önt}} \leq 780$ [°C], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].



1.2. ábra Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmag minimum, 525°C-os, referencia hőmérsékleten való tartózkodási idejére

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$t_{Tmag \geq 525^\circ C} = 0,17 \cdot Q_T^{1,20} \quad (1.d)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

$$t_{Tmag \geq 525^\circ C} = 0,01 \cdot Q_T^{1,67} \quad (1.e)$$

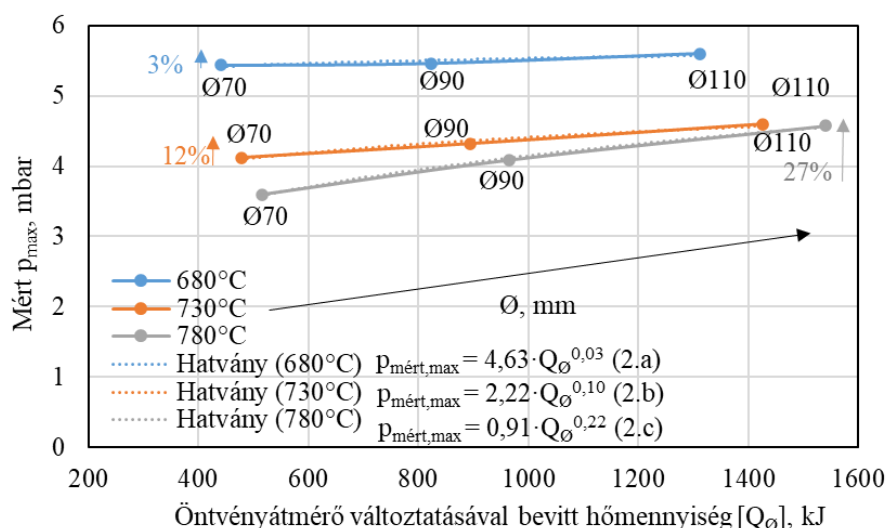
- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$t_{Tmag \geq 525^\circ C} = 4 \cdot 10^{-6} \cdot Q_T^{2,88} \quad (1.f)$$

2. Tézis

A vizsgált kísérleti rendszerben az öntvény tömegének és az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiség ellentétes hatást gyakorol a homokmagokból felszabaduló gázok mért maximális nyomására.

A mért maximális gáznyomás az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiség hatására a 2.1. ábra szerint nő, amely a (2.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, míg az öntési hőmérséklet növelésével bevitt hőmennyiség hatására a 2.2. ábra szerint csökken, amely a (2.d-f) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a p_{max} jelöli a mért maximális gáznyomást [mbar], Q_0 az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiséget [kJ], Q_T az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: $70 \leq \emptyset \leq 110$ [mm], $440 \leq Q \leq 1541$ [kJ].



2.1. ábra Az öntvényátmérő változtatása által, a fém tömegével bevitt hőmennyiség hatására a homokmagból felszabadult gázok mért maximális nyomására

- $T_{\text{önt}}=680^\circ\text{C-on}$

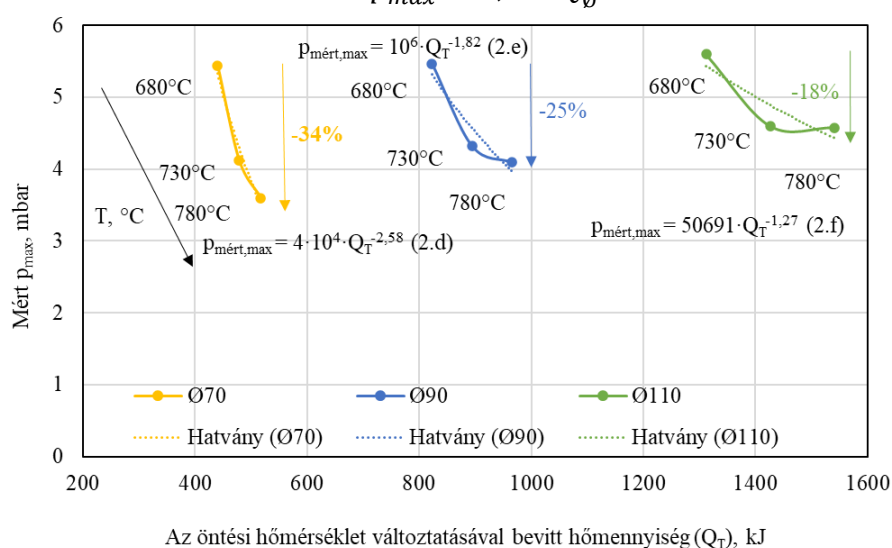
$$p_{\max} = 4,63 \cdot Q_0^{0,03} \quad (2.a)$$

- $T_{\text{önt}}=730^\circ\text{C-on}$

$$p_{\max} = 2,22 \cdot Q_0^{0,10} \quad (2.b)$$

- $T_{\text{önt}}=780^\circ\text{C-on}$

$$p_{\max} = 0,91 \cdot Q_0^{0,22} \quad (2.c)$$



2.2. ábra Az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a homokmagból felszabadult gázok mért maximális nyomására

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{\max} = 4 \cdot 10^7 \cdot Q_T^{-2,58} \quad (2.d)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

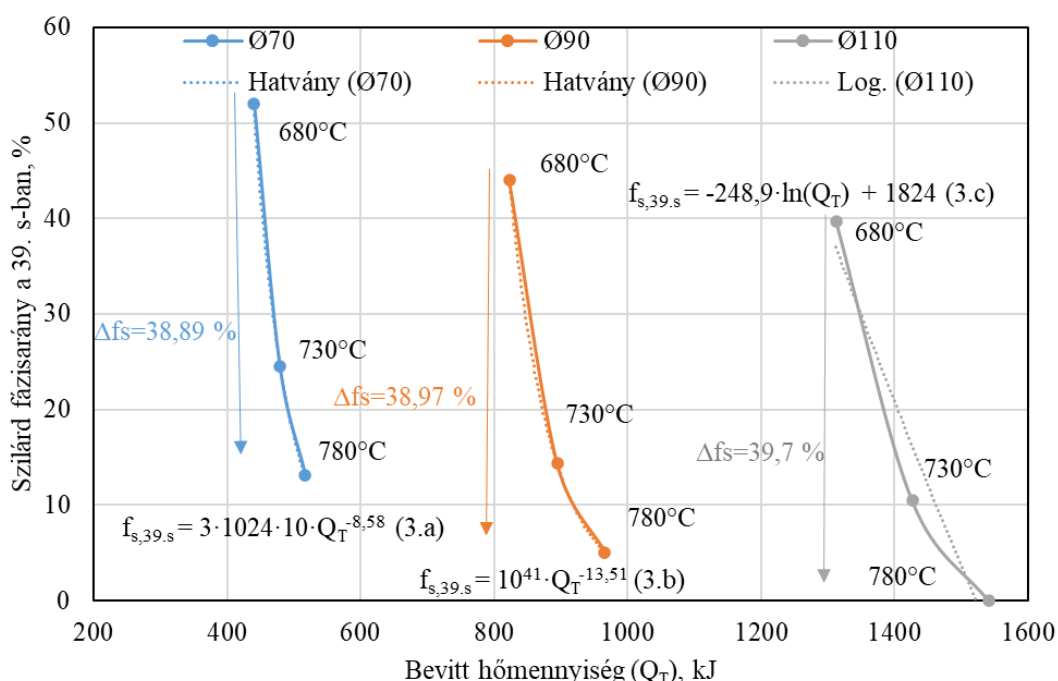
$$p_{\max} = 10^6 \cdot Q_T^{-1,82} \quad (2.e)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{\max} = 50691 \cdot Q_T^{-1,27} \quad (2.f)$$

3. Tézis

A vizsgált kísérleti rendszerben az A356Cu öntészeti alumínium ötvözet önthetőségi tartományán belül a fém/homokmag határfelületén, öntés után a 39. másodpercben szimulációval meghatározott szilárd fázisarány százalékos mennyiségét (jele: f_s , mértékegysége: %) a 3. ábrán látható módon főként az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiség és kevésbé az öntvényátmérője által, az öntvény tömegének változtatásával bevitt hőmennyiség határozza meg, amely a (3.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a p_{max} jelöli a mért maximális gáznyomást [mbar], Q_T pedig az öntvény hőmérsékletének változtatásával bevitt hőmennyiséget [kJ]. Peremfeltételek: $680^\circ\text{C} \leq T_{\text{önt}} \leq 780^\circ\text{C}$, $440\text{kJ} \leq Q \leq 1541\text{kJ}$, $0\% \leq f_s \leq 52\%$.



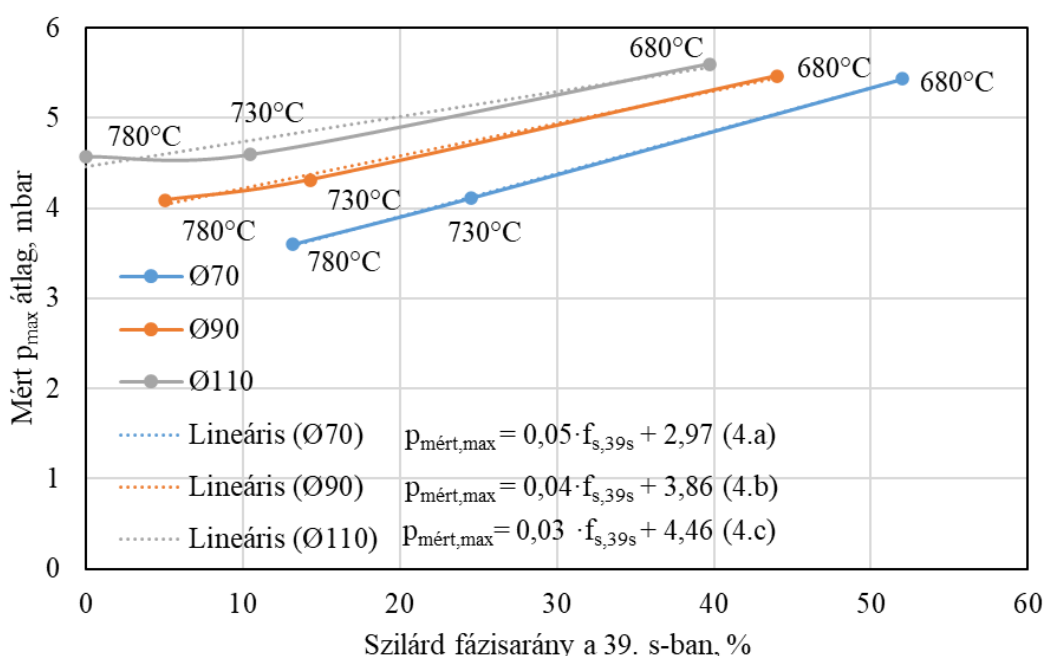
3.ábra Az öntési hőmérséklet változtatásával bevitt hőmennyiség hatása a fém/homokmag határfelületi réteg szilárd fázisarányának százalékos mennyiségére

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén
$$f_s = 3 \cdot 10^{24} \cdot Q_T^{-8,58} \quad (3.a)$$
- Ø90 mm öntvényátmérő esetén
$$f_s = 10^{41} \cdot Q_T^{-13,51} \quad (3.b)$$
- Ø110 mm öntvényátmérő esetén
$$f_s = -248,9 \cdot \ln(Q_T) + 1824 \quad (3.c)$$

4. Tézis

A homokmagból felszabadult gázok, mért maximális gáznyomása és a szimulációval, öntés után a 39. másodpercben, meghatározott fém/homokmag határfelületen jelenlévő szilárd fázisarány mennyisége között szoros kapcsolat van.

A vizsgált kísérleti körülmények esetén az olvadék szilárd fázisarányának növelésével nő a mért maximális gáznyomás értéke, amely adott öntvényátmérő esetén a 4.1. ábrán látható módon változik és a (4.a-c) regressziós egyenletekkel közelíthető, míg adott öntési hőmérséklet esetén a 4.2. ábrán látható módon változik és a (4.d-f) regressziós egyenletekkel közelíthető, ahol a $p_{\text{mért,max}}$ jelöli a mért maximális gáznyomást [mbar], $f_{s,39.s}$ a szimulációban öntés után a 39.s-ban, a fém/homokmag határfelületén meghatározott szilárd fázisarány mennyiségét (%). Peremfeltételek: $70 \leq \varnothing \leq 110$ [mm], $12,81 \leq f_s < 73$ [%].



4.1.ábra Eltérő öntvényátmérők esetén a szilárd fázisarány mennyiségének hatása a mért maximális gáznyomásra

- Ø70 mm öntvényátmérő esetén

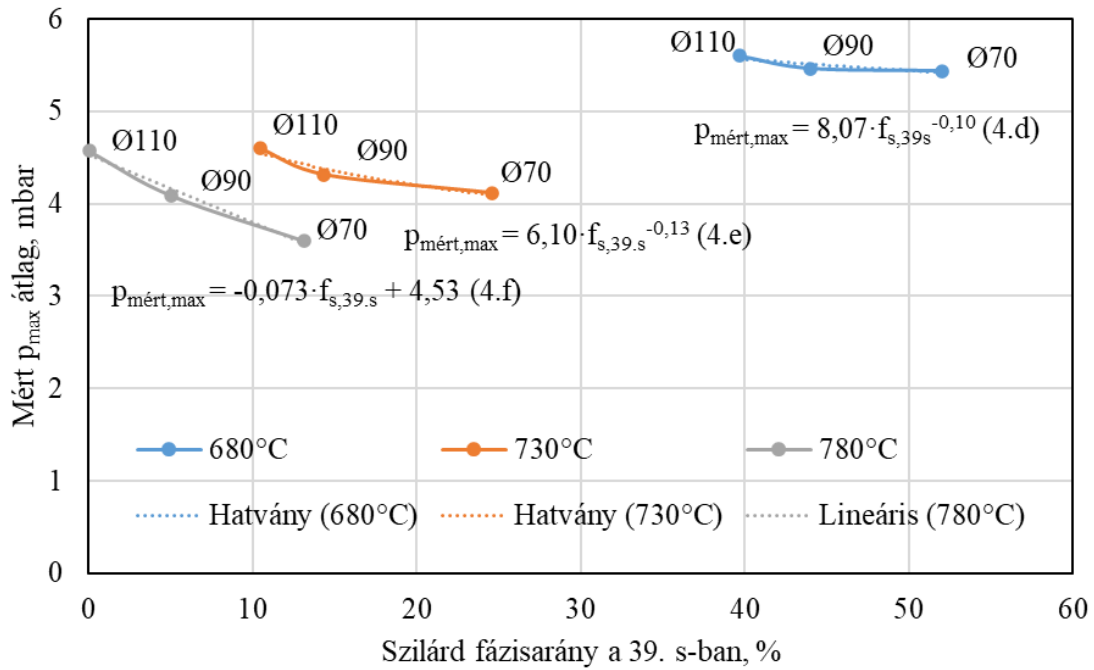
$$p_{\text{max}} = 0,05 \cdot f_{s,T} + 2,97 \quad (4.a)$$

- Ø90 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{\text{max}} = 0,04 \cdot f_{s,T} + 3,86 \quad (4.b)$$

- Ø110 mm öntvényátmérő esetén

$$p_{\text{max}} = 0,03 \cdot f_{s,T} + 4,46 \quad (4.c)$$



4.2. ábra Eltérő öntési hőmérsékletek esetén a szilárd fázisarány mennyiségének hatása a mért maximális gáznyomásra

- $T_{\text{önt}}=680^{\circ}\text{C}$ -on

$$p_{\max} = 8,07 \cdot f_{s,\emptyset}^{-0,10} \quad (4.d)$$

- $T_{\text{önt}}=730^{\circ}\text{C}$ -on

$$p_{\max} = 6,10 \cdot f_{s,\emptyset}^{-0,13} \quad (4.e)$$

- $T_{\text{önt}}=780^{\circ}\text{C}$ -on

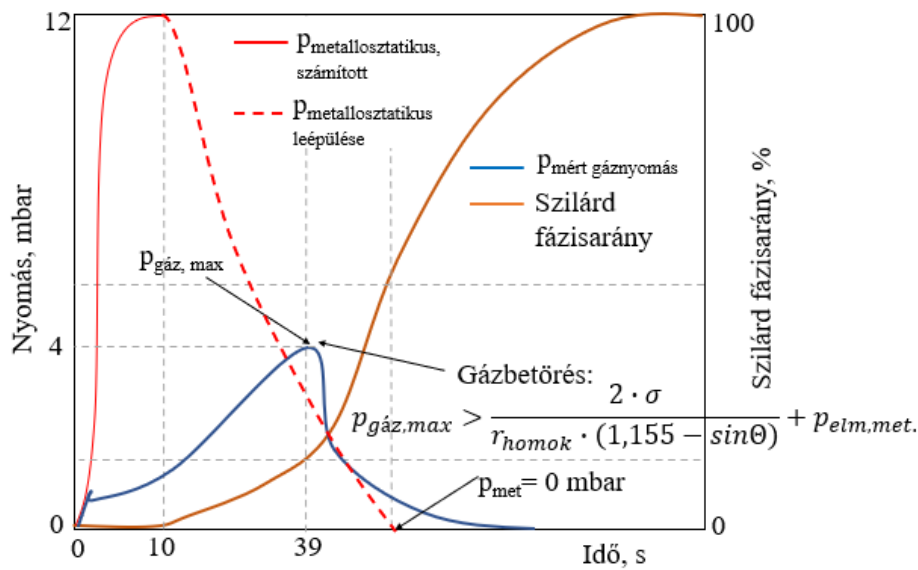
$$p_{\max} = -0,07 \cdot f_{s,\emptyset} + 4,53 \quad (4.f)$$

5. Tézis

Gázbetörés a metallosztatikus nyomásnál kisebb maggáz nyomás esetén is létre jöhet abban az esetben, ha az olvadékban még a gáznyomás maximuma előtt megjelenik a szilárd fázis és a felületi energiák megfelelő körülményeket hoznak létre. A szilárd fázisarány megjelenésével az 5. ábrán látható módon épül le az elméleti metallosztatikus nyomás. Tehát a szilárd fázisarány és a maggáz képződés kinetikájának ismeretében a szimulációkba is beépíthető egy olyan feltétel, ami előre jelzi a gázhólyag kialakulásának veszélyét. A gázbetörés peremfeltételét az (5)-ös egyenlet írja le:

$$p_{gáz,max} > \frac{2 \cdot \sigma}{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin \Theta)} + p_{elm,met} \quad (5)$$

ahol $p_{gáz,max}$ [Pa] a homokmagból fejlődő gázok mért maximális nyomása, σ [J/m²] a fémolvadék felületi feszültsége, r_{homok} a homok szemcsemérete [m], Θ a peremszög, $p_{elm,met}$ [Pa] a leépülő, elméleti metallosztatikus nyomás.



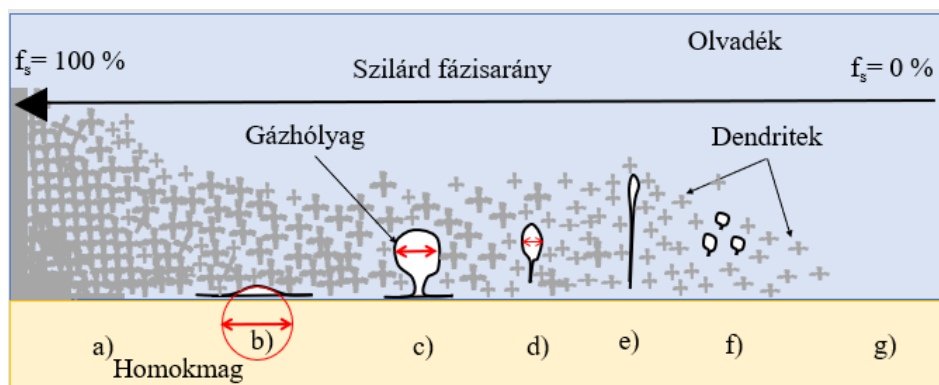
5. ábra A szilárd fázisaránnal változó, elméleti metallosztatikus nyomás és a mért gáznomás viszonya

6. Tézis

A kísérleti öntvények vizsgálata során azt a megállapítást tettem, hogy a fém/homokmag határfelületi rétegben jelenlévő szilárd fázisarány mennyisége a 6. ábrán látható módon befolyásolja a képződött gázhólyag morfológiáját. Az elmélet szerint két esetben nincs gázbetörés:

- ha nullához közeli a szilárd fázisarány mennyisége és teljesül, hogy a metallosztatikus nyomás mindvégig nagyobb, mint a maggáz nyomása.
- Valamint, ha a fém viszkozitása már elég nagy ahhoz, hogy a maggáz ne tudjon betörni a fém/homokmag határfelületen.

Köztes esetekben az olvadék szilárd fázisaránya határozza meg a kialakuló gázhólyag alakját. Kis szilárd fázisarány esetén diszperz, míg nagy szilárd fázisarány esetén nagyméretű gázhólyagok keletkeznek.



6. ábra Az olvadék szilárd fázisarányának hatása a képződött gázhólyag morfológiájára

12. Az értekezés új tudományos eredményeinek jelentőségei

A tézisekben megfogalmazott tudományos eredmények új ismeretekkel bővítik az öntödei homokmagokról szóló ismereteket. Az elért új eredmények jól hasznosulnak az oktatásban, kutatásban és az öntvény/homokmag konstrukció tervezés során.

Az eltérő olvadáshőmérsékleten és öntvényfalvastagsággal körül öntött homokmagok hőmérséklet mérési eredményeimből kiderül, hogy az öntési hőmérséklet növelés csak kis mértékben növeli a homokmagok maximális hőmérsékletét és az intenzív gyantakiégési hőmérsékleti zónában való tartózkodási idejét.

Az eltérő öntési hőmérsékleten és öntvényátmérővel elvégzett kísérleteim jól modellezik a bonyolult öntvény- és homokmageometria során végbemenő gázhólyag képződési folyamatokat. A kiértékelések során levont következtetések segítséget nyújtanak a gázhólyag képződés elkerülése érdekében a gyártástechnológia optimalizálásához.

Értekezésem kiemelt jelentősége az a felismerés, hogy a metallosztatikus nyomás a szilárd fázisarány megjelenésével leépülhet, ezzel egy új szemléletet adva az öntés során végbemenő folyamatok megértéséhez.

A maggáz képződés kinetikája és a dermedési viszonyok ismeretében megadható az az időintervallum, amikor nagy valószínűséggel keletkezik gázhólyag. Ezek alapján már öntvény tervezés során a szimulációs szoftverekbe be lehet építeni egy olyan feltétel, ami jelzi a gázhólyag képződésének veszélyét.

A gázhólyag képződés területén elért eredményeim nagymértékben hozzájárulhatnak az öntvény maggáz okozta porozitás tartalmának csökkentéséhez.

13. Az értekezés témakörben megjelent publikációk

1. Mádi Laura, Kazup Ágota, Bubonyi Tamás, Varga László (2021): A homokmagokból eltérő öntési hőmérsékletnél felszabaduló gázok nyomásváltozásának és az öntvényben megdermedt gázhólyagok kialakulásának vizsgálata, BKL, 2021/1. szám 154. évfolyam
2. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2020): The effect of different grain sizes and heat input on the gas pressure inside artificial resin-bonded sand cores, 12th Hungarian Conference on Materials Science (HMSC12), IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 903, IOP Publishing, doi:10.1088/1757-899X/903/1/012034
3. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2020): The Pressure Characteristics of the Released Gases from Sand Cores: International Journal of Engineering and Management Sciences, pp. 73-79, (IJEMS) Vol. 5. (2020). No. 2 DOI: 10.21791/IJEMS.2020.2.9
4. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2018): Öntödei műgyantakötésű maghomok keverékekből felszabaduló gázok nyomásának mérése, XX. Bányászati, Kohászati és Földtani Konferencia kiadványa ISSN: 1842-9440
5. Mádi Laura, Varga László, Mikó Tamás (2017): Examination of the Properties of Resin Bonded Core Mixtures, 885 pp. 171-177., 7 p., Materials Science Forum

13.1. Szóbeli előadások

1. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2019): The Pressure Characteristics of the Released Gases from Sand Cores, 7th International Scientific Conference on Advances in Mechanical Engineering, Debrecen, angol előadás
2. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2019): A műgyantakötésű homokmagokból öntés során felszabaduló gázok nyomásának vizsgálata, 25. Nemzetközi Magyar Öntőnapok Kiállítás és Konferencia, Herceghalom
3. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2018): Öntödei műgyantakötésű maghomok keverékekből felszabaduló gázok nyomásának mérése, XX. Bányászati, Kohászati és Földtani Konferencia, Gyulafehérvár
4. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2017): A gázáteresztőképesség hatása a műgyantakötésű magokból képződő gázok nyomására, XI. Országos Anyagtudományi Konferencia, Balatonkenese
5. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2017): Eltérő granulometriai héjhomok magok tulajdonságainak vizsgálata, 24. Nemzetközi Magyar Öntőnapok Kiállítás és Konferencia, Herceghalom
6. Mádi Laura, Varga László (2017): Examination of the quality and quantity of emission from resin bonded foundry cores, XXXI. microCAD

13.2. Poszter előadások

1. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2019): A műgyantakötésű homokmagokból öntés során felszabaduló gázok nyomásának vizsgálata, XII. OATK, Balatonkenese
2. Mádi Laura, Budavári Imre, Varga László (2017): A gázáteresztőképesség hatása a műgyantakötésű magokból képződő gázok nyomására, XI. Országos Anyagtudományi Konferencia, Balatonkenese

Felhasznált irodalom

- [1] L. Winardi, H.E. Littleton, C.E. Bates: Pressures in Sand Cores, AFS Transactions, 2007. vol.115., Paper 07-062(04).pdf, 303-312
- [2] Y. Maeda¹, H. Nomura, Y. Otsuka, H. Tomishige, Y. Mori „Numerical simulation of gas flow through sand core” Int. J. Cast Metals Res., 2002, 15, 441-444
- [3] Laurentiu Nastac, Shian Jia, Mihaela N. Nastac & Robert Wood (2016): Numerical modeling of the gas evolution in furan binder-silica sand mold castings- International Journal of Cast Metals Research VOL. 29. NO. 4, 194-201
- [4] Hassan Khawaja (2018) Semi-implicit method for pressure-linked equations (SIMPLE) ↓ solution in MATLAB- Int. Jnl. of Multiphysics Volume 12, Number 4, 313-325
- [5] Worman, R.A., Nieman, J.R., (1973): A Mathematical System for Exercising Preventive Control over Core Gas Defectes in Gray Iron Castings, TAFS 81, 170–179
- [6] A. Starobin, D. Goetsch, M. Walker, D. Burch (2011): Gas Pressure in Aluminum Block Water Jacket Cores, International Journal of Metalcasting/Summer, 57-64
- [7] A. J. Starobin and C. W. Hirt (2014): FLOW-3D Core Gas Model: Binder Gas Generation and Transport in Sand Cores and Molds- Flow Science Report 04-14
- [8] Andrei Starobin, C.W. Hirt, D. Goetsch (2009): A Model for Binder Gas Generation and Transport In Sand Cores And Molds, Modeling of Casting, Welding, and Solidification Processes XII TMS (The Minerals, Metals & Materials Society),
- [9] P. Scarber, C.E. Bates, „Simulation of Core Gas production During Mold Fill,”, AFS Transaction, vol. 114, paper no. 138 (2006)
- [10] S.Ravi, J. Thiel (2017) Prediction of Core Gas Pressure from Chemically Bonded Sand Molds Using Process Simulation Software, AFS Transactions, Paper 17-097 v125 - Page 1 of 8
- [11] KIMATSUKA Akihiko, KUROKI Yasunori (2007): Mold Filling Simulation for Predicting Gas Porosity, Engineering Review, Vol. 40. No. 2., p. 83-88
- [12] IKO-Erbslöh, Jörg Baier, Martin Köpper: Manual of Casting Defects, Incidence and avoidance of defects attributable to moulding sands, 1994., P: 51-55.
- [13] P.Scraber, C.Bates, J.Griffin: Avoiding gas defects through mould and core package design. Modern Casting, v. 96, issue 12, 2006, pp 38- 40.
- [14] John Campbell: Complete Casting Handbook- 10.5. Rule 5: ‘Avoid core blows’ 635-659
- [15] Bates CE, Monroe RW (1981) Mold binder decomposition and its relation to gas defects in castings. AFS Trans 89:671–686
- [16] H. Gerard Levelink, F.P.M.A. Julien und H.C.J. De Man, Apeldoorn: Gasentwicklung in Formen und Kernen als Ursache von Gußfehlern, Gießerei 67 (1980) Nr. 5-3 März, S.: 109-115.
- [17] Walter Schlesiger, Johannes W interhalter und Wilfried Siefer (1987): Zur Gasabführung aus Kernen, Giesserei, Nr. 4 16. Februar, 76-84

-
- [18] W. BAUER (1984): Einfluß der chemischen Zusammensetzung und des Formstoffes auf Gasblasenfehler In Gußeisen, GIESSEREI-PRAXIS Nr. 12, 198-205
 - [19] Vivek V. Yadav, Shailesh J. Shaha (2016): Quality Analysis of Automotive Casting for Productivity Improvement by Minimizing Rejection, International Journal of Mechanical And Production Engineering, ISSN: 2320-2092, Volume- 4, Issue-6
 - [20] Mariusz Holtzer, Sylwia Żymankowska – Kumon, Angelika Kmita, and Rafał Dańko (2015): Emission of BTEX and PAHs from molding sands with furan cold setting resins containing different contents of free furfuryl alcohol during production of cast iron, China Foundry, Vol. 12. No. 6., 446-450
 - [21] Haifeng Zhang, Hongqing Zhao, Kuo Zheng, Xiangyu Li, Guangli Liu, Yujue Wang (2014): Diminishing hazardous air pollutant emissions from pyrolysis of furan no-bake binders using methanesulfonic acid as the binder catalyst, J Therm Anal Calorim (2014) 116:373–381
 - [22] Josef Schrank, Hansjörg Dichtl (2002): Die Gießereiindustrie hat ihre Luftemissionen im Griff – Emissionsreduktion durch technologischen Fortschritt, Giesserei-Rundschau 49, HEFT ½, 2-7
 - [23] M. Holtzer, A. Kmita, S. Żymankowska-Kumon, A. Bobrowski, R. Dańko (2016): Influence of the Hardener on the Emission of Harmful Substances from Moulding Sands with Furan Resin in the Pyrolysis Process, Archives of Foundry Engineering, ISSN (1897-3310) Volume 16, Issue 1/2016, 107 – 111
 - [24] R. Pattabhi, A.M. Lane, T.S. Piwonka (1975), Cast Iron Penetration on Sand Molds, Part III: Measurement of Mold-Metal Interfacial Gas Composition- AFS Trans. 96-208, 1259- 1264
 - [25] S.R. Giese (2017): Application of DSC-MS to Assess Sand Binder Emissions, AFS Transactions, Paper 17-098 v125, 321-330
 - [26] P.F. Ambidge, P.D.E. Biggins 1984 Environmental Problems Arising From the Use of Chemicals in Molding Materials Developments for Future Foundry Prosperity p. 219.
 - [27] Ł. Jamrozowicz (2013): Influence on the Gas Dosage Method on Pressure Changes and Technological Properties of Core and Used in the Technology Resol-CO₂, Archives of metallurgy and materials, DOI:10.2478/amm-2013-0094, volume 58, 2013, issue 3
 - [28] Pilato L 2010 Phenolic Resins: A Century of Progress, Springer 451-502
 - [29] A. Gardziella, L. A. Pilato, A. Knop (2000): Phenolic Resins, ISBN 978-3-662-04101-7 (eBook), Springer-Verlag Berlin Heidelberg
 - [30] Archibald J J 1993 Benchmarking the Nobake Binder Systems AFS Trans., 93-14, 967-978
 - [31] R. González and R. Colás, A. Velasco, S. Valtierra (2011): Characteristics of Phenolic-Urethane Cold Box Sand Cores For Aluminum Casting, International Journal of Metalcasting/Winter 11, P. 41-48
 - [32] M. Holtzer *, A. Bobrowski, R. Dańko, S. Żymankowska-Kumon, J. Kolczyk (2013): Influence of a Liquid Metal Temperature on a Thermal Decomposition of a

- Phenolic Resin, Archives of Foundry Engineering DOI: 10.2478/afe-2013-0032, ISSN (2299-2944) Volume 13 Issue 2/2013 35–38
- [33] M.D. McKinley, C.A. Lytle, W. Bertsch: Pyrolysis of Core Resins Used in Metalcasting, AFS, 407-412
- [34] Robert S. Dungan and James B. Reeves III (2005): Pyrolysis of Foundry Sand Resins: A Determination of Organic Products by Mass Spectrometry, Journal of Environmental Science and Health, 40:1557–1567, ISSN: 1093-4529 (Print); 1532-4117 (Online) DOI: 10.1081/ESE-200060630
- [35] Haifeng Zhang, Hongqing Zhao, Kuo Zheng, Xiangyu Li, Guangli Liu, Yujue Wan (2013): Diminishing hazardous air pollutant emissions from pyrolysis of furan no-bake binders using methanesulfonic acid as the binder catalyst, J Therm Anal Calorim (2014) 116:373–381 DOI 10.1007/s10973-013-3553-x, P. 373-381
- [36] A. Bobrowski, S. Żymankowska-Kumon, D. Drożyński, B. Grabowska, K. Kaczmarek (2017): TG/DTG/DTA, FTIR and GC/MS Studies of Oil Sand for Artistic and Precision Foundry with the Emission of Gases Assessment, Archives of Foundry Engineering DOI: 10.1515/afe-2017-0125, ISSN (2299-2944) Volume 17 Issue 4/2017 25 – 30
- [37] Maria Teresa Oliva-Teles, Cristina Delerue-Matos, Maria Conceicao M. Alvim-Ferraz (2005) Determination of free furfuryl alcohol in foundry resins by chromatographic techniques, Analytica Chimica Acta 537 (2005) 47–51, Elsevier
- [38] L. Winardi, R.D. Griffin, J.A. Griffin, H. Onda, S. Harada, A. Yoshida (2008): Gas Evolution and Permeability of Shell Cores in Contact with Aluminium, AFS, Paper 08-107(04), 445-446
- [39] L. Winardi, R.D. Griffin, G. Wilkinson (2008): Comparison of Gas Evolution and Permeability of Green Sand Molds and Chemically Bonded Sands, AFS Transactions, paper 08-050(04), 399-412
- [40] L. Winardi, H.E. Littleton, R.D. Griffin, J.A. Griffin (2008): Gas from Green Sand Molds and Vapor Transport Zone, AFS Transactions p.381-399.
- [41] Winardi L, Griffin RD (2008) Effects of coating drying methods on lo, gas evolution and core permeability. AFS Trans 116:381–398
- [42] Enikő Adam, György Fegyverneki, Csaba Csaszar, Jenő Dul (2018) Der Einfluss der Formstoffqualität auf die Gasentwicklung beim Eintauchen in flüssiges Aluminium, Giesserei-Praxis 3, Seite: 21-24
- [43] Gregory James Samuels (2011): Measurement of gas evolution from PUNB bonded sand as a function of temperature, Theses and Dissertation, University of Iowa (Online: <http://ir.uiowa.edu/etd/1260>)
- [44] A. Siewiorek, R. Nowaka, A. Chojeckib, J. Mocek (2011): Gas evolution rate from heated moulding sands bonded with organic binders, Archives of Foundry Engineering, ISSN (1897-3310) Volume 11 Issue 1/2011 87 – 92
- [45] Naro RL, Pelfrey RL (1983) Gas evolution of synthetic core binders: relationship to casting blowhole defects. AFS Trans 91:365–376
- [46] J. Orlenius, U. Gotthardsson, A. Diószegi (2008): Mould and Core Gas Evolution in Grey Iron Castings, International Journal of Cast Metals Research

- [47] S. Ravi, J. Thiel: AFS Transactions 2016, American Foundry Society, Schaumburg, IL USA, Copyright 2016 American Foundry Society: New Method for Measuring Gas Evolution in Chemically Bonded Sands
- [48] Scott WD, Goodman PA, Monroe RW (1978) Gas generation at the mold-metal interface. AFS Trans. 86:599–610
- [49] H. W. Dietert, A.L Graham, R.M. Praski (1976): Gas evolution in foundry materials. Its source and Measurement. AFS Trans., 55, pp 221- 228.
- [50] J. Mocek, A. Chojecki: Evolution of the gas atmosphere during filling the sand mould with iron alloys. Archives of Foundry Eng. 9, 2009, nr 4 pp 135-140.
- [51] G. Samuels and C. Beckermann (2012): Measurement of Gas Evolution from PUNB Bonded Sand as a Function of Temperature, International Journal of Metalcasting/Spring, P. 23- 40
- [52] Svidró József Tamás (2011): Transzport folyamatok a fém/formázóanyag határfelületen, PhD-disszertáció, ME Öntészeti Intézet, Miskolc
- [53] H. Gerard Levelink, F.P.M.A. Julien (1973): Penetrations- und Lunkererscheinungen infolge Wechselwirkung zwischen erstarrendem Gußstück und Form, Giesserer 60 Nr. 16, 485-498
- [54] R. Pattabhi, A.M. Lane, T.S. Piwonka (1975), Cast Iron Penetration on Sand Molds, Part III: Measurement of Mold-Metal Interfacial Gas Composition- AFS Trans. 96-208, 1259- 1264
- [55] S.Ravi, J. Thiel (2017) Prediction of Core Gas Pressure from Chemically Bonded Sand Molds Using Process Simulation Software, AFS Transactions, Paper 17-097 v125 - Page 1 of 8
- [56] Jónás Pál, Détári Anikó, Svidró József (2007): Az öntvények felületi minőségét befolyásoló tényezők vizsgálata, BKL 140 évfolyam, 2. szám, 17-26
- [57] Détári Anikó (2009): Forma – fém kölcsönhatásainak vizsgálata, különös tekintettel a formázóanyagok újrahasznosíthatóságára, PhD-disszertáció, ME Öntészeti Intézet, Miskolc
- [58] D.M. Stefanescu, S.R. Giese, T.S. Piwonka, A.M. Lane (1996): Cast Iron Penetration in Sand Mold, Part I: Physics of Penetration Defects and Penetration Model- AFS 96-206, 1233-1248
- [59] S.R. Giese, D.M. Stefanescu, J. Barlow, T.S. Piwonka (1996): Cast Iron Penetration in Sand Mold, Part II: Experimental Evaluation of Some Main Parameters Responsible for Penetration- AFS 96-207, 1249-1257
- [60] Abraham Marmur, Ruben D. Cohen (1997): Characterization of Porous Media by the Kinetics of Liquid Penetration: The Vertical Capillaries Model- Journal of Colloid and Interface Science 189, 299–304 Article NO. CS974816
- [61] George Kaptay, Taishi Matsushita, Kusuhiro Mukai, Tatsuy Ohuchi (2004): On Different Modifications of the Capillary Model of Penetration of Inert Liquid Metals into Porous Refractories and their Connection to the Pore Size Distribution of the Refractories Metallurgical and Materials Transactions 35 B, 471-486
- [62] Abraham Marmur (2003): Kinetics of Penetration into Uniform Porous Media: Testing the Equivalent-Capillary Concept- Langmuir, Vol. 19, No. 14, 5956-5959

- [63] T. Bárczy, G. Kaptay (2005): Modeling the Infiltration of Liquid Metals Into Porous Ceramics- Materials Science Forum Vols. 473-474 pp. 297-302
- [64] J. Narciso, A. Alonso, A. Pamies, C. Garcia-Cordovilla, And E. Louis (1995): Factors Affecting Pressure Infiltration of Packed SiC Particulates by Liquid Aluminum- Metallurgical and Materials Transactions a Volume 26A, 983-990
- [65] Kewen Li (2004): Theoretical Development of the Brooks-Corey Capillary Pressure Model from Fractal Modeling of Porous Media-Society of Petroleum Engineers Inc. (SPE 89429) 1-6
- [66] Doru Michael Stefanescu (2017): Surface Quality, Penetration Defects and Casting Skin, Course Metallurgy, solidification and modeling of cast iron castings 5th edition, Presentation, Jönköping, Sweden
- [67] A.Chojecki, J. Mocek: Gas pressure in sand mould poured with cast iron, Archives of Foundry Engineering Volume 11, Issue, 1/2011, 9-14
- [68] Yamamoto Y et al (1980) Gas pressure in shell mold cores made of olivine sand during casting. AFS Int Cast Met J 5(2):60–65
- [69] T. Szmigielski: Measurement of gas pressure in sand mould. Archives of Mechanical Technology 24, 2004, nr 3, pp 163-171.
- [70] Tóth L., Gázfejlődés az öntődei formázó és maghomok keverékekben. A bentonitos formázókeverékek aktív bentonit és víztartalmának összefüggése a plaszticitással és a repedési szilárdsággal, PhD tézis füzet, 1997.
- [71] Tóth L., Nándori Gy. (1986): A vegyi kötésű formázóanyagokból az öntés során képződő gázok nyomásváltozásainak elemzése, BKL- Öntőde 37. évfolyam 6. szám, 130- 134
- [72] Toth L., Nandori Gy. (1988): Verringerung gasbedingter Fehler in Gußstücken, Sov. Cast Technol. P. 4-7 (engl.) Litejnoe proizvodstvo 1988, P- 6-7 (russ.)
- [73] J. Svidró, A. Diószegi, L. Tóth, J.T. Svidró (2017): The Influence of Thermal Expansion of Unbonded Foundry Sands on The Deformation of Resin Bonded Cores, Arch. Metall. Mater. 62 (2017), 2, 795-798, Doi: 10.1515/Amm-2017-0118
- [74] Tóth Judit (2016): Formázóanyagok hőfizikai tulajdonságainak vizsgálata, PhD-értekezés, ME-Öntészeti Intézet, Miskolc
- [75] Szalay Zsolt (2001): Alumínium-szilícium ötvények porozitás-kimutathatóságának pontosságnövelése roncsolásmentes vizsgálati módszerek alkalmazása esetén, PhD-értekezés, BME- Mechanikai Technológia és Anyagszerkeztani tanszék, Budapest
- [76] Mende-Tokár Monika: Öntészeti Technológiák II., oktatási anyag, ME- Öntészeti Intézet, Miskolc
- [77] Jónás Pál (2009): Könnyűfém öntészeti ismeretek, Nemzeti Tankönyvkiadó
- [78] BehzadMirzaei: Oxid Hydrogen Interaction and Porosity Development in Al-Si Foundry Alloys, Norwegian University of Science and Technology, Light Metals Production, September
- [79] A. Bjurenstedt (2015): Imperfections in Recycled Aluminium-Silicon Cast Alloys. Licentiate Thesis, Dissertation Series No. 8., School of Engineering, Jönköping University

- [80] M. Divandari, J. Campbell (2005): Morphology of oxide films of Al–5Mg alloy in dynamic conditions in casting, *International Journal of Cast Metals Research* 2005 Vol. 18 No. 3 P. 187-192,
- [81] John Campbell (2007): Leakage Defects Via Bubble Trails In Grey Iron Castings, *International Journal of Metalcasting/Fall* 07-20
- [82] Frawley, i.J., Moore, W. F. Kiesler, A.L, 1974, TAFS 82, 561-570.
- [83] Loper, C.R., Saig, A.G., 1976, TAFS 84, 765-768.
- [84] Ping Shen, Hidetoshi Fujii, Taihei Matsumoto, and Kiyoshi Nogi (2004): Reactive Wetting of SiO₂ Substrates By Molten Al, *Metallurgical And Materials Transactions A* Volume 35a— Pp. 583-588
- [85] T. Magnusson and L. Arnberg (2001): Density and Solidification Shrinkage of Hypoeutectic Aluminum-Silicon Alloys, *Metallurgical And Materials Transactions A*, Volume 32a— pp. 2605-2613
- [86] Xiao–Shuang Cong, Ping Shen, Yi Wang, Zhi–Hao Bai, Qi–Chuan Jiang (2013): Role of Si in the Wetting of Al–SiC By Al, *The 8th Pacific Rim International Congress on Advanced Materials and Processing*, TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), pp. 1493-1499
- [87] A. C. Ferro and B. Derb (1994): Wetting Behaviour In The Al–Si/SiC System: Interface Reactions and Solubility Effects, *Acta Metall, Mater.* Vol. 43, No. 8, pp. 3061-3073
- [88] V. Laurent, D. Chatain, N. Eustathopoulos (1987): Wettability Of SiC by Aluminium and Al–Si Alloys, *Journal of Materials Science* 22, pp. 244-250
- [89] J. Goicoechea, C. Garcia-Cordovilla, E. Louis, A. Pamies (1992): Surface tension of binary and ternary aluminium alloys of the systems Al–Si–Mg and Al–Zn–Mg, *JOURNAL OF MATERIALS SCIENCE* 27, pp. 5247-5252
- [90] J.P. Anson, R.A.L. Drew, and J.E. Gruzleski (1999): The Surface Tension of Molten Aluminum and Al–Si–Mg Alloy under Vacuum and Hydrogen Atmospheres, *Metallurgical and Materials Transactions B* Volume 30B, pp. 1027-1032
- [91] Gyarmati Gábor (2020): Kettős oxidhártyák hatása az öntészeti alumínium ötvözetek szerkezetére, I. Kutatószemináriumi dolgozat, Miskolci Egyetem
- [92] J. Campbell: Origin of Porosity in Cast Metals. PhD Thesis, University of Birmingham, Department of Industrial Metallurgy, 1967. pp. 35-51
- [93] J.P. Anson, J.E. Gruzlski, R.A.L. Drew, M. Stucky, M. Richard: The measurement of the nucleation and growth of microporosity during the solidification of an aluminium-7% silicon casting alloy, *Fonderie-Fondeur D’Aujourd’hui* No. 191, 2000. pp. 8-21
- [94] John E. Gruzleski, Bernard M. Closset: Treatment of Liquid Aluminum-Silicon alloys, *The American Foundrymen’s Society, Inc.* pp. 143-168
- [95] Mile B. Djurdjevic, *Introduction to Hydrogen in Liquid Aluminum*
- [96] A. Sieverts: The Absorption of Gases by Metals. *Zeitschrift für Metallkunde*, Vol. 21., 1929. pp. 37–46.

- [97] J. Campbell: Complete Casting Handbook 2nd Edition – Metal Casting Processes, Metallurgy, Techniques and Design. Boston: Butterworth-Heinemann, 2015. pp. 3–90., 341–415., 779–783. DOI: 10.1016/B978-0444-63509-9.00007-8.
- [98] Dispinar, D. (2019) ‘Melt Quality Assessment’, in Encyclopedia of Aluminum and Its Alloys. Taylor & Francis, pp. 1430–1445. doi: 10.1201/9781351045636-120052503.
- [99] X.-G. Chen, S. Engler (1994): Formation of Gas Porosity an Aluminium Alloys, AFS Trans. Vol. 102, pp. 673-682
- [100] R.Monroe (2005): Porosity in Castings, AFS, Paper 05-245(04). pdf
- [101] Gyarmati Gábor (2018): Az olvadékminőség pórusképződésre gyakorolt hatásának vizsgálata AlSi7MgCu ötvözet esetén, TDK dolgozat, Miskolci Egyetem
- [102] J. A. Taylor: Metal-Related Castability Effects in Aluminium Foundry Alloys. International Journal of Cast Metals Research, Vol. 8. No. 4., 1996. pp. 225–252.
- [103] J. Campbell: Origin of Porosity in Cast Metals. PhD Thesis, University of Birmingham, Department of Industrial Metallurgy, 1967. pp. 35-51.
- [104] E. Fiorese et al.: New Classification of Defects and Imperfections for Aluminum Alloy Castings. International Journal of Metalcasting, Vol. 9. Issue. 1., 2015. pp. 55-66.
- [105] G. K. Sigworth: Fundamentals of Solidification in Aluminum Castings, International Journal of Metalcasting, Vol. 8. Issue 1., 2014. pp. 7-20.
- [106] G. Chai, L. Bäckerud, T. Rolland, L. Arnberg: Dendrite Coherency during Equiaxed Solidification in Binary Aluminum Alloys. Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 26. 1995. pp. 965-970.
- [107] N. L. M. Veldman, A. K. Dahle, D. H. StJohn, L. Arnberg: Dendrite Coherency of Al-Si-Cu Alloys. Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 32. 2001. pp. 147-155
- [108] D. M. Stefanescu: Computer Simulation of Shrinkage Related Defects in Metal Castings – a Review. International Journal of Cast Metals Research, Vol. 18. No. 3., 2005. pp. 129-143. DOI: 10.1179/136404605225023018
- [109] Y. Liu, W. Jie, Z. Gao, Y. Zheng: Investigation on the Formation of Microporosity in Aluminum Alloys. Journal of Alloys and Compounds, Vol. 629., 2015. pp. 221–229. DOI: 10.1016/j.jallcom.2015.01.009
- [110] A.B. Phillion, M. Založnik, I. Spindler, N. Pinter, C.-A. Aledo, G. Salloum-Abou-Jaoude, H.N. Thi, G. Reinhart, G.Boussinot, M. Apel, H. Combeau (2018): Evolution of a mushy zone in a static temperature gradient using a volume average approach, Preprint submitted to Acta Materialia, 1-24
- [111] Ch. Pequet, M. Gremaunf, M. Rappaz (2001): Modeling of Microporosity, Macroporosity, and Pipe-Shrinkage Formation during the Solidification of Alloys Using a Mushy-Zone Refinement Method: Applications to Aluminum Alloys Metallurgical and Materials Transactions A, Volume 33a, July 2002—2095
- [112] A.K. Dahle, H. StJohn (1999): Rheological Behaviour of The Mushy Zone and its Effect on the Formation of Casting Defects During Solidification, Acta mater. Vol. 47, No. 1, pp. 31±41
- [113] J. Yang, R. Chen, h. Ding, J. Guo, J. Han, F. Hengzhi (2013): Mechanism and evolution of heat transfer in mushy zone during cold crucible directionally solidifying TiAl alloys, International Journal of Heat and Mass Transfer 63, 216-223

- [114] H. Darcy: Les Fontaines Publiques de la Ville de Dijon: Exposition et Application. Paris: Victor Dalmont; 1856.
- [115] P. C. Carman: Fluid Flow Through Granular Beds. Transactions of the Institution of Chemical Engineers, Vol. 15., 1937. pp. 150-166.
- [116] D. M. Stefanescu: Microshrinkage. In: Science and Engineering of Casting Solidification, edited by D. M. Stefanescu, Springer International Publishing Switzerland, 2015. pp. 263-281. DOI: 10.1007/978-3-319-15693-4 12
- [117] T. Magnusson, L. Arnberg: Density and Solidification Shrinkage of Hypoeutectic Aluminum-Silicon Alloys. Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 32. No. 10., 2001. pp. 2605–2613. DOI: 10.1007/s11661-001-0050-9
- [118] D. R. Poirier: Density, Viscosity, and Diffusion Coefficients in Hypoeutectic Al-Si Liquid Alloys: An Assessment of Available Data. Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 45. 4., 2014. pp. 1345– 1354. DOI: 10.1007/s11663-014-0037-8
- [119] R. C. Atwood, S. Sridhar, W. Zhang, P. D. Lee: Diffusion-Controlled Growth of Hydrogen Pores in Aluminium-Silicon Castings: In Situ Observation and Modelling. Acta Materialia, Vol. 48. No. 2., 2000. pp. 405–417. DOI: 10.1016/S1359-6454(99)00363-8
- [120] Kaptay György (2009): Határfelületi jelenségek a fémesanyaggyártásban. 1. rész A határfelületi erők osztályozása, BKL, 142. évfolyam, 3. szám 39-46. oldal
- [121] P.R. Carey: Sand Binder Systems, Technical Paper, part I.: Practical Aspects of Resin Binder Processes, online letöltés (2021.05.26.): https://www.ask-chemicals.com/fileadmin/user_upload/Download_page/professional_articles/EN/FMT_Article_part1.pdf
- [122] Kovács György: A szivárgás hidraulikája, Akadémiai Kiadó, Bp. 1972. 47-59. o.
- [123] R. E. Collins (1961): Flow of fluids through porous materials, Reinhold Publishing Co., New York
- [124] Worman, R.A., Nieman, J.R., 1973. TAFS 81, 170–179
- [125] Naro, R.L., Pelfrey, R.L., (1983): Gas Evolution of Synthetic Core Binders: Relationship to Casting Blowhole Defect, TAFS 91, 365–376.
- [126] George Kaptay, Taishi Matsushita, Kusuhiro Mukai, Tatsuy Ohuchi (2004): On Different Modifications of the Capillary Model of Penetration of Inert Liquid Metals into Porous Refractories and their Connection to the Pore Size Distribution of the Refractories Metallurgical and Materials Transactions 35 B, 471-486
- [127] Kaptay György (1997): Kerámiával erősített fémmátrixú kompozitok gyártásának határfelületi vonatkoztatásai, II. határfelületi kritériumok meghatározása preformába öntött MMC-k gyártásának biztosítására, 130. évfolyam 8-9. szám, 311-314
- [128] George Kaptay (2003): Interfacial Criteria to Produce Metal Matrix Composites and Ceramic Particle Stabilized Metallic Foams- Materials Science Forum Vols. 414-415 (2003) pp. 419-424
- [129] Kaptay György (2012): Határfelületi jelenségek a fémesanyaggyártásban. 6. rész A határfelületi kapilláris erő- 145. évfolyam, 5. szám, 42-46

- [130] T. Bárczy, G. Kaptay (2005): Modeling the Infiltration of Liquid Metals Into Porous Ceramics- Materials Science Forum Vols. 473-474 pp. 297-302
- [131] D.M. Stefanescu, P. Delannoy, T.S. Piwonka, S. Kacar (1991): An Investigation on the Role of Sand-Metal Contact Angle in the Formation of Casting- AFS Transactions 92.112, pp. 761-779
- [132] George Kaptay (2012): Interfacial Forces in Dispersion Science and Technology Journal of Dispersion Science and Technology, 33:130–140, 2012 Copyright Taylor & Francis Group, LLC ISSN: 0193-2691 print=1532-2351 online DOI: 10.1080/01932691.2010.548232
- [133] George Kaptay (2012): Interfacial Forces in Dispersion Science and Technology- Journal of Dispersion Science and Technology, 33:130–140, 2012 Copyright # Taylor & Francis Group, LLC ISSN: 0193-2691 print=1532-2351 online DOI: 10.1080/01932691.2010.548232
- [134] George Kaptay (2018): The chemical (not mechanical) paradigm of thermodynamics of colloid and interface science, Advances in Colloid and Interface Science, Volume 256, Pages 163-192
- [135] George Kaptay (2005): Classification and general derivation of interfacial forces, acting on phases, situated in the bulk, or at the interface of other phases, Proceedings of the IV. International Conference/High Temperature Capillarity Journal of Materials Science 40 (2005) 2125– 2131
- [136] Bertalan Zs., Csirmaz A., Szabó L., Uhlár Z., Szabó L. (2005): Műszaki ismeretek, Műszaki Könyvkiadó Kft., ISBN: 9789631616408
- [137] <https://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=d524d6bf305c4ce99414cabd1c7ed070&ckck=1>
- [138] M. B. Djurdjevic, Z. Odanovic, J. Pavlivic-Krstic (2010): Melt Quality Control az aluminum Casting Plants, MJoM Vol 16 (1) 2010 p.63-76)
- [139] Sándor Balázs (2018): Globulitos szemcsék alakotényezőjének vizsgálata különböző módszerekkel előállított félszilárd AlSi fémolvadékoknál, IV. Kutatószeminárium dí dolgozat, Miskolci Egyetem
- [140] Kardos Ibolya (2009): Digitális képfeldolgozás és színes metallográfia alkalmazása gömbgrafitos öntöttvasak szövetszerkezetének jellemzésére, PhD-disszertáció, ME Anyagtudományi Intézet, Miskolc

Köszönetnyilvánítás

Köszönettel tartozom tudományos témavezetőmnek, Dr. Varga Lászlónak, aki szakmai vezetésével és hasznos szakmai tanácsaival támogatta a doktori értekezésem elkészülését, Prof. Dr. Kaptay Györgynek a gázhólyag képződésének és a metallosztatikus nyomás csökkenésének elméleti kidolgozásában nyújtott segítségéért és Dr. Molnár Dánielnek az öntészeti szimulációs programban való segítségéért.

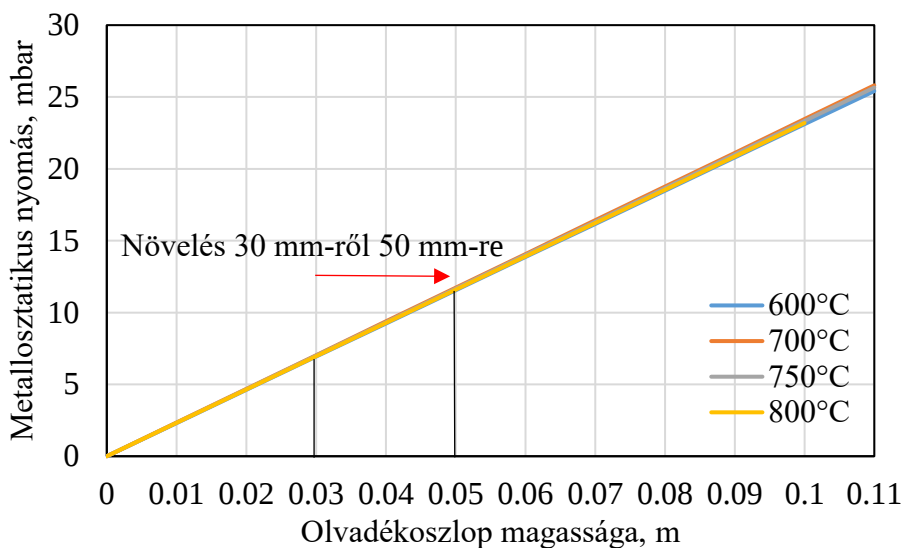
Köszönetemet fejezem ki az Öntészeti Intézet munkatársainak, különös tekintettel Kovács Tamásnak, aki segített a nehéz fizikai munkák elvégzésében. Továbbá köszönet illeti, Gyarmati Gábort, Budavári Imrét, Sándor Balázst és Kéri Zoltánt, akikhez szakmai tanácsért mindig fordulhattam.

Ezúton szeretnék köszönetet mondani a Fémtani, Képlékenyalakítási és Nanotechnológiai Intézet munkatársainak, akik lehetővé tették számomra a kísérleti öntvények CT-, SEM-os vizsgálatát.

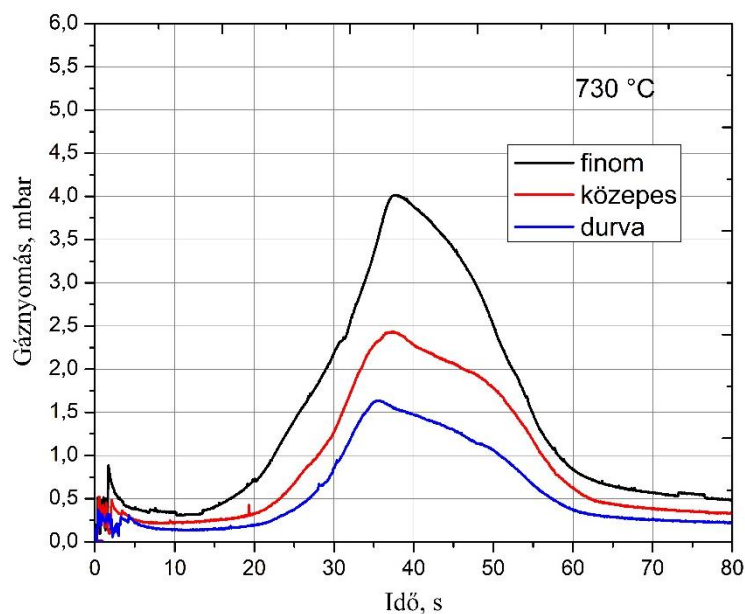
Köszönet illeti a NEMAK Győr Kft-t, hogy lehetőséget biztosított a COGAS-mérések elvégzéséhez.

Végül, de nem utolsó sorban családomnak tartozom köszönettel, akik megértésükkel támogatták a disszertációm elkészülését.

Mellékletek



M.1. ábra AlSi7 ötvözet esetén az olvadékoszlop magasságával változó metallosztatikus nyomás eltérő olvadék hőmérsékletek esetén



M.2. ábra Eltérő szemcseméretű homokból készült homokmagban mért gáznyomás változás az idő függvényében

M. 1. táblázat COROFEN PREMIUM önkötő fenol gyanta tulajdonságai

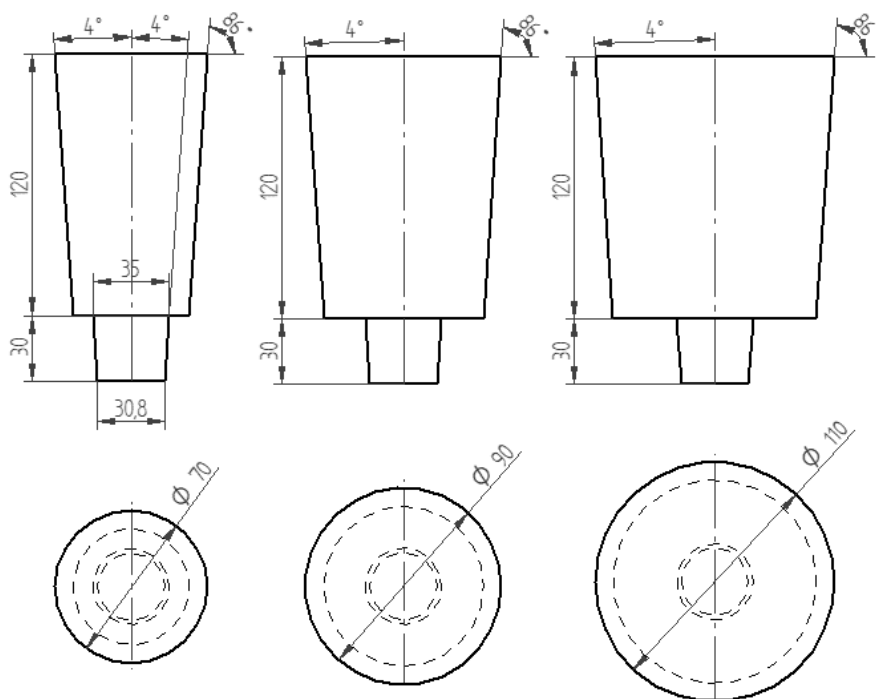
Tulajdonságok	Előírt értékek
Kinézet	sötétpiros
pH érték (20°C)	9
Sűrűsége (20°C)	1,18 g/cm ³
Viszkozitás (20°C)	100 mPas
Fenol	C>5% (2,5-4,9%)
Formaldehid	C>25%

M.2. táblázat Härter SH70 nyári katalizátor tulajdonságai

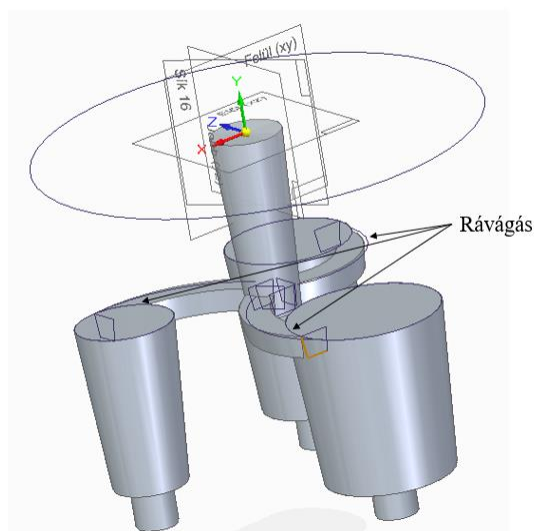
Tulajdonságok	Előírt értékek
Kínézet	sötétbarna
pH érték (20°C)	erősen savas
Sűrűsége (20°C)	1,29 g/cm ³
Viszkozitás (20°C)	40 mPas
Benzolszulfonsav	25-50%
4-Toluolszulfonsav	10-24%

M.3. táblázat A homokmagok nedvességtartalma

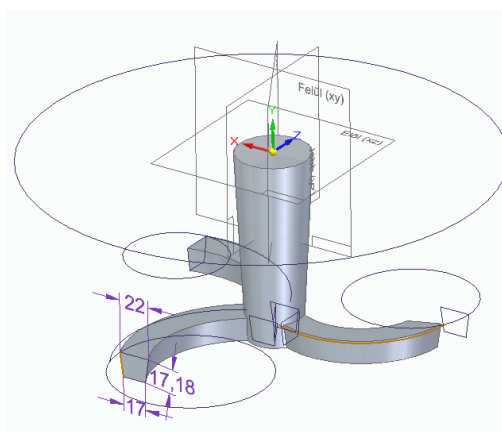
Minta	Nedvességtartalom, %
1	0,39
2	0,43
3	0,38
4	0,41
5	0,40
Átlag	0,40



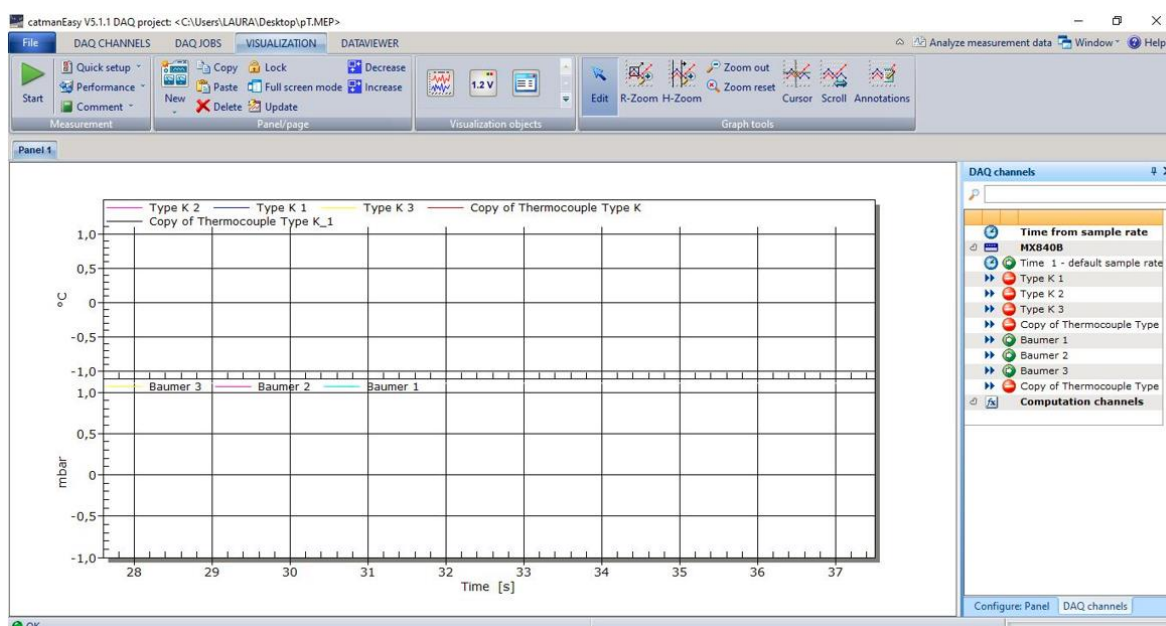
M.3. ábra A formaüreg kialakításához használt faminták műhelyrajza



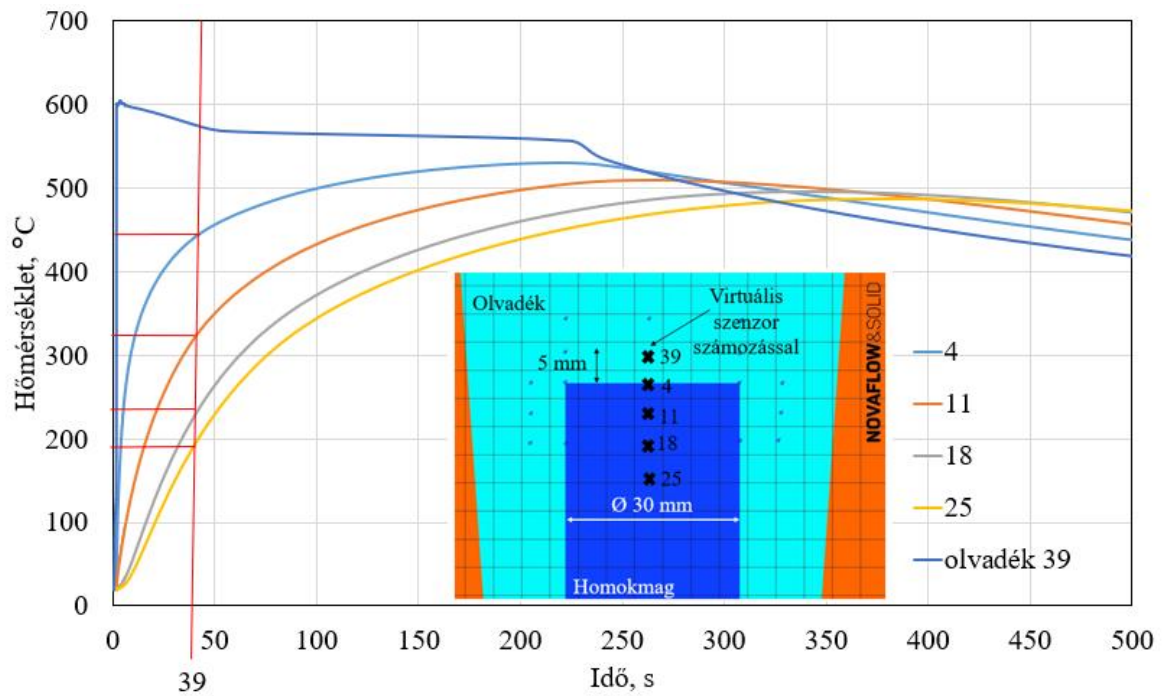
M.4. ábra A „nyers” öntvény és a homokmag CAD-geometriája



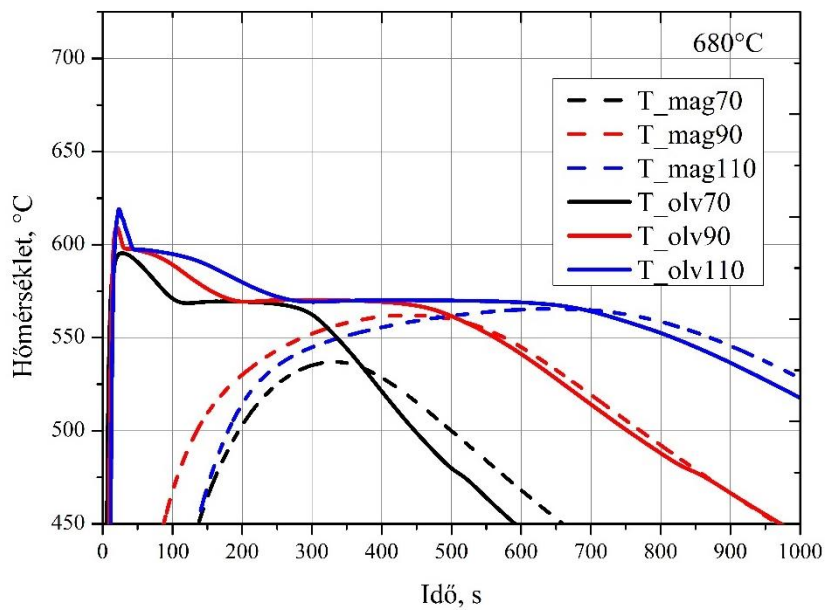
M.5. ábra Az elosztócsatornában található rávágás mérete



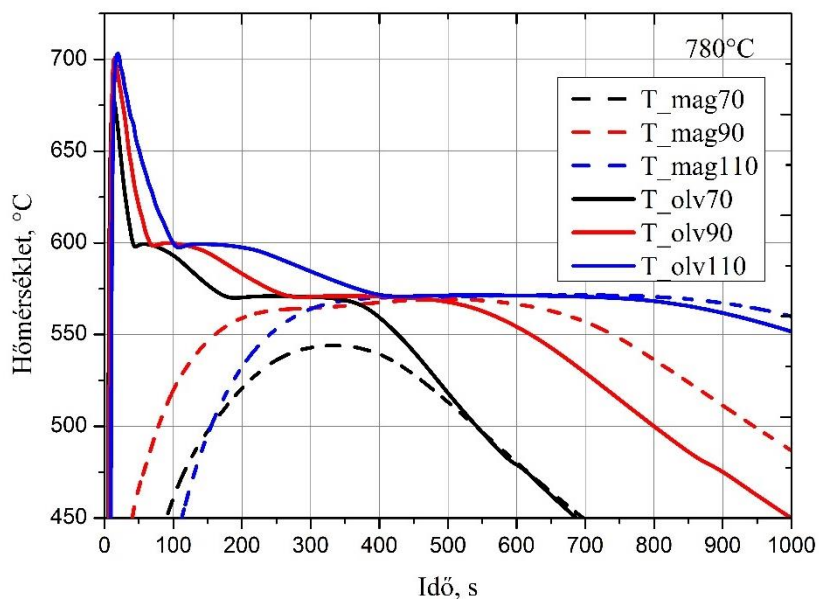
M.6. ábra Az adatgyűjtéshez használ catmanEasy V5.1.1 DAQ szoftver



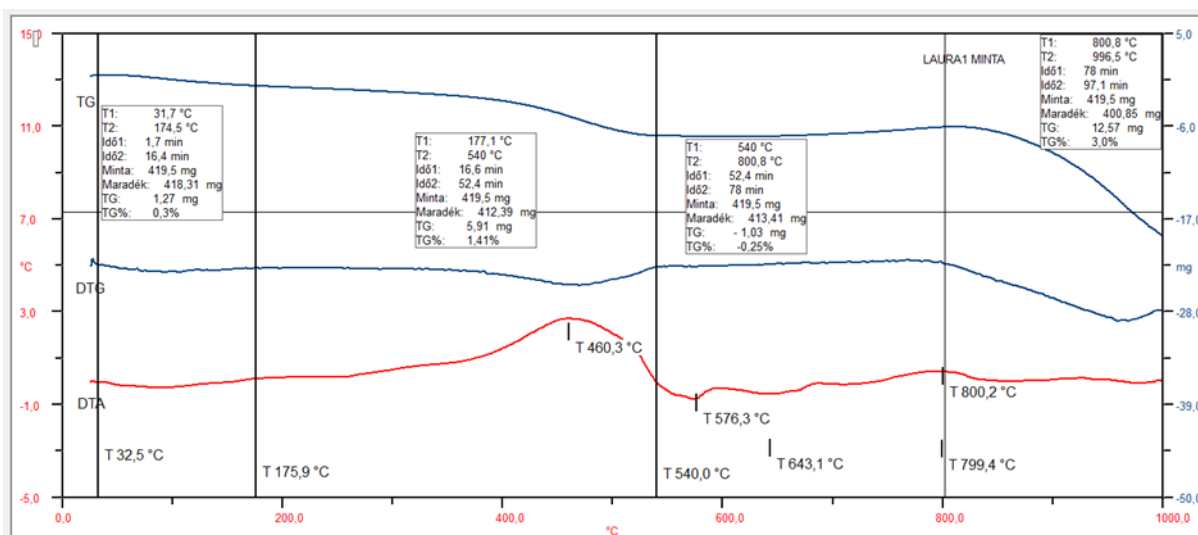
M.7. ábra A homokmag felhevülése 680°C-on öntött, 70 mm öntvény átmérő esetén



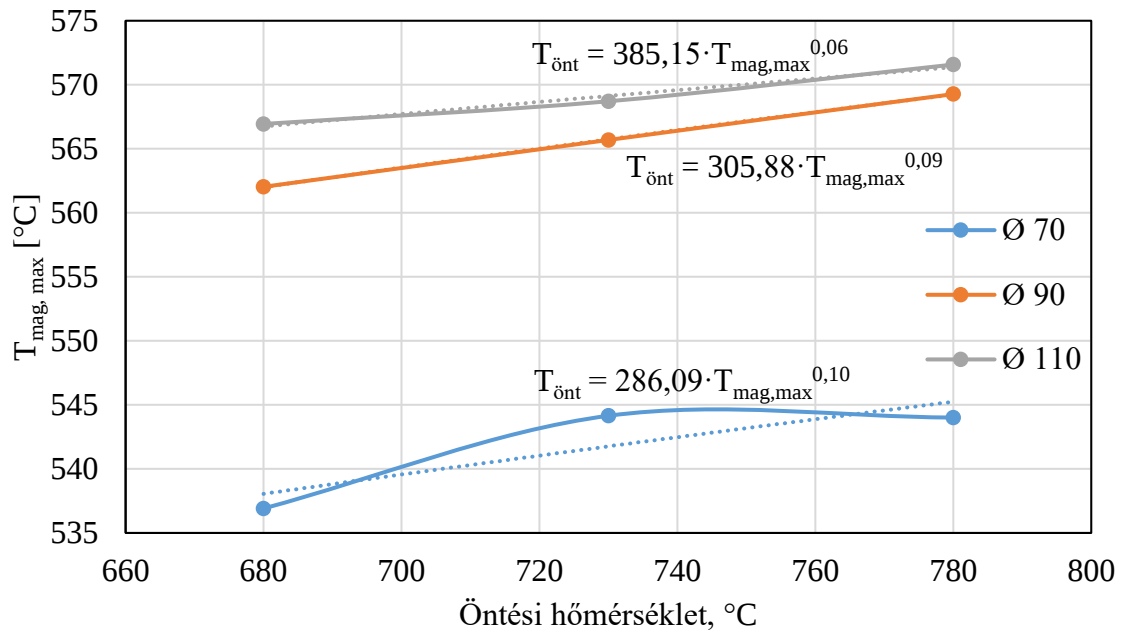
M.8 ábra A 680°C-os öntési hőmérsékleten mért olvadék és mag hőmérsékletének változása az idő függvényében



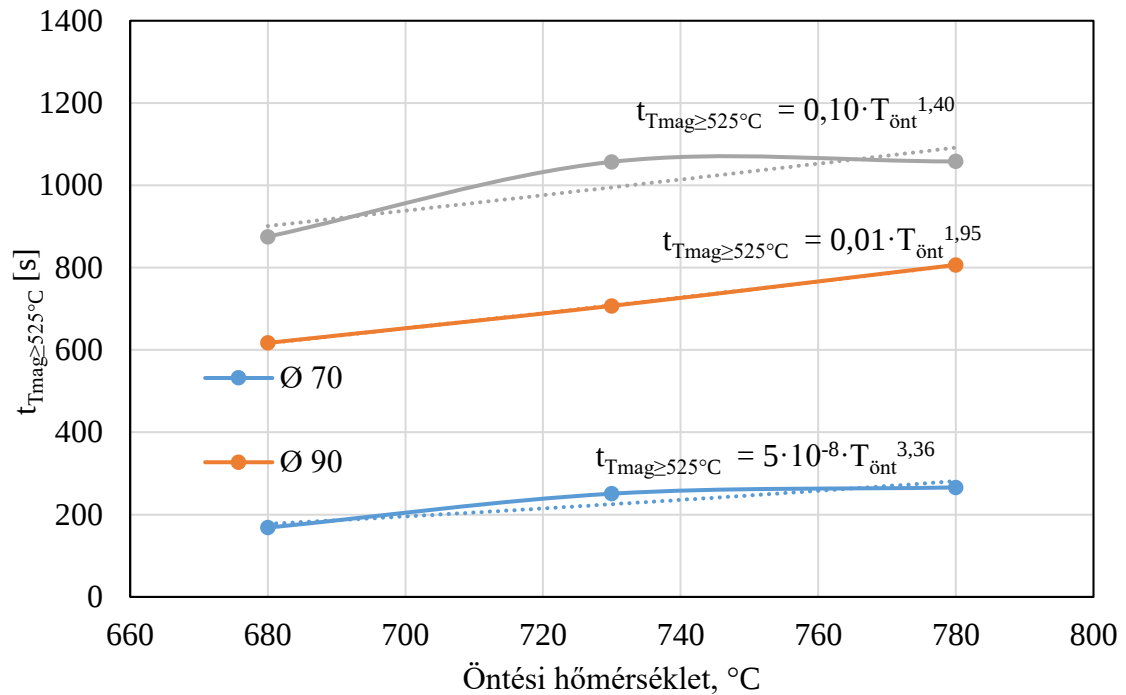
M.9. ábra A 780°C-os öntési hőmérsékleten mért olvadék és mag hőmérsékletének változása az idő függvényében



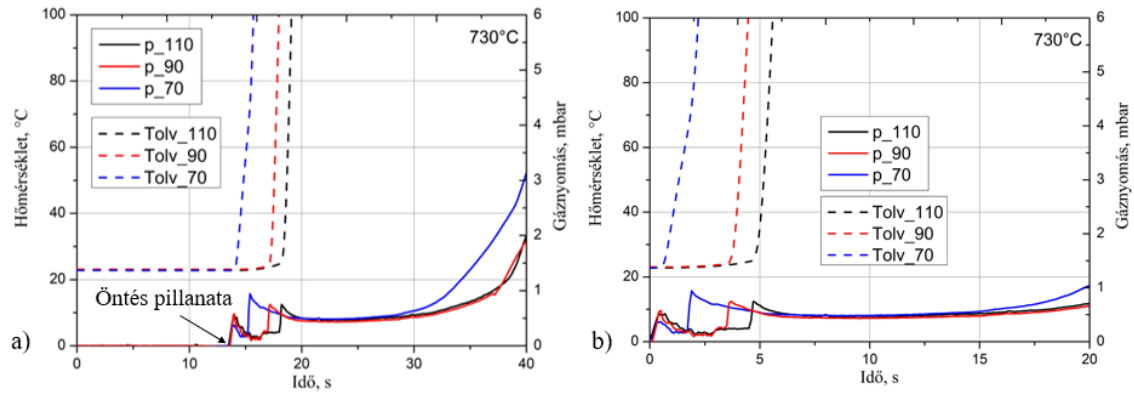
M.10. ábra Az önkötő műgyantás homokmag derivatogramja



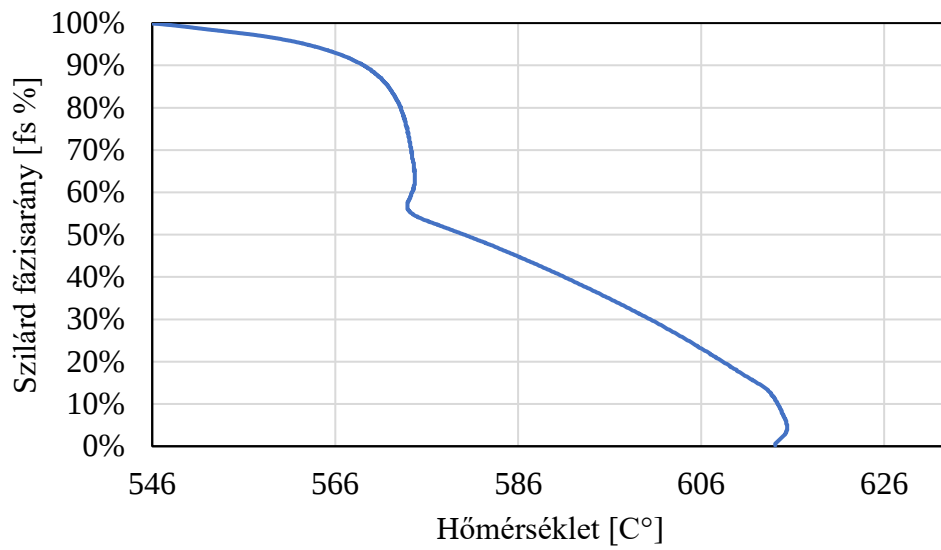
M.11. ábra A homokmag maximális hőmérséklete az öntési hőmérséklet függvényében eltérő öntvényátmérők esetén



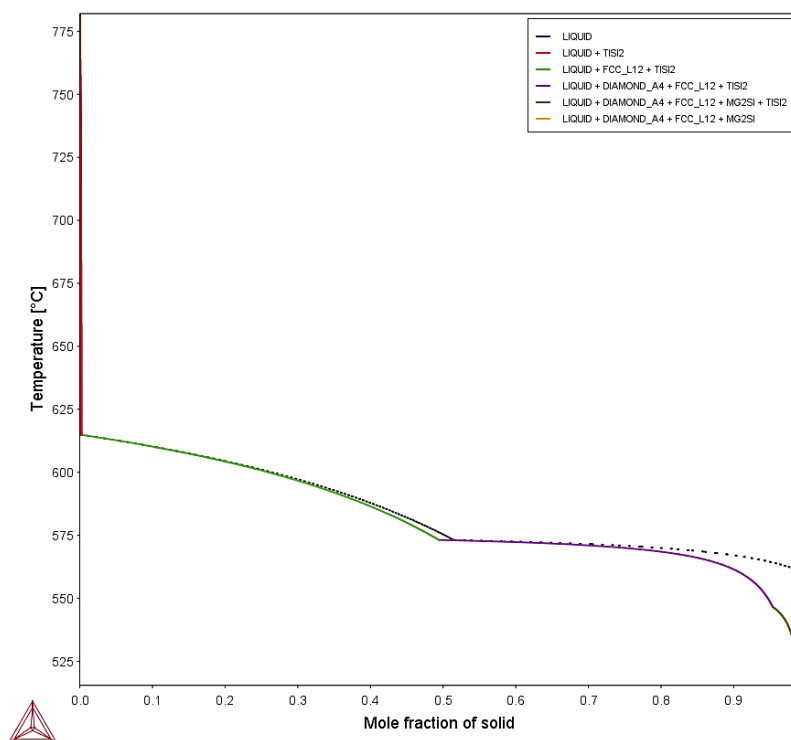
M.12. ábra Adott öntvényátmérő esetén az öntési hőmérséklet változtatásának a hatása a homokmag minimum, 525°C -os hőmérsékleten való tartózkodási idejére



M.13. ábra Az adatgyűjtés öntés előtt indult, ezért az összehasonlítás érdekében a nyomáscsúcs növekedésének kezdő időpontját tekintetem kiindulópontnak a) mért adatsor b) nulla időpontba korrigálás után



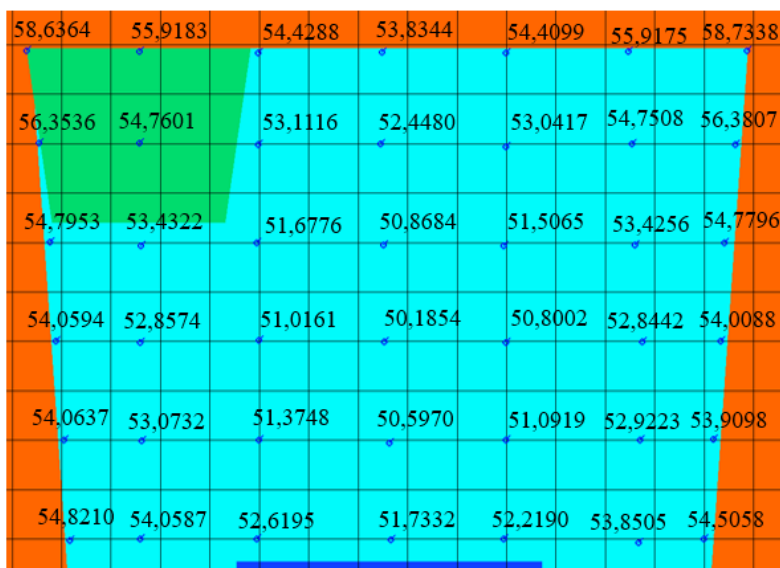
M.14. ábra A szilárd fázisarány meghatározása Newtoni módszerrel AlSi7Mg0,3 ötvözet esetén [132]



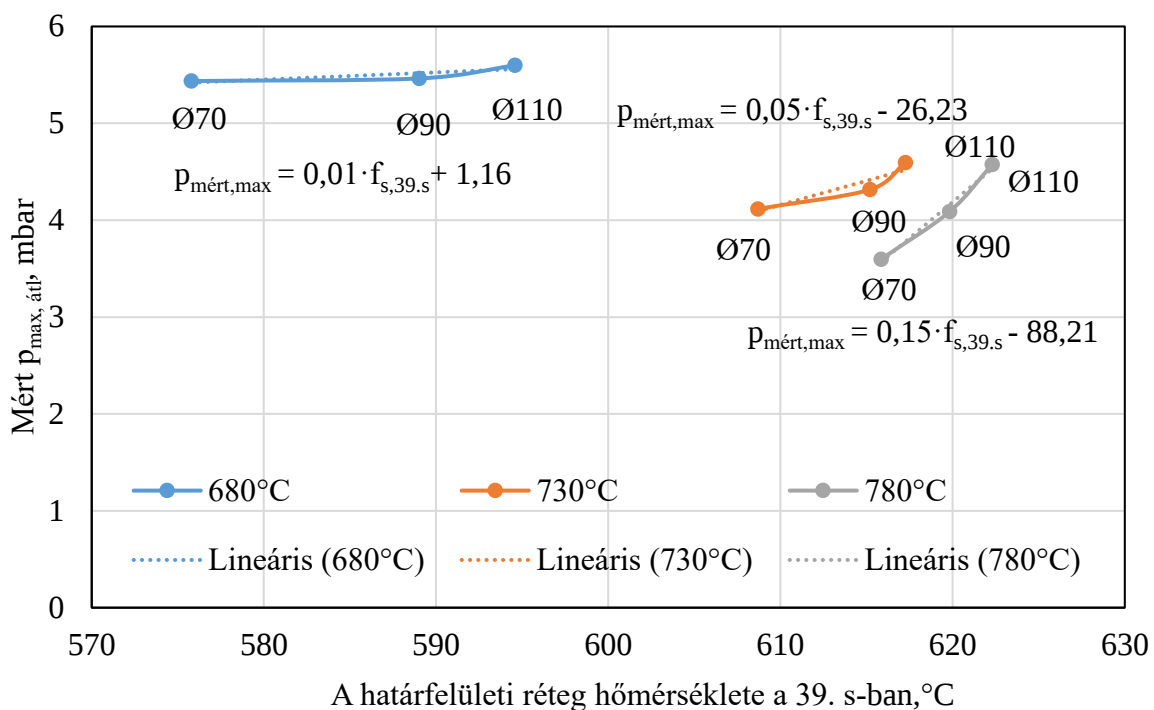
M.15. ábra Thermo-Calc programmal számított Scheil-féle lehűlés során kapott fázisarány diagram Al-7%Si-0,35%Mg-0,4%Cu ötvözet esetén

M.4. táblázat Az eltérő módon meghatározott szilárd fázisarány értékek

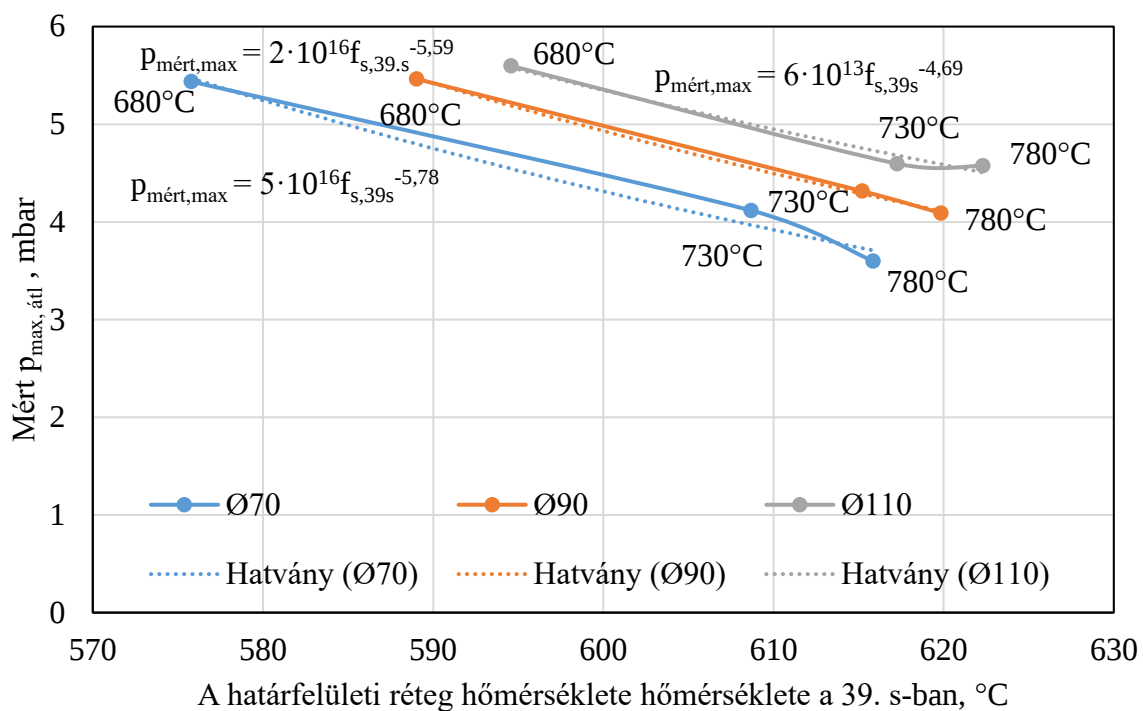
Öntési hőmérséklet, °C	Öntvényátmérő, mm	Bevitt hőmennyiség, kJ	$T_{olv_39.s}$, °C	Szimulált $f_{s_39.s}$, %	Newtoni f_s , %	ThermoCalc f_s , %
680	70	440	576	52,03	53,27	47,17
	90	823	589	44,01	42,02	37,09
	110	1312	595	39,70	35,95	30,98
730	70	478	609	24,56	19,04	10,73
	90	894	615	14,33	7,38	0,21
	110	1427	617	10,46	0,00	0,21
780	70	517	616	13,14	0,00	0,21
	90	966	620	5,04	0,00	0,21
	110	1541	622	0,00	0,00	0,21



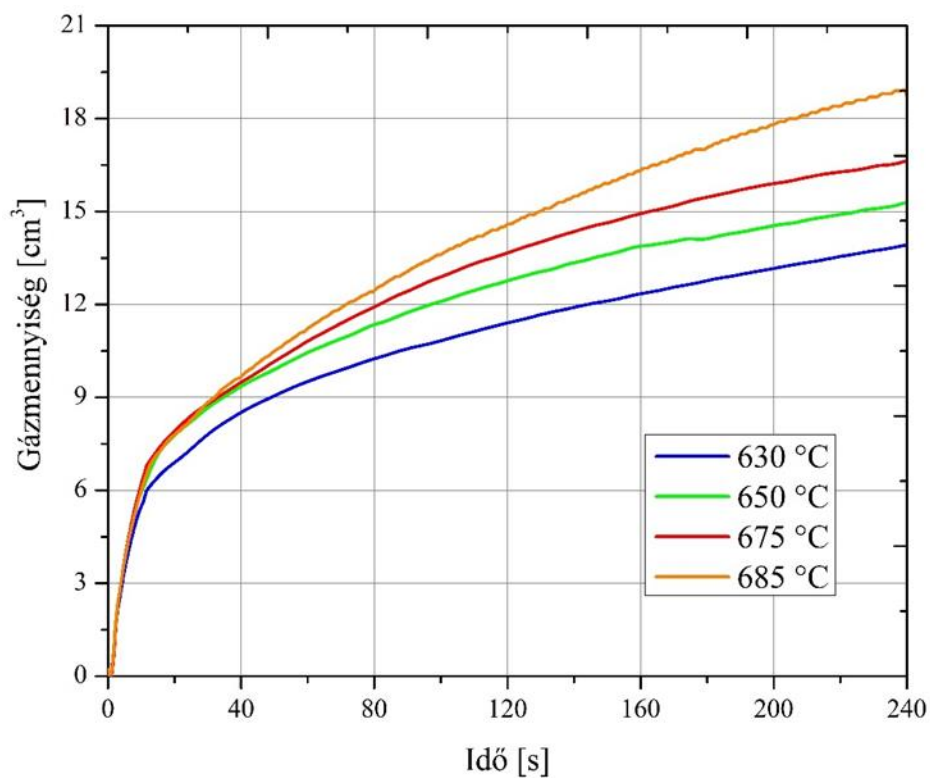
M.16. ábra A szilárd fázisarány öntés utáni 39.s-ban, 680°C-on öntött, 70 mm átmérőjű öntvény esetén



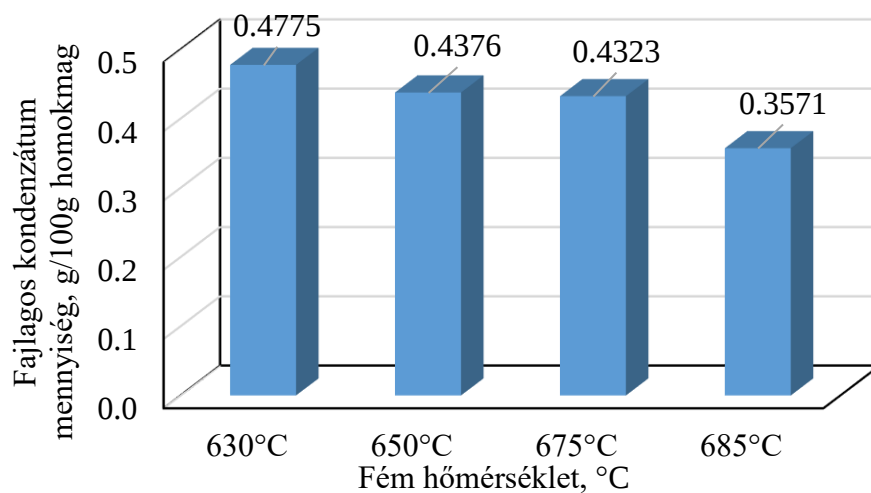
M.17. ábra A határfelületi réteg hőmérséklet változásának a hatása a mért $p_{\max}$ -ra eltérő öntvényátmérők esetén



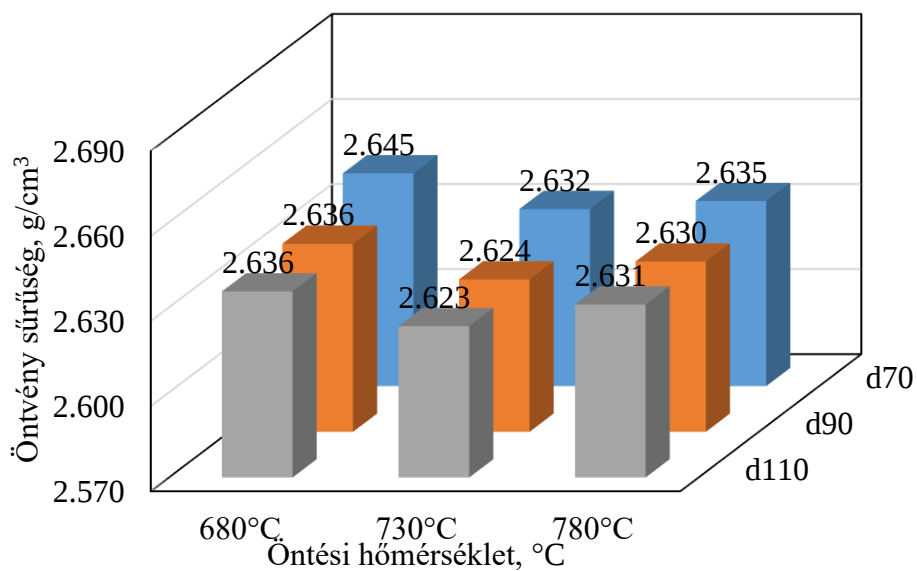
M.18. ábra A határfelületi réteg hőmérséklet változásának a hatása a mért p_{max} -ra eltérő öntési hőmérsékletek esetén



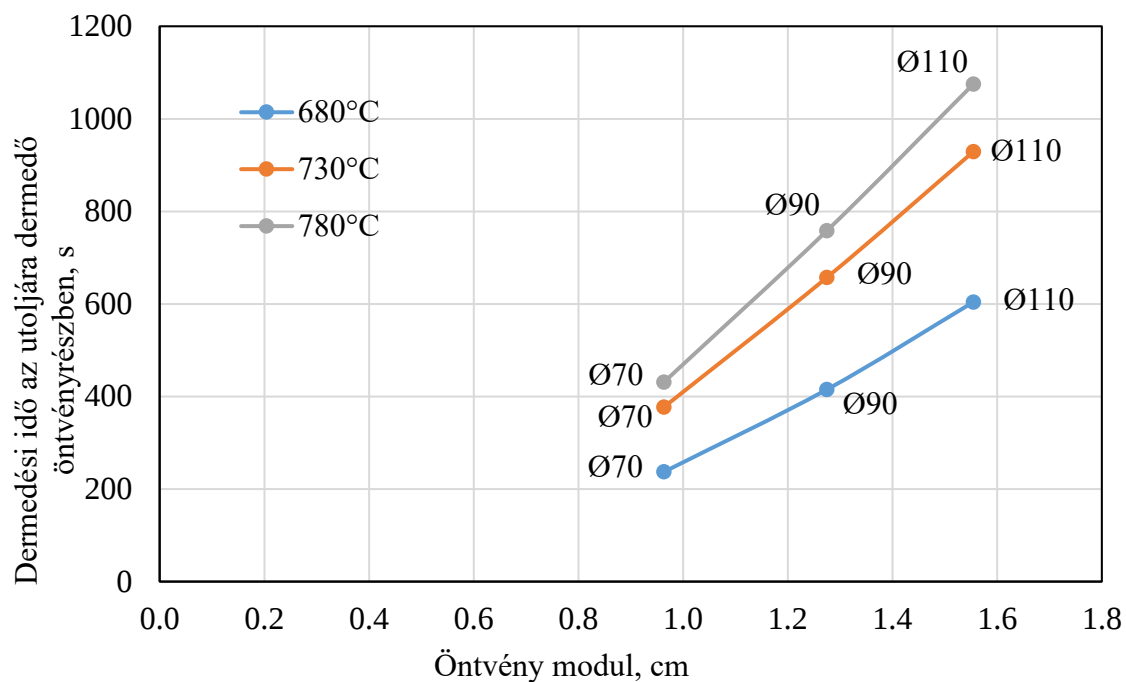
M.19. ábra Az olvadék hőmérséklet változásának a hatása a fejlődő gázmennyiségre, 240. s-ig



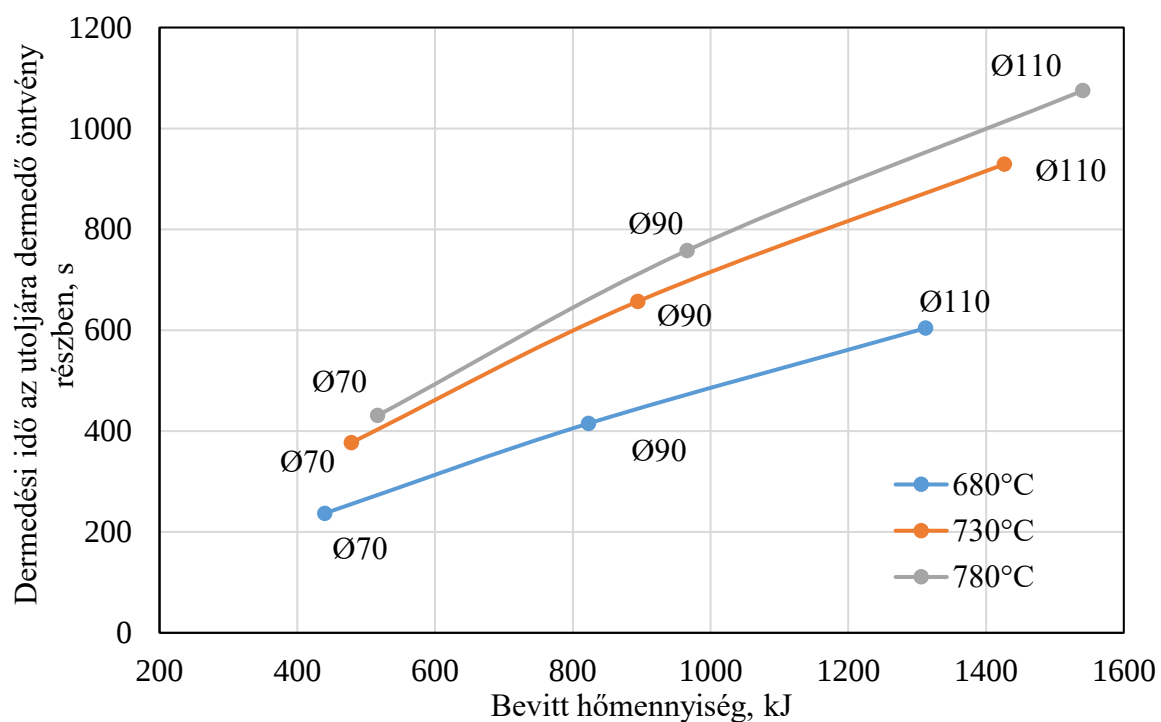
M.20. ábra Eltérő olvadék hőmérsékletek esetén képződött fajlagos kondenzátum mennyiség



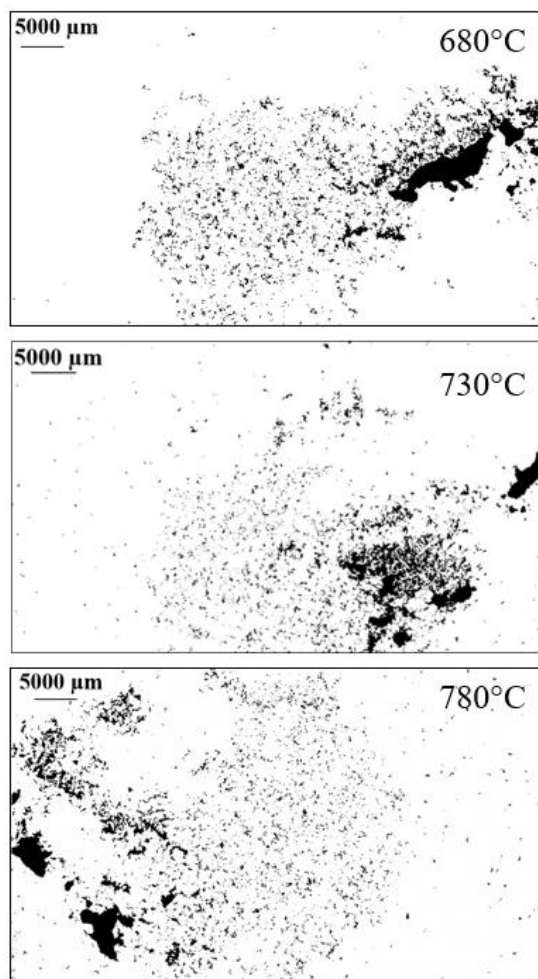
M.21. ábra A kísérleti öntvények sűrűség értékei



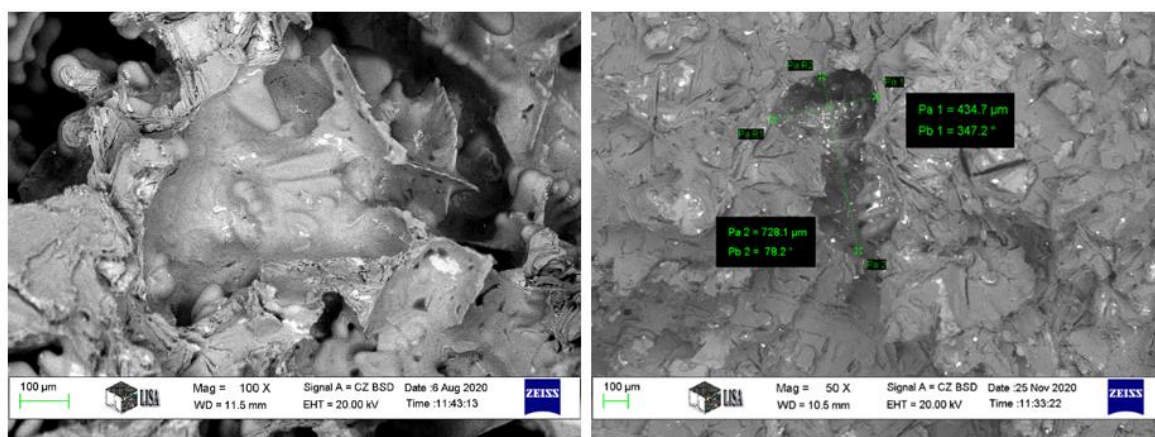
M.22. ábra Az öntvény modul növelésének hatása az utoljára dermedő öntvényrész dermedési idejére



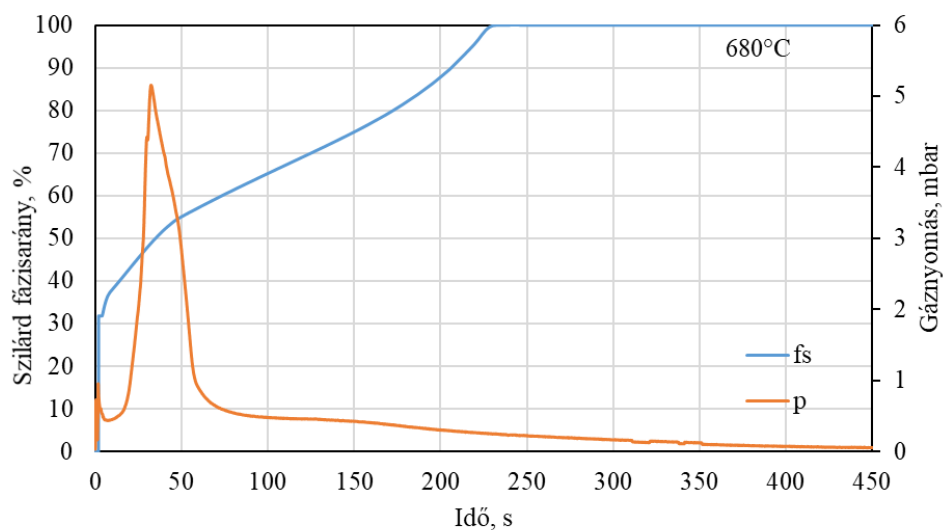
M.23. ábra A bevitt hőmennyiség növelésének hatása az utoljára dermedő öntvény rész dermedési idejére



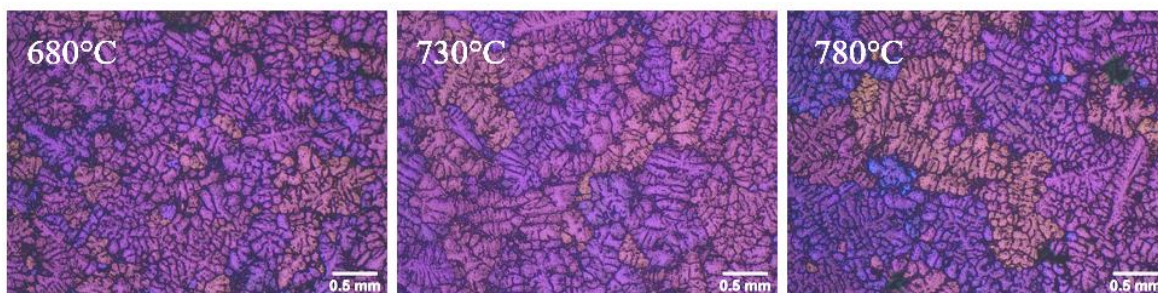
M.24. ábra A 680, 730 és 780°C-on öntött darabok metszetének bináris képei. Az ImageJ programmal számított porozitás tartalom 680°C-on 5,654%, 730°C-on 5,075% és 780°C-on 5,509%.



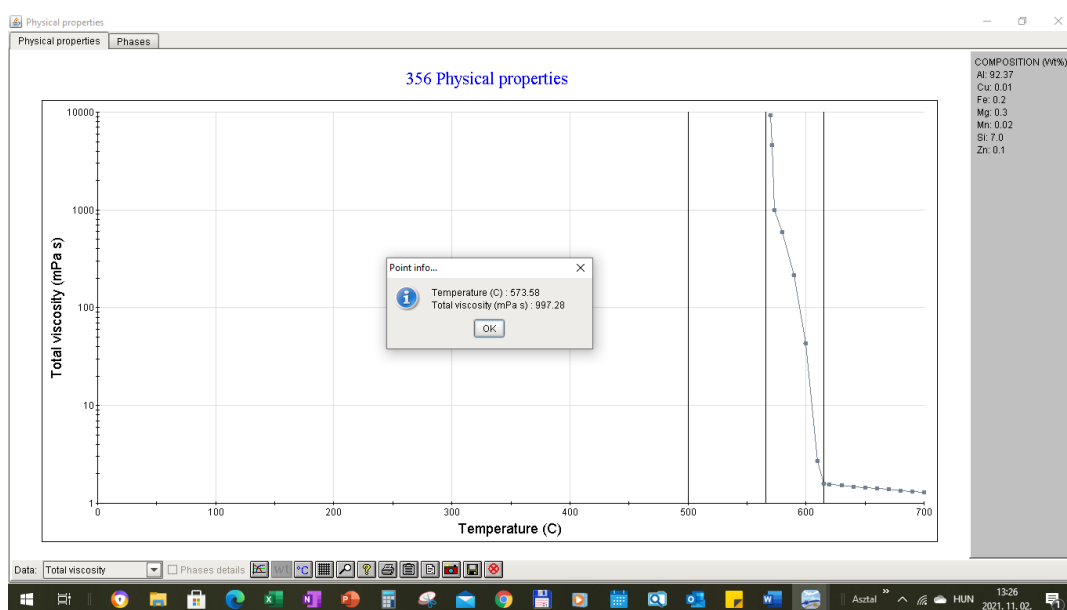
M.25. ábra Gázhólyag lenyomatok töretfelületen



M.26. ábra A szimulációban számított szilárd fázisarány és a mért gáznyomás időszerinti változása 680°C-os öntési hőmérséklet, 70 mm öntvényátmérő esetén



M.27. ábra Barker-maratás után az öntvények felületéről készült polarizált felvételek. Jellemző szemcseméret 680°C-on 0,798 mm, 730°C-on 1,275 mm és 780°C-on 1,321 mm



M.28. ábra A JMatPRO programban számított hőmérséklet-viszkózitás görbe A356-os ötvözet esetén

M.1. Levezetés: A Gázhólyag méretének meghatározása a szemcseméret-modell alapján

M.5. táblázat Az értekezés 2. táblázatában található értékek alapján számolt gázhólyag mérték levezetések elnevezése

Gázhólyag mérete, mm			
Homok szemcsemérete	Olvadék hőmérséklet, °C		
	700	750	800
finom	M.1.4.		
közepes	M.1.1.	M.1.2.	M.1.3.
durva	M.1.5.		

- M.1.1. levezetés

A356 (AlSi8,9) öntészeti alumínium ötvözet

T=700°C

$r_{\text{homok}} = 0,25 \text{ mm} = 0,00025 \text{ m}$ (közepes szemcseméretű homok)

$\Theta_{700^\circ\text{C}} = 148^\circ$

$\sigma_{700^\circ\text{C}} = 0,855 \text{ N/m}$

$\rho_{700^\circ\text{C}} = 2391,5 \text{ kg/m}^3$

$$r_b = 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_{\text{homok}} \cdot (1,155 - \sin \Theta) \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} = 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00025 \text{ m} \cdot (1,155 - \sin 148^\circ) \cdot 0,855 \frac{\text{N}}{\text{m}}}{2391,5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}}} =$$

$$1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00025 \cdot 0,625 \cdot 0,855 \text{ N}}{23460,62 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}^2}}} = 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{1,336 \cdot 10^{-4} \text{ N}}{23460,62 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}^2}}} = 2,0357 \cdot 10^{-3} \text{ m} =$$

$$2,036 \text{ mm} = 2036 \mu\text{m}$$

- M.1.2. levezetés

A356 (AlSi8,9) öntészeti alumínium ötvözet

T=750°C

$r_{\text{homok}} = 0,25 \text{ mm} = 0,00025 \text{ m}$ (közepes szemcseméretű homok)

$\Theta_{750^\circ\text{C}} = 145^\circ$

$\sigma_{750^\circ\text{C}} = 0,848 \text{ N/m}$

$\rho_{750^\circ\text{C}} = 2377,9 \text{ kg/m}^3$

$$\begin{aligned}
 r_b &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\Theta) \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} \\
 &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00025 \text{ m} \cdot (1,155 - \sin 145^\circ) \cdot 0,848 \frac{\text{N}}{\text{m}}}{2377,9 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot \frac{9,81 \text{ m}}{\text{s}^2}}} \\
 &= 1,9856 \cdot 10^{-3} \text{ m} = 1986 \mu\text{m}
 \end{aligned}$$

- M.1.3. levezetés

A356 (AlSi8,9) öntészeti alumínium ötvözet

T=800°C

r_{homok} = 0,25 mm= 0,00025 m (közepes szemcseméretű homok)

$\Theta_{800^\circ\text{C}}$ = 140°

$\sigma_{800^\circ\text{C}}$ =0,844 N/m

$\rho_{800^\circ\text{C}}$ =2364 kg/m³

$$\begin{aligned}
 r_b &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\Theta) \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} \\
 &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00025 \text{ m} \cdot (1,155 - \sin 140^\circ) \cdot 0,844 \frac{\text{N}}{\text{m}}}{2364 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot \frac{9,81 \text{ m}}{\text{s}^2}}} \\
 &= 1,904 \cdot 10^{-3} \text{ m} = 1904 \mu\text{m}
 \end{aligned}$$

- M.2.4. levezetés

A356 (AlSi8,9) öntészeti alumínium ötvözet

T=700°C

r_{homok} = 0,15 mm= 0,00015 m (**finom** szemcseméretű homok)

$\Theta_{700^\circ\text{C}}$ = 148°

$\sigma_{700^\circ\text{C}}$ =0,855 N/m

$\rho_{700^\circ\text{C}}$ =2391,5 kg/m³

$$\begin{aligned}
 r_b &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\Theta) \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} \\
 &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00015 \text{ m} \cdot (1,155 - \sin 148^\circ) \cdot 0,855 \frac{N}{m}}{2391,5 \frac{kg}{m^3} \cdot \frac{9,81m}{s^2}}} \\
 &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00015 \cdot 0,5344 \text{ N}}{23460,62 \frac{kg}{m^2 \cdot s^2}}} = 1,1717 \cdot 10^{-3} \text{ m} \\
 &= 1717 \mu\text{m}
 \end{aligned}$$

- M.1.5. levezetés:

A356 (AlSi8,9) öntészeti alumínium ötvözet

T=700°C

$r_{homok} = 0,45 \text{ mm} = 0,00045 \text{ m}$ (**durva** szemcseméretű homok)

$\Theta_{700^\circ\text{C}} = 148^\circ$

$\sigma_{700^\circ\text{C}} = 0,855 \text{ N/m}$

$\rho_{700^\circ\text{C}} = 2391,5 \text{ kg/m}^3$

$$\begin{aligned}
 r_b &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{r_{homok} \cdot (1,155 - \sin\Theta) \cdot \sigma}{\rho \cdot g}} \\
 &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00045 \text{ m} \cdot (1,155 - \sin 148^\circ) \cdot 0,855 \frac{N}{m}}{2391,5 \frac{kg}{m^3} \cdot \frac{9,81m}{s^2}}} \\
 &= 1,14 \cdot \sqrt[3]{\frac{0,00045 \cdot 0,5344 \text{ N}}{23460,62 \frac{kg}{m^2 \cdot s^2}}} = 2,4765 \cdot 10^{-3} \text{ m} \\
 &= 2477 \mu\text{m}
 \end{aligned}$$

M.6. táblázat A bevitt hőmennyiség számításához felhasznált értékek

		A356Cu		
		T _{ön1} [°C]	T _{ön2} [°C]	T _{ön3} [°C]
T _{öntési} [°C]		680	730	780
T _{öntési} [K]		953,15	1003,15	1053,15
T _{likv} [°C]		613	613	613
T _{likv} [K]		886,15	886,15	886,15
T _{sol.} [°C]		557	557	557
T _{likv} [K]		830,15	830,15	830,15
ΔT [K]		123	173	223
Öntvény sűrűsége soliduszon [kg/ m ³]		2562,6	2562,6	2562,6
Öntvény tömege szoliduszon, eltérő öntvényátmérők esetén [kg]	Ø70 mm	0,795	0,795	0,795
	Ø90 mm	1,487	1,487	1,487
	Ø110 mm	2,371	2,371	2,371
L, látenshő [kJ/kg]		435	435	435
Fajlagos hőkapacitás [kJ/kg K]		0,963	0,963	0,963

M.2. levezetés: A bevitt hőmennyiség számítása

$$Q = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L)$$

$$Q_{680^\circ\text{C}, \varnothing 70 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 0,795 \cdot (0,963 \cdot 123 + 435) = 440 \text{ kJ}$$

$$Q_{680^\circ\text{C}, \varnothing 90 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 1,487 \cdot (0,963 \cdot 123 + 435) = 823 \text{ kJ}$$

$$Q_{680^\circ\text{C}, \varnothing 110 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 2,371 \cdot (0,963 \cdot 123 + 435) = 1312 \text{ kJ}$$

$$Q_{730^\circ\text{C}, \varnothing 70 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 0,795 \cdot (0,963 \cdot 173 + 435) = 478 \text{ kJ}$$

$$Q_{730^\circ\text{C}, \varnothing 90 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 1,487 \cdot (0,963 \cdot 173 + 435) = 894 \text{ kJ}$$

$$Q_{730^\circ\text{C}, \varnothing 110 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 2,371 \cdot (0,963 \cdot 173 + 435) = 1427 \text{ kJ}$$

$$Q_{780^\circ\text{C}, \varnothing 70 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 0,795 \cdot (0,963 \cdot 223 + 435) = 517 \text{ kJ}$$

$$Q_{780^\circ\text{C}, \varnothing 90 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 1,487 \cdot (0,963 \cdot 223 + 435) = 966 \text{ kJ}$$

$$Q_{780^\circ\text{C}, \varnothing 110 \text{ mm}} = m \cdot (c_p \cdot \Delta T + L) = 2,371 \cdot (0,963 \cdot 223 + 435) = 1541 \text{ kJ}$$

M.3. levezetés: A nyomásesés számítása

- M.3.1. Nyomásesés a porózus közegben

Nyomásesés a fém/olvadék határfelület és a gázelvezető cső között (5mm-es szakaszban):

$Q=1,5 \text{ [cm}^3/\text{s]}$, térfogatáram/ gázképződés sebessége

$P_e=k_D=4,17 \cdot 10^{-11} \text{ [m}^2\text{]}$, permeabilitás [6]

$\eta=1,6 \cdot 10^{-5} \text{ Pa s}$, gáz viszkozitása

$$\Delta p = \frac{Q \cdot L \cdot \eta}{k \cdot A} = \frac{1,5 \cdot 10^{-6} \cdot 5 \cdot 10^{-3} \cdot 1,6 \cdot 10^{-5}}{4,17 \cdot 10^{-11} \cdot 7 \cdot 10^{-4}} = \frac{12 \cdot 10^{-14}}{29,19 \cdot 10^{-15}} = 4,1 \text{ Pa}$$

- M.3.2. Nyomásesés csővezetékben

$$\Delta p = \varphi \cdot g \cdot \Sigma h'$$

$$h' = \lambda \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g}$$

λ : cső súrlódási tényező

$\lambda_{\text{műanyagcső}}=0,01$

$\lambda_{\text{acélcső}}=0,02$

1) Nyomásesés acélcsőben (h'_1):

$L=0,3 \text{ m}$

$v=0,6 \text{ m/s}$

$d=0,003 \text{ m}$

$$\begin{aligned} h'_1 &= \lambda \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} = 0,02 \cdot \frac{0,3 \text{ m}}{0,003 \text{ m}} \cdot \frac{\left(0,6 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2}{2 \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}} = \frac{2,16 \cdot 10^{-3} \frac{\text{m}^3}{\text{s}^2}}{0,05886 \frac{\text{m}^2}{\text{s}^2}} \\ &= \frac{2,16 \cdot 10^{-3}}{5,886 \cdot 10^{-2}} \text{ m} = 0,037 \text{ m} \end{aligned}$$

2) Nyomásesés műanyagcsőben (h'_2):

$L=1,7 \text{ m}$

$v=0,6 \text{ m/s}$

$d=0,003 \text{ m}$

$$h'_2 = \lambda \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} = 0,02 \cdot \frac{1,7 \text{ m}}{0,003 \text{ m}} \cdot \frac{\left(0,6 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2}{2 \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}} = \frac{6,17 \cdot 10^{-3} \frac{\text{m}^3}{\text{s}^2}}{0,05886 \frac{\text{m}^2}{\text{s}^2}} = \frac{6,17 \cdot 10^{-3}}{5,886 \cdot 10^{-2}} \text{ m} = 0,1482$$

3) Szerelvény görbület (h'_3)

ζ =alaki ellenállástényező

$\zeta=10$

$$h'_3 = \zeta \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} = 10 \cdot \frac{\left(0,6 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2}{2 \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}} = \frac{3,6}{19,62} = 0,1835 \text{ m}$$

4) Kilépési veszteség (h'_4)

$\zeta=1$

$$h'_4 = \zeta \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} = 1 \cdot \frac{\left(0,6 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2}{2 \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}} = 0,0183 \text{ m}$$

Nyomás és összesen a csővezetékben:

$$\Sigma h' = h'_1 + h'_2 + h'_3 + h'_4 = 0,387 \text{ m}$$

, ha $\rho_{\text{levegő}} = 1,2 \text{ kg/m}^3$

$$\begin{aligned} \Delta p &= \varphi \cdot g \cdot \Sigma h' = 1,2 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 0,387 \text{ m} = 4,56 \frac{\text{kg} \cdot \text{m} \cdot \text{m}}{\text{m}^3 \cdot \text{s}^2} \\ &= 4,56 \frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}^2} = 4,56 \text{ Pa} \end{aligned}$$

, ha $\rho_{\text{gáz}} = 0,14 \text{ kg/m}^3$

$$\Delta p = \rho \cdot g \cdot \Sigma h' = 0,14 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 0,387 \text{ m} = 0,53 \text{ Pa}$$

Nyomásesés összesen a porózus közegben és a csővezetékben ($\rho_{\text{levegő}}$):

$$\Delta p = 4,1 + 4,56 = 8,66 \text{ Pa} = 0,09 \text{ mbar}$$

Nyomásesés összesen a porózus közegben és a csővezetékben ($\rho_{\text{gáz}}$):

$$\Delta p = 4,1 + 0,53 = 4,63 \text{ Pa} = 0,05 \text{ mbar}$$