



MAGYAR AGRÁR- ÉS ÉLETTUDOMÁNYI EGYETEM

Diffúziós hegesztés alkalmazása magfúziós reaktor környezetben

Doktori (PhD) értekezés

Baross Tétény

Gödöllő

2021

A doktori iskola

megnevezése: Műszaki Tudományi Doktori Iskola

tudományága: Agrárműszaki Tudományok

vezetője: Prof. Dr. Kalácska Gábor, DSc
Magyar Agrár- és Élettudományi Egyetem
Műszaki Intézet

Témavezető: Prof. Dr. Jánosi László, CSc
Magyar Agrár- és Élettudományi Egyetem
Műszaki Intézet

Társ-témavezető: Dr. Veres Gábor, DSc
tudományos tanácsadó,
Energiatudományi Kutatóközpont
Fúziós Technológia Labor

.....

Az iskolavezető jóváhagyása

.....

A témavezető(k) jóváhagyása

TARTALOMJEGYZÉK

RÖVIDÍTÉSEK	5
1. BEVEZETÉS ÉS CÉLKITŰZÉSEK.....	6
1.1. A téma időszerűsége és jelentősége	6
1.2. Célkitűzések	7
2. SZAKIRODALMI ÁTTEKINTÉS	8
2.1. Fúziós reaktorok fejlesztése napjainkban	8
2.1.1. Anyagtudományi kihívások a fúziós reaktorok építésénél	10
2.1.2. Fúziós szerkezeti acélok	12
2.2. Diffúziós hegesztés alkalmazása az ITER fúziós reaktorban	15
2.2.1. A diffúziós kötés létrehozása, paraméterei és a jellemző kihívásai.....	15
2.2.2. A SS316L / SS316L acél diffúziós hegesztése	18
2.3. A kontakt felület diffúziós hegesztésének elméleti modellezése	21
2.3.1. A modell mechanizmusainak összefoglalása.....	23
2.3.2. A diffúziós kötés elméleti modellezésének alkalmazhatósága	26
2.4. A kontakt felület hővezetési ellenállásának vizsgálatai.....	29
2.5. A kontakt felület villamos ellenállásának elméleti modellezése	34
2.6. A szakirodalmi áttekintés összefoglaló értékelése	39
3. ANYAG ÉS MÓDSZER	41
3.1. A kísérleti berendezés leírása	41
3.2. A diffúziós hegesztések megvalósítása	43
3.2.1. A hegesztések előkészítése a Gleeble jellemzői szerint	44
3.2.2. A hegesztett minták előkészítése	47
3.2.3. Felületi érdesség eredményeinek értelmezése	51
3.2.4. A diffúziós hegesztések és referencia kísérletek az UNIDUNA laborjában	54
3.3. A Gleeble minták hőtani modellezései.....	60
3.3.1. Diffúziós hegesztés hőtani modellezése a Gleeble 3800 szimulátor alapján.....	60
3.3.2. A hőszugárzás és a radiális hőeloszlás modellezése	68
3.3.3. A hegesztés kezdeti szakaszának modellezése és megfontolásai	74
3.4. A kontakt villamos ellenállás modellezése.....	79
3.4.1. Kontakt ellenállás a Zhang (2012)–féle hengeres modellel.....	79
3.4.2. A Timsit-Zhang-féle kontakt modell eredményei.....	82
3.5. A fizikai szimulációk és a modellezések összefoglaló értékelése	85

4. EREDMÉNYEK.....	87
4.1. Diffúziós hegesztések és a referencia minták mérései.....	87
4.2. A Gleeble kísérletek numerikus modellezése.....	89
4.2.1. A minta deformációjának geometriai leírása és kúszással való közelítése.....	90
4.2.2. A minta hőeloszlásának számítása.....	94
4.2.3. A numerikus modellezés vázlatos leírása	96
4.2.4. A kontakt villamos ellenállás modellezése a hegesztési folyamat közben	99
4.3. A hegesztések és a modellezések összehasonlításai.....	101
4.3.1. A modellezés és a Gleeble mérések paramétereinek összehasonlításai.....	101
4.3.2. A kísérletek Hill és Wallach-féle diffúziós modellezésének eredményei	105
4.3.3. A kontakt villamos ellenállás és modellezett függvényének összehasonlítása....	110
4.4. Új tudományos eredmények.....	114
5. KÖVETKEZTETÉSEK ÉS JAVASLATOK.....	117
6. ÖSSZEFOGLALÁS ÉS KITEKINTÉS	118
7. SUMMARY.....	119
8. MELLÉKLETEK	120
M1: Irodalomjegyzék.....	120
M2: Az értekezés témaköréhez kapcsolódó saját publikációk.....	126
M3: A 316L hővezetési tényezője és villamos ellenállása és műbizonylata	128
M4: A Hill és Wallach-féle diffúziós modell mechanizmusai	134
M5: Numerikus modellezések	142
9. KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS.....	160

RÖVIDÍTÉSEK

Rövidítések:	Jelentéseik:
ITER	International Thermonuclear Experimental Reactor magyarul: Nemzetközi Kísérleti Termonukleáris Reaktor
JET	Joint European Torus – A jelenleg legnagyobb működő fúziós tokamak
DEMO	Az első DEMOnstrációs erőmű megnevezése
316 L(N)-IG	IG = ITER GRADE, az ITER-nek megfelelő ötvözőket tartalmazó azonos acél minőség jelölése
HIP	Hot Isostatic Pressure – A diffúziós hegesztés ipari területen elterjedt módszere
ODS	Oxide Dispersion Strengthened – Oxid szemcsékkel dúsított, jellemzően porkohászati acél
FED	Fusion Engineering and Design
RAFM	Reduced Activation Ferritic Martensitic steel, a csökkentett aktiválódású ferrites-martenzites acélok angol rövidítése

1. BEVEZETÉS ÉS CÉLKITŰZÉSEK

Az értekezésem ezen fejezetében a témám időszerűségét, jelentőségét, valamint a célkitűzéseimet mutatom be.

1.1. A téma időszerűsége és jelentősége

Napjainkban a folyamatosan növekvő energiaigény miatt új, környezetbarát erőművek fejlesztésére van szükség. A jelenleg épülő ITER fúziós tokamak mind plazmafizikai, mind mérnöki szempontból jelentős lépés a későbbiekben áramot termelő fúziós reaktor megvalósítása felé. Így az ITER fejlesztésekor már a későbbi DEMO „demonstrációs” első erőmű igényeit is figyelembe veszi. Az 1.1. ábra a Dél-Franciaországban épülő ITER építési területének mai képét mutatja.



1.1. ábra Az ITER főépületének építési területe (www.iter.org, 2020)

A fúziós folyamat lényege, hogy a tórusz alakú vákuum környezetben mágneses térrel lebegtetnek töltött részecskéket (plazma állapot): deutériumot és tríciumot. Ezek egymással való ütközésük és magfúziójuk eredményeként hélium és nagy energiájú neutron keletkezik, amelyek felszabaduló energiáját fogják fel az első fal elemek. Innen a hűtőközegen keresztül elszállított hőt a későbbi fúziós erőművekben fogják árammá alakítani. A hőterhelés mellett jelentős neutronsugárzás is éri a fal szerkezetét: ez nagyságrendekkel nagyobb, mint egy atomerőműben tapasztalt terhelés. A sugárzás roncsolja az anyagszerkezetet és ezzel együtt a hegesztési kötéseket is, amelyek a vákuumkörnyezetben a jó hővezetés miatt kiemelt fontosságúak lesznek.

A plazmából érkező hő és neutron-sugárzás a vákuumkamra fal elemeinek jelentős terhelést ad le, továbbá a kötéseknél a ciklikus hőterhelés miatt további fárasztó igénybevételt kell elviselniük. Ezért egy fúziós reaktorban a jó hővezetés és a szerkezeti integritás miatt, rendkívül fontossá válik a hegesztési varratok minősége.

A vákuumedény burkolának hűtését biztosító ún. Blanket Modulok kötéseit többek között „szilárd halmazállapotú” (solid-state) diffúziós HIP hegesztési eljárással készítik (Goods, Puskar, 2011). Erre akkor van szükség, amikor síkfelületeket, nagy keresztmetszeteket kell összehegeszteni úgy, hogy az anyag eredeti szerkezete megmaradjon. Továbbá az ITER plazmát határoló fal eltérő mechanikai/hőtani tulajdonságokkal rendelkező anyagainak jó hővezetését is a nagy felületű hegesztéssel lehet biztosítani. Ezek a hegesztett kötések a jelenlegi és a későbbiekben épített fúziós reaktorok esetében is kritikusak lesznek.

1.2. Célkitűzések

Kutatásom eredeti célja, az ITER, ún. Nemzetközi Kísérleti Termonukleáris Reaktor és a jövő fúziós erőműveihez fejlesztett anyagok - többek között a porkohászati acélok - diffúziós hegesztési folyamatának vizsgálata volt. A standard vizsgálatokon túl alternatív vizsgálati eljárások fejlesztését is célul tűztem ki. A diffúziós hegesztés gyakorlati kivitelezése mellett a diffúziós kötés elméleti számításainak megértését is szükségesnek láttam.

A diffúziós hegesztéseket a Gleeble 3800 fizikai szimulátorral terveztem elvégezni, amely alkalmas a teljes 1-2 órás hegesztési folyamat kivitelezésére. A berendezés a számos kísérleti összeállításának köszönhetően igen összetett folyamatokat is képes végrehajtani és mérni.

A diffúziós hegesztéseket 316 L minőségű acélon terveztem végrehajtani, amely főbb anyagtechnológiai paraméterei megfelelnek az ITER-ben alkalmazott 316 L(N)-IG acélával. Az utóbbi acél továbbá számomra nem volt elérhető, annak egyedi gyártása miatt.

Hosszabb távú terveim között szerepelnek az azonos összetételű viszont porkohászati eljárással készült ODS – oxid szemcsékkel dúsított minták diffúziós hegesztésének vizsgálata. Valamint a reaktorkörnyezetnek megfelelő üzemi állapot alatt keletkező terhelések mellett a hegesztési kötések üzemidejének előrejelzése.

Célul tűzöm ki a következő feladatokat:

- a) A diffúziós hegesztés fizikai szimulációja és a folyamat megfigyelése és vizsgálata egy termomechanikus anyagvizsgáló berendezés – Gleeble 3800 – segítségével. A diffúziós hegesztési kísérleteket két fél mintával, azonos paraméterek mellett referencia mérésekkel, azaz mintán látom célszerűnek elvégezni.
- b) A Gleeble 3800-zal végzett fizikai kísérletnek megfelelően numerikus modell létrehozása a mérési eredményekkel való összehasonlításra.
- c) A diffúziós kötés kontakt felületére felírt elméleti modelleinek összevetése a fizikai kísérletekkel. Ilyen módon a kontakt felület elméleti modelleinek jobb megértése, és amennyiben lehetséges a hegesztési paraméterek és az elmélet közötti összefüggések kimutatása.
- d) A diffúziós hegesztési minták vizsgálati lehetőségeinek kutatása, a jellemzően hosszú diffúziós hegesztések különböző hegesztési fázisaig eljutott kísérletek esetében.

2. SZAKIRODALMI ÁTTEKINTÉS

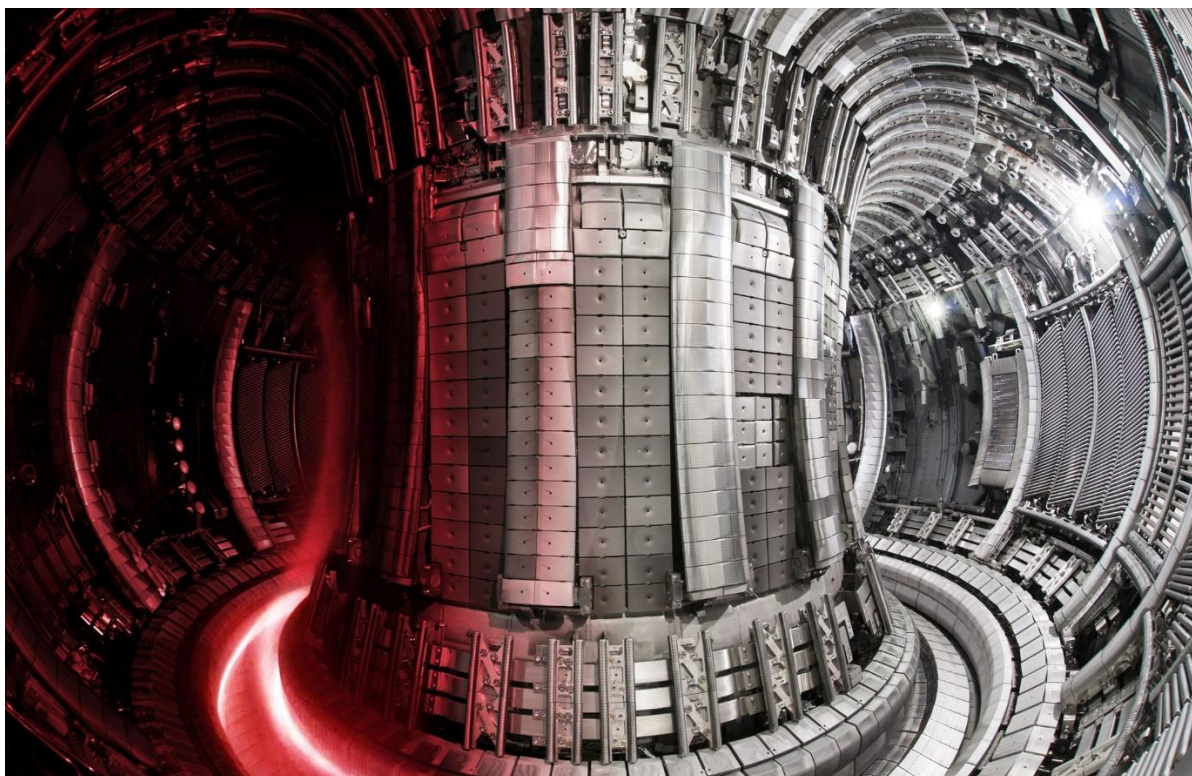
A szakirodalmi áttekintésben a fúziós reaktorokra jellemző kihívások mellett a diffúziós hegesztés alkalmazását és főbb jellemzőit mutatom be. A 316L diffúziós hegesztésének irodalomban található jellemzőin túl, a hegesztések felületi kötési arányának elméleti leírását és a kontakt villamos ellenállás modellezéseit mutatom be.

2.1. Fúziós reaktorok fejlesztése napjainkban

A fúziós erőmű fejlesztése már az 1950-s években elkezdődött, amikor először szabályozatlanul, hidrogénbomba robbantásokkal tudtak fúziós reakciókat koncentráltan előállítani. Teller Ede és még sok más tudós álma azonban az volt, hogy ezeket szabályozottan elő lehessen állítani erőmű formájában. Eddig ezt csak megközelíteni tudták a kutatók, de valódi erőművet még nem sikerült építeni. Többfajta elrendezésen és elven alapuló kísérletezés után kiderült (Braams & Stott, 2002), hogy egy - először orosz építésű - ún. tokamak (tóruszkamra mágneses tekercsek között) típusú berendezés lehet az ideális megoldás a fúziós reaktorok formájára.

Bár kísérleteztek más elrendezéssel is, de ebben az ún. tokamakban tudják a legnagyobb hőmérsékletet és a megfelelő plazma állapotot létrehozni (Braams & Stott, 2002).

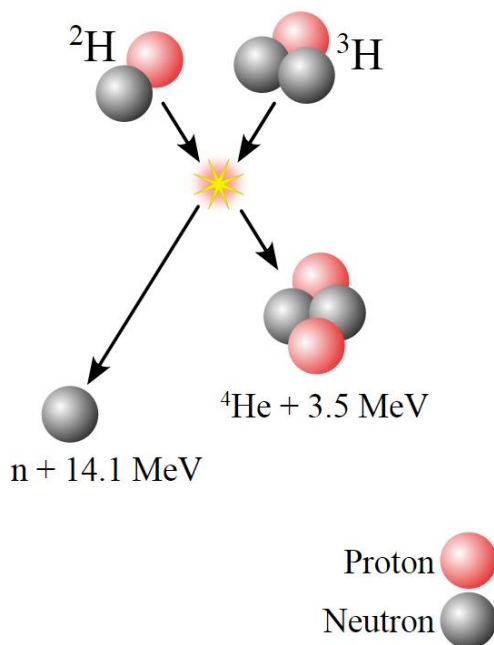
Továbbá az is kiderült, hogy a hatásfok a plazma térfogatával növekszik a felülethez képest. Így egyre nagyobb berendezéseket építettek, aminek a jelenleg legnagyobb példánya a JET - Joint European Torus egy Oxfordhoz közeli kutató helyen, lásd a 2.1. ábrát.



2.1. ábra A jelenleg legnagyobb, D-T (deutérium-trícium) reakcióra képes JET tokamak belső képe, baloldalon működés közben látható a plazma sugárzása (ccfe.ukaea.uk, 2021)

A fúziós folyamathoz a kísérleti reaktorokban a hidrogén két izotópját, a deutériumot és a tríciumot alkalmazzák: ezt nevezik DT reakciónak (2.2. ábra). A deutérium a vízből könnyen

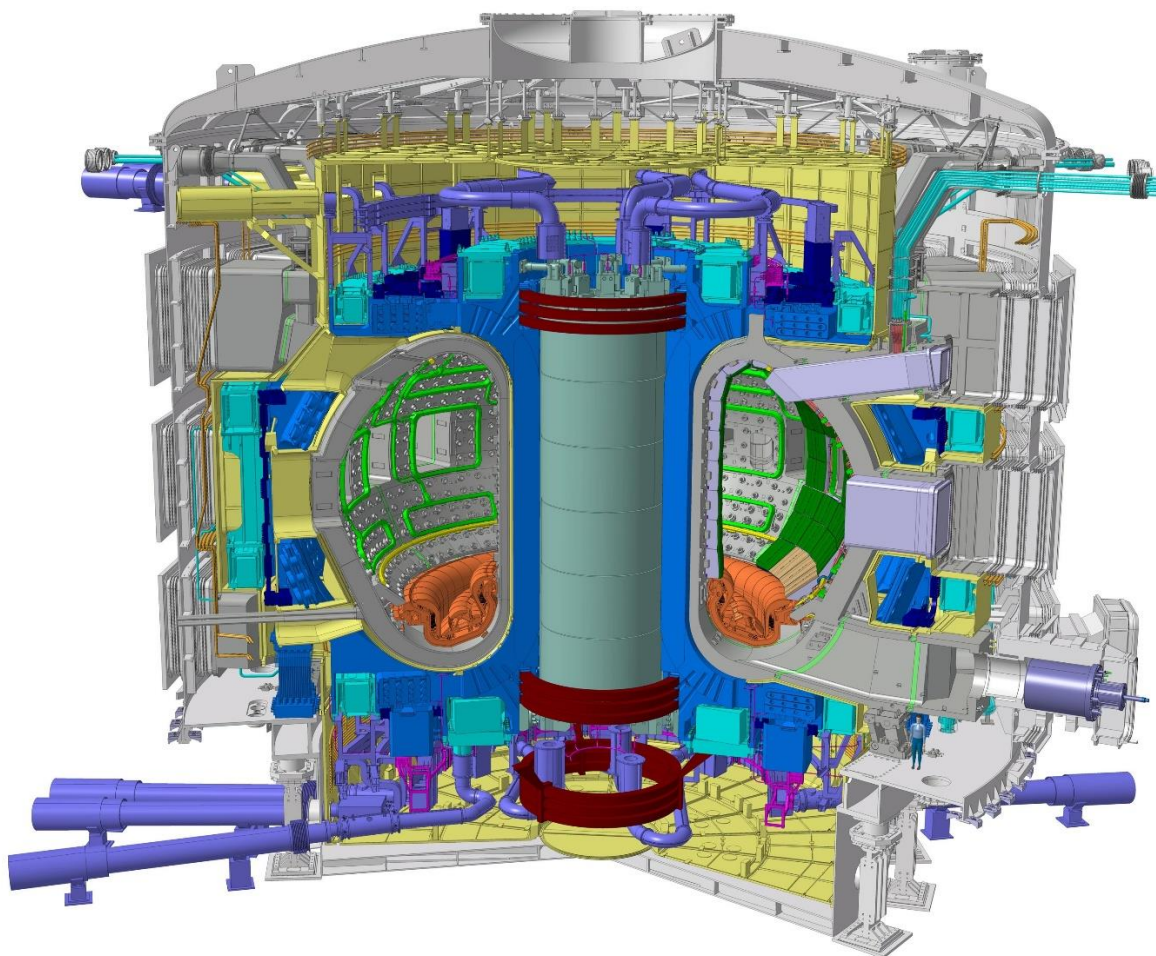
előállítható, azonban a trícium a természetben nehézén fellelhető. Ezért a fúziós reaktorokban lítium atomok neutronnal történő ütközésével kívánják előállítani. A trícium előállítására a JET tokamak még nem alkalmas. Viszont a JET 1997-ben elérte az eddigi maximális 16 MW-s fúziós teljesítményt, ami még mindig csak a befektetett fűtési energia $Q=0,65$ szorosa, mindezt egy másodperc hosszan (Braams & Stott, 2002). Ezért és számos más technológiai fejlesztés miatt is látták szükségesnek egy nagyobb, majdnem reaktor méretű berendezés építését, ami a gyújtási pontot elérve demonstrálja a későbbi fúziós erőművek működését.



2.2. ábra A fúziós reaktorban lejátszódó D-T folyamat (wikimedia.org, 2021)

A tokamakokban a töltött részecskéket általában egy tórusz alakú vákuum térben erős mágneses térrel tartják fent és kényszerítik körpályára, ahol az ütközések által jön létre a deutérium és trícium részecskék fúziója. A nagy áramok és az ennek következtében fellépő ohmikus veszteségek miatt is szupravezető mágneses tekercseket fognak alkalmazni, amelyeket igen alacsony 5 K körüli hőmérsékleten kell tartani és 4-5 T mágneses teret fognak fenntartani. Ehhez közel a vákuumedényben a több millió fokos fúziós folyamat sugárzása igen komoly hőterhelést jelent az első fal elemekre. Mindezekből látható, hogy ezek gyártása, tesztelése és a nagy komponensek összeszerelése igen nagy kihívást jelent.

A fúziós erőmű kifejlesztése felé vezető úton a következő lépés az ITER tokamak megépítése lesz. Franciaországban Cadarache telephelyen épül, a részegységeit ugyanakkor a világ minden tájáról szállítják oda. Az ITER együttműködésben részt vesznek a világ tudományos és gazdasági nagyhatalmai: az Európai Unió, Amerikai Egyesült Államok, Oroszország, Kína, India, Japán és Dél-Korea. Bár működésében ambiciózus célokat tűztek ki, de az ITER továbbra is kísérleti berendezés lesz. Bár nem fog energiát visszatáplálni az elektromos hálózatra, viszont a méretei, kritikus komponensei és üzemeltetése révén közel áll a későbbi erőművek méreteihez. A Dassault Systems ® Catia szoftverével tervezett berendezés 3D modellének metszete látható a 2.3. ábra.



2.3. ábra Az ITER 3d modell felépítésének metszete, és mágneses tekercsrendszere (www.iter.org, 2020)

2.1.1. Anyagtudományi kihívások a fúziós reaktorok építésénél

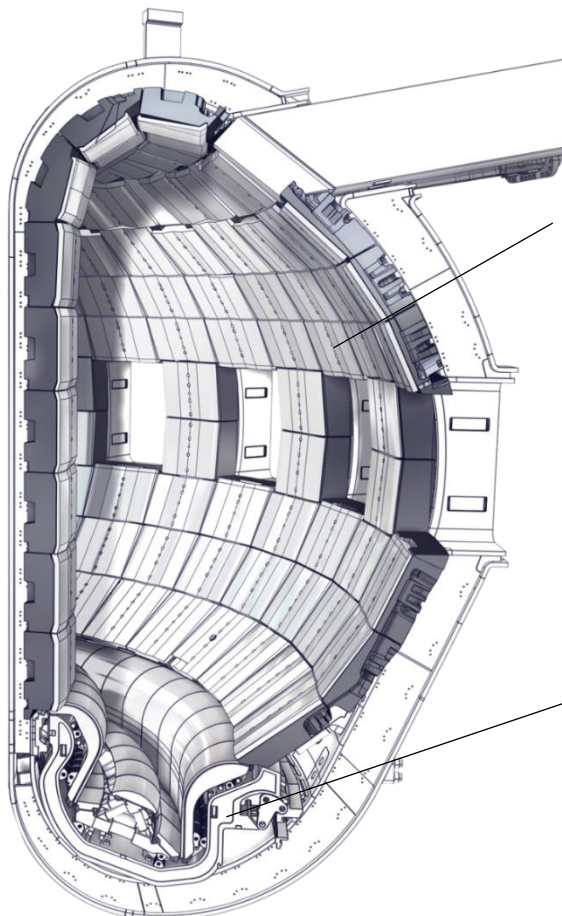
Összehasonlítva a normál fissziós atomerőművekkel a fúziós erőműveket, megállapítható, hogy a folyamatok sajátosságai miatt hatszor annyi neutron részecske keletkezik, mégpedig hétszer akkora energiával. Ezért a felhasznált anyagokra (fémek, kerámiák) ható neutron és egyéb anyagkárosodások a nukleáris ipar anyagvizsgálatainak részét képezik már évtizedek óta. (Smith, 1979).

Sugárkárosodás a reaktor környezetben

A sugárkárosodás nagyságrendjének egyik mérőszáma az atomok helyelhagyási gyakoriságával jellemzett károsodási paraméter - dpa (displacement per atom) Pór (2012) leírása alapján, amely egy atom esetében adja meg a rácsszerkezetből való elmozdulásainak számát átlagosan, lásd Zinkle-nél (2005). Fontos megjegyezni, hogy míg az ITER egész üzemideje alatt 3 dpa terhelésre számítunk egy első fal elemnél, addig a fúziós erőműveknél évente 100 dpa-t is elérhetik a szerkezeti anyagok. Bár egy normál acélnál a kilökött atomok 90-99%-a visszarendeződik, de ahhoz, hogy az anyagok megtartsák méretbeli és egyéb tulajdonságaikat 100 dpa mellett az atomok 99.9%-nak vissza kellene rendeződniük (Zinkle, 2005). Az anyagkárosodás mellett az ötvözők sugárzásából adódó átalakulása miatt He keletkezik, amely összegyűlve egy helyre He-buborékokat alkotnak és elősegítik az üregek képződését, vagy rontják a kúszási tulajdonságot.

A neutronsugárzás és a plazmából érkező sugárzás következményei:

- Rácshibák: vakancia, intersztíciós, diszlokációk; He keletkezése.
- Anyag ridegedése, szívósság csökkenése, térfogati növekedése, felület porlódása.
- Bizonyos ötvözők felaktiválódása.
- A plazmát határoló felületnél a termikus igénybevétel: $2-3 \text{ (W/cm}^3\text{)}$ térfogati hőfejlődés és $5-10 \text{ (MW/m}^2\text{)}$ a felületen keletkező hőfejlődés.
- Szélsőséges esetben: $300-1000 \text{ }^\circ\text{C}$ –t is el kell viselnie egyes komponenseknek.



Plazmát határoló első fal elemek berillium lapokkal



Divertor kazetták szerkezete a wolfram burkolat nélkül

2.4. ábra Az ITER tokamak vákuumkamra keresztmetszete (Barabash, 2015; www.iter.org, 2020)

Az ITER falburkolatára a (2.4. ábra) a következő követelmények fogalmazhatóak meg E. Visca. alapján, (2010):

- A fal elemeknek nagy hőterhelésnek kell ellenállniuk, ugyanis a felület elérheti a $300-1000^\circ\text{C}$ -s tartományt,
- alacsony rendszámú anyagból álljon a felaktiválódás elkerülés érdekében,
- továbbá lehetőleg kis tömegszámú legyen, ezzel kevésbé szennyezve a plazmát. Ugyanis a neutron és a fűrésztő hőhatások miatt a felületről leváló részecskék a plazmába kerülnek.

A fenti kihívásoknak megfelelően a fal felületét wolfram, berillium lapokkal fogják borítani. A wolfram előnye a magas olvadáspont, az alacsony porlódás, ugyanakkor hátránya a nagy rendszám (sugárzás). A berillium kis rendszámú, jó hővezető, ugyanakkor drága, mérgező, valamint nagy a porlódása és alacsonyabb az olvadáspontja.

A mai fúziós berendezések szerkezetei a nukleáris iparban jól ismert SS316L (1.4404) rozsdamentes acél minőségűek, ugyanakkor az ötvözők függvényében jelentős aktiválódás ébred főleg a Ni-ből a Co magreakció miatt. Ennek az anyagnak az ITER-re fejlesztett változata az SS316L(N)-IG, ahol az ötvözők az ITER előírásai szerint vannak beállítva a kisebb aktiválódás érdekében. Az aktiválódás csökkentésére fejlesztették ki még az EUROFER 97 acélt Rieth (2010) jegyzete alapján, ami egy alacsony felaktiválódású martenzites acél. Több évtizedes besugárzási vizsgálata alapján állítható, hogy a neutronroncsolás 300°C fokon nem teszi ridegké az anyagot, viszont szűk működési tartománnyal bír: 300-550°C. Így a későbbi fúziós erőművek anyaga lehet.

A különböző szerkezeti anyagoknak a fúziós erőműben igen jelentős neutronsugárzásnak lesznek kitéve, amelyek tesztelése még nem megoldott. Ugyanis a fissziós reaktorok neutronsugárzása a fúzióhoz képest jóval kisebb sugárzást tud szolgáltatni az anyagkísérletekhez. Ezért egy külön berendezés építését tervezik. Az IFMIF (ifmifdones.org) két lineáris gyorsítóval fog működni és kis anyagminták besugárzására lesz alkalmas a DEMO-ban keletkező dpa szintnek megfelelően (>80dpa) mintákat besugározni.

Számos más helyen vannak még technológiai kihívások, ilyenek:

- A plazmát látó elemek, mint az „első fal” vagy divertor szerkezeti kialakításai, ahol a hűtőcsövekre forrasztással vagy diffúziós kötéssel érik el a megfelelő hőelvezetést vákuumban. A szerkezeti kialakításról Merola et al. (2010) ad egy összefoglalást, a Divertor kazetta plazmát határoló elemeinek cseréjét és javítását Litunovsky et al., (2013) vizsgálja.
- A diagnosztikai alkatrészek fejlesztése: ilyen a vákuum átvezetők széleskörű alkalmazása, a kerámia anyagok tesztelése. Valamint a hőmérsékleti, mágneses és nukleáris környezet együttes hatása a mért villamos jelre is zavarólag hat. Lásd González-Teodoro et al. (2018) és Palánkai et al. (2019) alapján.
- Olyan optikai-diagnosztikák fejlesztése szükséges, amelyek nem alkalmaznak optikai lencsét, mivel a plazma közelében a neutronsugárzás jelentős roncsolása csökkenti az üveg fényáteresztő képességét. Ugyanakkor a fém tükrök alkalmazása mellett a felületek eróziója, lepattogzása és a felületi lerakódások jelentenek kihívást. A Be és C lerakódását vizsgálja az első tükrökre Kotov V. (2011).

2.1.2. Fúziós szerkezeti acélok

A napjainkban épülő ITER reaktorhoz a szerkezeti feladatokra a széles körben használt SS 316 ötvözetében módosított változatát használják: 316L(N)-IG (Barabash, 2015). A hőelvezető komponensek, hűtőcsövek anyagainak pedig a CuCrZr módosított változatát a CuCrZr-IG ötvözetet használják. A 316L(N)-IG acélon kívül több más minőségű acélt is fognak használni, de az általam vizsgált kritikus diffúziós kötések ezzel az acéllal készülnek, amelyek legtöbbször a plazmát határoló modulokban jelennek meg.

Az ITER-ben ugyanakkor hat speciális részegységnek a szerkezete már olyan új acélokból készül, amelyeket a jövő fúziós reaktoraihoz fejlesztenek a legnagyobb beszállítók. Ezek a

csökkentett aktiválódású ferrites- martenzites acélok (röv. RAFM), ilyen például az EUROFER97 (EU). Ugyanakkor a jövő generációs fúziós reaktorainak rendkívüli üzemi körülményei mellett 550 °C felett az eddig nem tapasztalt neutronsugárzást kell várhatóan elviselniük. Így további anyagok fejlesztése szükséges, erre egyik példa a porkohászattal előállított oxid szemcsékkel dúsított acél (ODS). Ez várhatóan a fúziós reaktorokban akár 750 °C működési tartományig lehetne használni (He et al., 2012). Jó kombinációja lehet a magas hőmérsékleten a jó kúszási ellenállásnak, a jó hővezető képességének köszönhetően. Az eddigi mérések szerint jobban ellenállna a neutronsugárzásból adódó térfogat-növekedéssel és a gyors ridegedéssel szemben. A fent említett EUROFER 97-s anyag mellett több más porkohászati eljárással készült anyagot is tesztelnek.

Fontosabb anyagszerkezeti vizsgálatok

A diffúziós hegesztési kötés minőségének vizsgálatára az általános anyagvizsgálatokban ismert eljárásokat használják. Így a teljesség igénye nélkül:

- Roncsolásos vizsgálatok szerint szakítóvizsgálatot végez a diffúziós kötés és a robbantásos vizsgálat összehasonlítására Goods, Puskar (2011); a 316L(N)-IG diffúziós kötésének szakítóvizsgálata mellett a töréstesztjét is elvégezte Sato et.al. (2001). A mikro-Vickers keménységmérésre látunk példát Yang-Il et.al. (2013) esetében, valamint kúszási vizsgálat 20°C – 800°C között, és klímakamrás mérést végzett Li et al., (2011).
- A mikroszerkezeti vizsgálatokhoz számos képalkotó eljárást találhatunk az irodalomban: optikai mikroszkóp, elektronmikroszkópos (Zhao et al. 2014), (Goods, Puskar, 2011), transzmissziós elektronmikroszkópos, továbbá a törési felület pásztázó elektronmikroszkópos vizsgálatok is jellemzők. Nem képalkotó eljárás, de fázisanálízisre és kémiai összetételre is alkalmas röntgendiffrakciós vizsgálatot is alkalmaznak (Cai et al. 2015).
- A fúziós reaktor első fal felületének ciklikus hőfárasztó vizsgálatával szimulálhatjuk a hegesztett kötések üzemidejét az üzemi körülmények alatt Li et al. (2011) kísérletei alapján.
- Az új porkohászati 9Cr-ODS és egy JLF-1 nevű csökkentett ferrites martenzites acél diffúziós kötésének varratát vizsgálta Fu (2014), mikroszkópiai eljárások mellett a varratra merőlegesen mikrokeménység mérésekkel kombinálva. A hegesztés és az egyéb hőkezelés hatására megfigyelhető szemcseméret változások fontos vizsgálati szempontjai lehetnek az ODS acélok hegeszthetőségének. Ahol az új anyagok diffúziós hegesztéseinek optimális paraméterei legtöbbször csak próbahegesztésekkel meghatározhatóak.

Az Eurofer, a 316L(N)-IG, a 316L és az AISI 1018 szénacél összetételét az 1. táblázatban közöltem az összehasonlíthatóság érdekében.

1. táblázat EUROFER 97, 316L(N)-IG és az AISI 1018 ötvöztött acélok összetétele

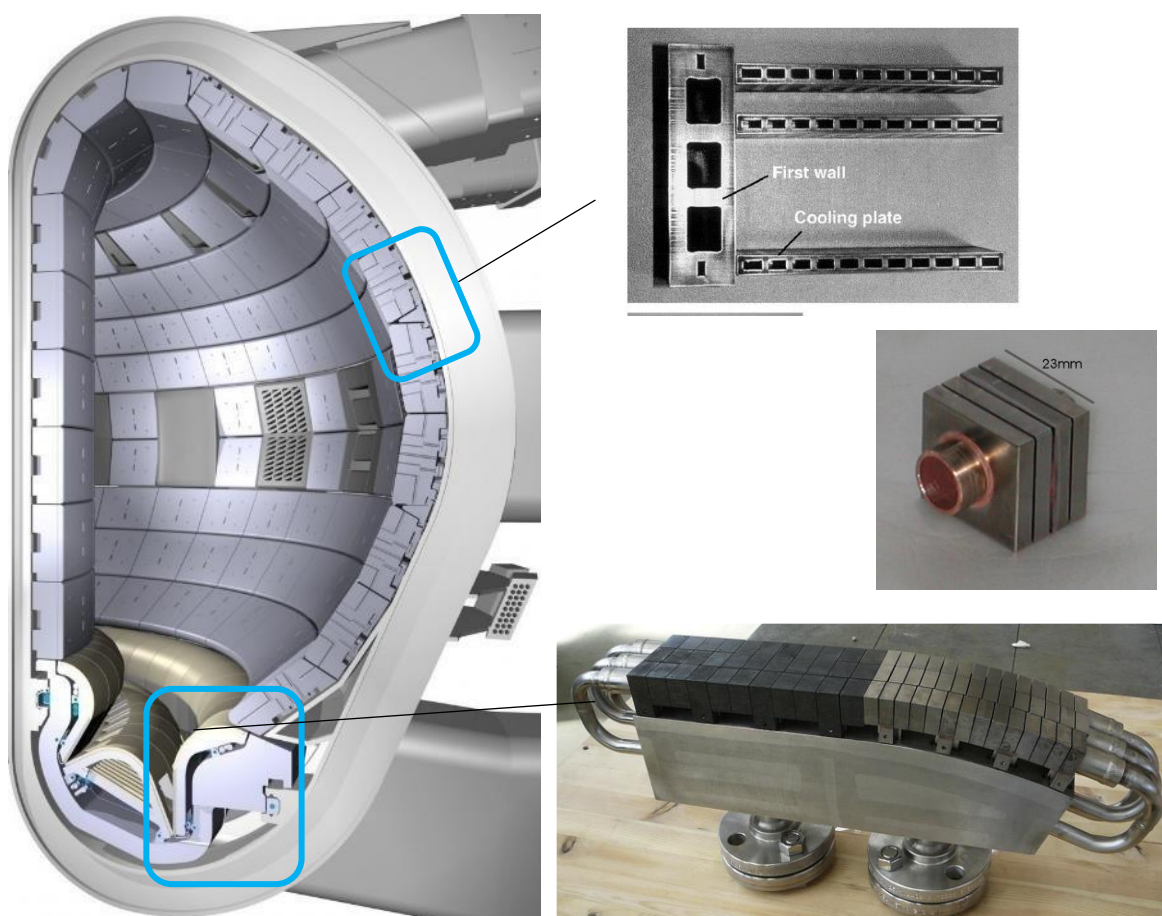
EUROFER 97			316L(N)-IG / EN 1.4404 (IG)			316L / EN 1.4404		AISI 1018 / EN C15		
Ref.:	X-MET 5000, SZIE	R. Lindau et al., 2005		V. Barabash, 2013		V. Barabash, 2013		MatWeb: AISI 1018		
Ötvöző	Mért	Céltartomány és cél	Ötvöző	min	max	min	max	min	max	
Fe	>86,25		Fe					98,81	99,26	wt%
Cr	9,15	8,5 – 9,5 [9,0]	Cr	17,0	18,0	16,50	18,50	-		wt%
Mn	0,46	0,20 – 0,60 [0,40]	Mn	1,60	2,0		2,00	0,60	0,90	wt%
C	-	0.09 – 0,12 [0,11]	C		0,030		0,030	0,14	0,20	wt%
P	-	<0,005	P		0,025		0,040	-	0.040	wt%
N ₂	-	0,015–0,045 [0,030]	N ₂	0,060	0,080		0,11	-		wt%
V	0,22	0,15 – 0,25						-		wt%
W	1,05	1,0 – 1,2						-		wt%
Ta	-	0,10 – 0,14 [0,12]	Ta		0,01	0,01	0,05	-		wt%
			B		0,0020		0,0010	-		wt%
			S		0,010		0,015	-	0.050	wt%
Si*	-	< 0,04 (400 µg/g) **	Si		0,50		1,00	-		wt%
Ti*	0,04	< 0,02 (200 µg/g)	Ti*		0,1	-		-		wt%
Co*	0,39	< 0,001 (10 µg/g)	Co*		0,05	0,05	0,20	-		wt%
Ni*	<0,14	< 0,001 (10 µg/g)	Ni	12,00	12,50	10,00	13,00	-		wt%
Cu*	0,01	< 0,001 (10 µg/g)	Cu*		0,30	-		-		wt%
Nb*	0,01	< 0,000001 (0,01 µg/g)	Nb*		0,01	0,01	0,10	-		wt%
Mo*	0	< 0,0001 (1 µg/g)	Mo	2,30	2,70	2,00	2,50	-		wt%
			Ta+Nb+Ti*		0,15	-		-		wt%

* ötvözők sugárzás szempontjából a fúziós erőművekben elkerülendőek (Lindau et al., 2005, Barabash, 2013).

** a mértékegység átváltása: $10 [\mu\text{g/g}] / 10000 = 0,001 \text{ wt } \%$

2.2. Diffúziós hegesztés alkalmazása az ITER fúziós reaktorban

Ahogy a bevezetésben ismertettem, az ITER első fal elemeinek legfontosabb szerkezeti acéljának diffúziós kötését a SS316 L(N)-t vizsgáltam. Ugyanakkor az első fal plazmát határoló burkolatának elemeit, így a berillium lapjait is és a wolfram hasábokkal beburkolt Divertor kazettákat is, diffúziós eljárással hegesztik össze a hűtőjáratokat tartalmazó szerkezetekre. Ezek az elemek kapják a legnagyobb térfogati hőterhelést: $2\text{--}3\text{ W/cm}^3$, ahol a felületen ébredő hőfejlődés: $5\text{--}10\text{ MW/m}^2$, szélsőséges esetben: $300\text{--}1000\text{ °C}$ –t is el kell viselnie egyes komponenseknek. Ugyanakkor ezek mögött vannak azok a további szerkezeti elemek, amelyek szintén igen magas neutronsugárzásnak és hőhatásoknak vannak kitéve. Így például a divertor kazettákon a hűtőcsövek anyaga a CuCrZr-IG vagy a teljes falat burkoló kazetták 316L(N)-IG anyagát érdemes megemlíteni. E kötéseknek kell ellenállni a hőtani, mechanikai és neutronterheléseket, illetve a fúziós reaktor ciklikus működésének.



2.5. ábra Az ITER tokamak vákuumkamra keresztmetszete (iter.org, 2021), egy HIP hegesztés mintadarabja (Norajitra et al. ,2002), a rézcsőre hegesztett wolfram kocka (E. Visca et al., 2013,)

2.2.1. A diffúziós kötés létrehozása, paramétereit és a jellemző kihívásai

A diffúziós kötés létrehozásához vákuumkörnyezetben két alkatrész megfelelően előkészített felületét az olvadáspont alatt, de ahhoz közeli hőmérsékleten a teljes felületen kifejtett normális irányú nyomással, több órán át tartják. Jóllehet az eredetileg porkohászatra kifejlesztett eljárás az úgynevezett HIP eljárással por formájában egy puhább fémből készült formába szükséges

tenni a zömítésre és kötésre szánt port – ugyanez az eljárás tetszőlegesen nagy felületek kötésére is alkalmas, akár nagyon eltérő olvadáspontú anyagok között.

A hegesztési hőmérséklet megválasztása

A hegesztésre kerülő munkadarabok hőmérsékletét úgy kell kiválasztani, hogy az közel álljon a kisebb olvadáspontú fém újra-kristályosodási hőmérsékletéhez. Ez nagyjából az olvadási pont 0,7...0,8 szorosa. Így szilárd halmazállapotú kötésről beszélünk, bár a belső diffúziós folyamatok igen jelentőssé válnak. Jellemző hőmérsékleti tartomány acélok esetében: 900 - 1150 °C.

A közeg vákuum vagy védőgáz

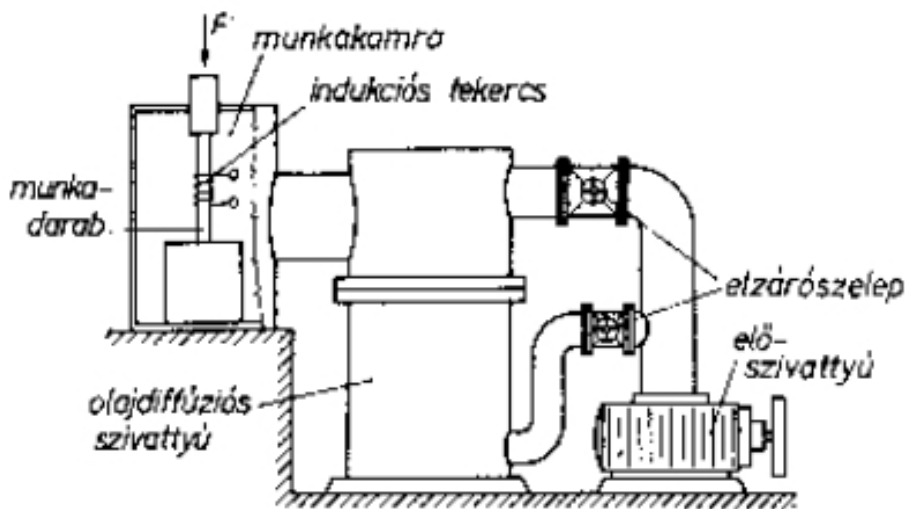
A hegesztést vákuum edényben végzik 10^{-2} ... 10^{-4} Pa nyomás alatt, egyrészt a hegesztendő felületeket borító idegen rétegek (oxid, szennyezés) leoldásának biztosítására, másrészt a hosszú diffúziós idők során az újabb oxidálódás elkerülése érdekében. Bár a diffúziós hegesztést általában vákuumban hajtják végre, de elvégezhető védőgázban is, ilyenkor azonban sokkal nagyobb nyomásra van szükség. (Verő, 2011) A védőgáz egy semleges gáz kell legyen, hogy kémiaiilag ne lépjen reakcióba - általában argont használnak. (Visca et al., 2010).

Statikus nyomás

A melegítéssel egyidejűleg létesített nyomás (1...120 MPa) hatására létrejön a diffúziós kötés (Verő, 2011). Norajitra két lépcsős HIP hegesztési eljárást alkalmaz először 32 MPa, utána 200 MPa terhelést alkalmaz a jobb kötés elérése érdekében, a 316L acélra Sato et al. (2001) 150-200 MPa-s statikus nyomást használ. A statikus nyomás jellemzően egy-két óráig is tarthat.

A berendezés felépítése

A diffúziós hegesztéshez szükséges berendezés elrendezési vázlatát a 2.6. ábra mutatja. A vákuum-berendezés egy szivattyúval és szivattyúszelepekkel felszerelt vákuumkamra, amelyben a munkadarab felmelegítésére alkalmas fűtőrendszert helyeznek el. A kívánt hőmérsékletet indukciós melegítéssel, elektronsugárral, esetleg wolframból vagy molibdénből készült fűtőtesttel lehet biztosítani. A hegesztéshez szükséges nyomást legtöbbször hidraulikusan állítják elő (Verő B., 2011).



2.6. ábra A diffúziós hegesztéshez szükséges berendezés

A felületek előkészítése, tisztítása

A hegesztés minősége nagyon nagymértékben függ a felület előkészítésétől: zsírtalanítás, oxid réteg eltávolítása (Barabash, 2005). A HIP hegesztés esetén alkalmazható az alkatrész vákuum alatti kifűtése vagy akár az újraolvasztása, megtisztítva így a szennyeződésektől és a nem-fémes szennyezőktől. A felület polírozása és vegyi marása után minél hamarabb szükséges a diffúziós kötés elvégzése. Minden késlekedés elősegítheti a szennyeződést és az oxid réteg kialakulását a felületen, ami jelentősen rontja a felület kötésének minőségét.

A korábbi tapasztalatok alapján a következőképpen kell előkészíteni a felületet: (Barabash, 2005)

- A felületi érdesség beállítása: $R_z = 1-2 \mu\text{m}$
- A felület acetonos tisztítása
- A minta előfűtése $800-1000^\circ\text{C}$, 2 óráig 10^{-3} és 10^{-4} Pa között (HIP esetén javasolt)
- A puhább fém burkolat kialakítása után a tisztításhoz, további 500°C , 4 órára, $<10^{-2}$ Pa. (HIP esetén)
- A felület tisztítását az irodalom alapján különböző anyagokkal végezték el: salétromsav, foszforsav és ecetsav oldattal, ami után rendszerint ultrahangos tisztítást alkalmaztak. Lásd Goods, Puskar (2001), Jung Y.-I (2013) és Norajitra P. (2002) kísérleteit.

Filmek és adalékanyagok alkalmazása

Bizonyos anyagpárosításnál a közvetlen hegesztés nem megoldható, vagy nem megfelelő kötéshez vezet. Különös tekintettel arra, hogyha a kötés élete során ciklikus fázisú hőterhelést kell elviselnie, ahogyan az ITER plazma pulzusokban (40-60 perc) fog működni.

Így a felületi diffúziós folyamatok gyorsítására, vagy a hegesztendő anyagok különböző tulajdonságainak (pl. hőtágulási együttható, olvadáspont) figyelembevételével egy közbenső, átmeneti réteget szükséges behelyezni. Ilyen rétegeket vékonyan a felületre is fel lehet vinni fémszórással, galvanikus úton, elektro-plattírozással vagy por alakjában. Ugyanakkor több réteg is alkalmazható Verő (2011) leírása alapján.

A közbenső réteg a diffúziós folyamat során folyékony fázist is alkothat bizonyos esetekben. A diffúziós hegesztés viszont abban különbözik a forrasztástól, hogy hegesztés közben a folyékony fázis teljesen vagy részben keveredik az alapanyagokkal, továbbá új reagens rétegek jöhetnek létre. A reagens rétegek problémájára, és a javasolt köztes filmekre a Be / Cu, W / Cu és W / Cu Kalinin (2001) ad összefoglalást. Bár a köztes filmek előnyt is jelenthetnek, de alapvetően gyengíthetik is az újabb rétegek létrejötte a hegesztési felületen. Használatukra az az ITER tokamagnál a W és a CuCrZr hűtőcsövek diffúziós kötése, valamint a Be és CuCrZr felületek kötésénél van elsősorban szükség. A teljesség igénye nélkül az első fal kötéseire számos kísérlet született (Jung et al., 2013), (Park et al., 2013), (Basuki, Aktaa, 2011), (Kalinin et al, 2001) Jelentősége a wolfram és a FMSs (ferrites martenzites) acélok között a nagy hőtágulási együttható maradó feszültségének csökkentése Ti vagy Cr réteggel.

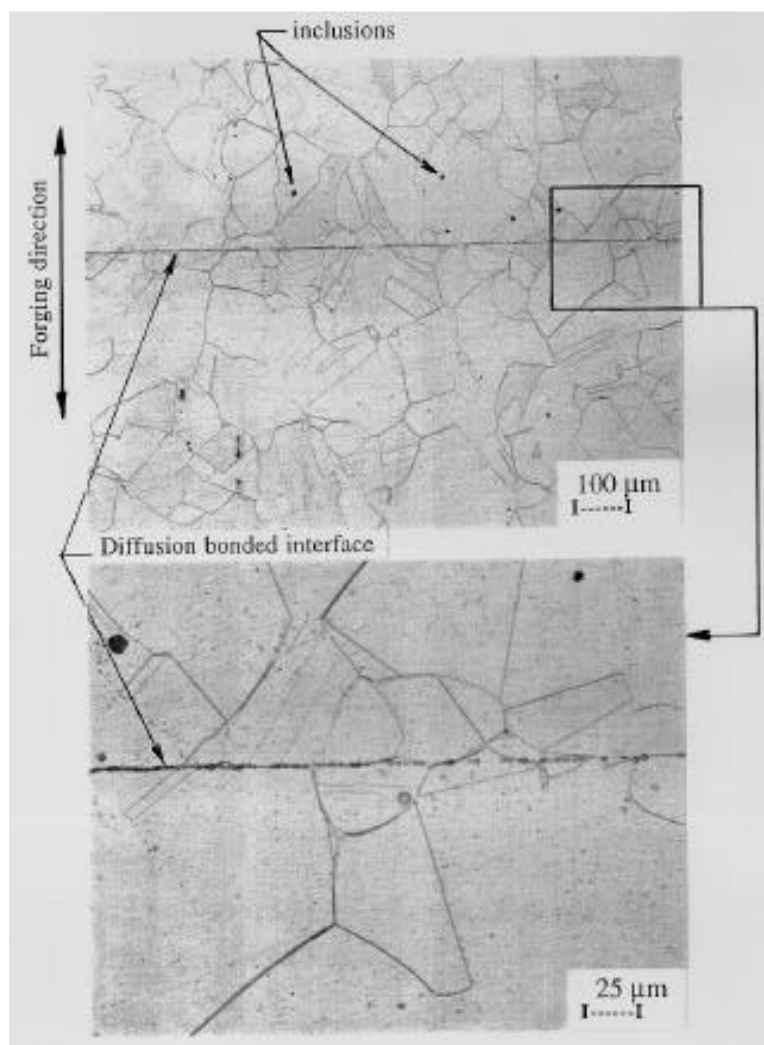
Az acélok rézötvözethez való hegesztésekor az acél ötvözőinek diffúziója miatt az anyagszerkezet jelentősen módosulhat, amely így befolyásolhatja a kötés szilárdságát is. Így a köztes filmek egyfajta diffúziós határt is jelenthetnek a két alapanyag között. További

anyagokat is javasoltak a kötési szilárdság javítására, mint a titán (Park et al., 2013), nikkel (Zhong et al. 2009), nióbium (Basuki, Aktaa, 2011), vanádium (Basuki et al. 2012).

2.2.2. A SS316L / SS316L acél diffúziós hegesztése

Az általunk választott 316L / 316L ausztenites rozsdamentes acél hegesztésére is számos kísérlet született. Mivel e kötések elsősorban mechanikai terhelésnek lesznek kitéve, továbbá az ITER első fal hűtőjáratát és vákuumzárását hivatott szolgálni - ezek elsősorban mechanikai vizsgálatoknak voltak alávetve. (Kalinin, 2000)

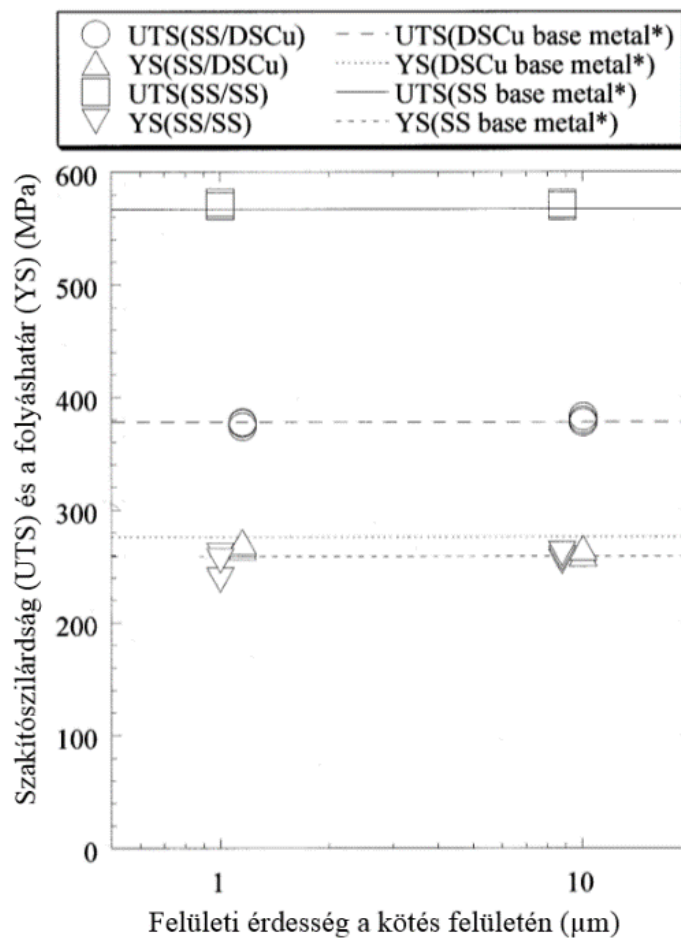
Az ITER tokamakhoz készült kísérletekhez mikroszkópiai képekkel a mintára merőlegesen készültek felvételek (2.7. ábra), ahol a hegesztési felület jól kivehető, feltehetően az oxid réteg miatt gátolt diffúziós folyamatok miatt. A szerkezeti kötéseknel természetesen az összefüggő zárvány nem megengedhető a megfelelő diffúziós varrat előállításánál. (Barabash, 2005) A megfelelő kötésnél a szemcseszerkezet határa nem válik el, hanem a szemcsék „átnyúlnak” az eredeti hegesztési felületen.



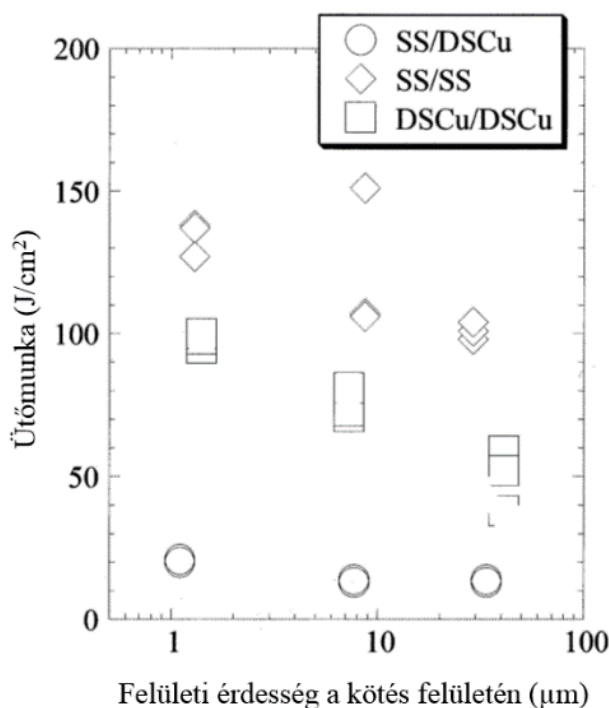
2.7. ábra A SS316L / SS316L mikroszkópia hegesztési felülete (V. Barabash, 2005)

További érdekes vizsgálatot jelent a felületi érdesség függvényében a SS316L/SS316L kötésének vizsgálata Sato et al. (2001) nyomán. A szakító próbák eredményei alapján alig van hatása a felületi érdességnek akár egy nagyobb tartományon belül: ~ 1 / ~ 10 / $\sim 40 \mu\text{m}$, inkább az ütőmunkát csökkenti a nagyobb felületi érdesség, lásd a 2.8. ábrán. Megfigyelhető, hogy a

hegesztéskor alkalmazott nyomás függvényében (150 vagy 200 MPa) jobb kötést eredményez a hegesztés paramétereit mellett: 1050 °C/ 120 min. Így a rosszabb felületi érdesség elsősorban az szívósság csökkenésével volt összefüggésben hozható, ahogy a 2.9. ábra is látható.



2.8. ábra A szakítószilárdság (UTS) és folyáshatár (YS) a SS316LN-IG/DSCu és SS316LN-IG/SS316LN-IG kötése, ahol a paraméterek: $R_z = 1 \mu\text{m}$ /150 MPa és $R_z = 10 \mu\text{m}$ /200 MPa mellett. (Sato et al., 2001)



2.9. ábra Az ütőmunka alakulása a SS/DSCu, SS/SS és DSCu/DSCu HIP kötéseinél a HIP felületek kötésénél a felületi érdesség függvényében (Sato et al., 2001)

Bár a rosszabb felületi minőséget a költségek potenciális csökkentése miatt vizsgálták, érdemes megjegyezni, hogy az irodalomban található HIP és egyéb diffúziós kötéssel foglalkozó cikkek általában $R_z = 1$ mikronos felületi minőséggel dolgoznak, vagy akár annál finomabb felülettel is. Mivel a diffúziós kötés önmagában komoly technológiai felkészülést igényel, a felületi érdesség, alakhibák beállítása kevésbé fog plusz költséget jelenteni a technológia egyéb feltételeihez képest.

Diffúziós kötések vizsgálatainak összegzése

- A hegesztés megfelelő minőséghez a gyártás szigorú minőségügyi felügyeletére van szükség. A megfelelő hegesztési paraméterek megválasztása függ a hegesztendő minta anyagi jellemzőitől, a felületek előkészítésétől, az egyéb köztes filmek alkalmazásától. A szennyeződések, oxidok, tehát a felületek tisztítása jelentősen befolyásolják a hegesztés minőségét. Így ezek pontos beállítása minden hegesztésnél következetes eljárást igényel.
- Az irodalom alapján megállapíthatjuk, hogy egy adott anyagpárosítás hegesztési minőségének teljes körű ellenőrzéséhez a kötési felület mikroszerkezeti vizsgálata mellett a szakítópróbák és a töréspróbák elvégzése is szükséges (Barabash, 2005). Mivel e vizsgálatok költségesek ezért ezek számának csökkentésére és a kontakt felületen létrejövő kötési mechanizmusok jobb megértése érdekében fontosnak láttam a diffúziós kötés modellezését elvégezni és áttekinteni.
- A hosszú hegesztési folyamatokra nem találtam olyan kísérleti eljárást, mellyel a hegesztési varratok minőségére lehetne következtetni. Ennek gyakorlati haszna ugyanakkor jelentős lehetne a megfelelő hegesztési paraméterek beállításához.
- A diffúziós kötések létrehozásához a paramétereik: hőmérséklet, nyomás, idő, felületi érdesség megválasztása számos optimalizációs lehetőséget adnak. Sato et al. (2001) cikke

külön nem vizsgálta, de az eredmények alapján feltételezhetjük, hogy a hegesztési paraméterek bizonyos tartományon belül kiválthatják egymást.

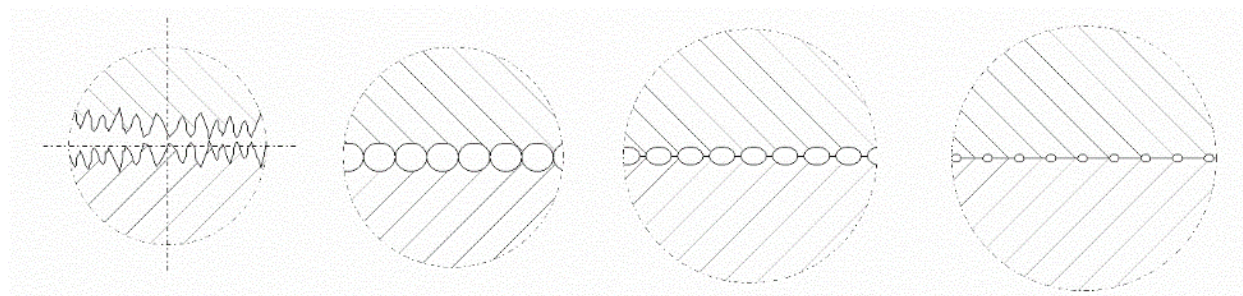
2.3. A kontakt felület diffúziós hegesztésének elméleti modellezése

A diffúziós hegesztés felületi modellezésére a korábbi elméletek alapján Hill és Wallach (1989) állított fel egy modellt, amely párhuzamos felületi mechanizmusok alapján szimulálja a diffúziós hegesztést két fém felület között. Mindezt a hőmérséklet, nyomás, idő, felületi érdesség és a hegesztett anyag paramétereinek függvényében. A korábbi munkákban számos kísérlettel vetették össze a modellt a réz és az acél (α és γ vas) diffúziós kötésének alkalmazására vonatkozóan, lásd Derby, Wallach (1984) munkájában. A modellezéseikkel megmutatták, hogy az eljárás alkalmas lehet már kereskedelemben alkalmazott acélokra is. Továbbá Hill (1983) a PhD munkájában több a 316L acélra végzett modellezésére is külön kitért. Általánosságban elmondható, hogy a modellezés az ideális felületi geometria és hegesztési körülmények miatt jóval ideálisabb hegesztési eredményeket ad, illetve az eltérő anyagok alkalmazásakor más mechanizmusok bevezetése is szükséges lehet. Ugyanakkor az irodalomban fellelhető későbbi diffúziós hegesztési modellek (Basuki, 2008) (Sittel, 2014) (Zhang, M. Q. Li, 2015, 2018) (Ruifang et al., 2012) elsősorban erre a modellre épülnek. Az újabb modellezések közül Ruifang (2012) a dinamikus paraméterekkel javítva pontosítja a modellezést - a TC4 (Ti-6Al-4V). Bár maga Hill (1983) a PhD munkájában is a bemenő anyagparaméterek módosításával további javaslatokat tett a valós folyamatok közelítéséhez.

Bár elmondható, hogy az eredeti Hill, Wallach (1989) által közölt modell ideálisabb és gyorsabb hegesztést feltételez a valós mérésekhez és a javított modellekhez képest, de a mechanizmusainak teljessége és az irodalom alapján a kipróbáltsága miatt első közelítésnek ezzel érdemes foglalkozni.

A modell szerint, amikor a két felület érintkezik, akkor a szemközti érdességi profilok a képzeletbeli ismétlődő csúcsaikon találkoznak egymással – ezzel az elliptikus keresztmetszetben a maximális üreget képezve. (Hill, Wallach, 1989)

A modell kiindulásaként a felületi érdességi profilt leegyszerűsítjük, és feltételezzük, hogy a teljes kontakt felület ellipszis barázdák sorából áll egymás mellett. A két felületet a fél ellipszisek helyettesítik, amelyek a csúcsaikon találkoznak egymással - a folyamatra merőleges képet a 2.10. ábra mutatja. A nyak kialakulásával egy csatlakozási felület keletkezik, amely növekedésével végül az ellipszisek zsugorodnak és eltűnnek.



2.10. ábra A felületi érdességi profil párhuzamos ellipszis barázdákkal (hornyokkal) modellezve, geometriájának paraméterei

A felületi érdesség geometriai megfontolásai

A hegesztési modell a síkra merőleges hosszan elnyújtott barázdákat feltételez, például amelyek marás következtében periodikusan ismétlődnek, így a 3D felületi geometria 2D feladattá: a felületben kitolt ellipszisekre egyszerűsödik. A barázda magassága jellemzően: $0.2 - 2 \mu\text{m}$, a szélessége a $30-70 \mu\text{m}$ -t is elérheti.

A teljes modell ennek a tökéletes ellipszisnek a formálódását és végül a bezáródását írja le, ahol a szimmetria miatt egy negyedrészt vesz figyelembe. Az eredmények az üregeket leíró ellipszis kis és nagy tengelyének változását adják időben. A modellezés főbb jellemzőit, előnyeit és korlátait Hill, Wallach (1989) és Basuki (2008) alapján a következőképpen foglalhatjuk össze.

- A modell két azonos anyagot, azonos felületi érdességet feltételez.
- Szimmetrikus modellel számolunk, ahol az érintkezési csúcsok tökéletesen találkoznak egymással egy ellipszist formálva.
- A barázdák (ellipszisek) egy síkban helyezkednek el mindenféle felületi hullámosságtól mentesen. Tehát a felületi érdességet helyettesítő ellipszis geometriája ismétlődik az egész hegesztett felületen.
- Feltételezhetjük továbbá, hogy az ellipszis keresztmetszetű üregek jobban fedik a valóságot, mint az irodalomban korábban használt háromszög vagy kör alakú üreg keresztmetszetek. Lásd példának 2.14. ábra.
- A modell magába foglalja az összes lehetséges transzportfolyamatot beleértve a kezdeti plasztikus alakváltozást, kipárolgási (kigőzölgési) / kondenzációs folyamatokat az üregek belsejében, a felületi és térfogati diffúziós folyamatokat, valamint a felületen kialakult érintkező nyak kúszását is.

A modellben a jellemző anyagtranszport az ellipszis üregen belül a görbületi sugarainak megfelelően a laposabb (nagyobb felületi sugarú) résztől a sarkosabb (kisebb felületi sugarú) nyak felé alakul ki. Az üregekben létrejövő folyamatok – későbbiekben mechanizmusok – során a görbületi sugarak különbsége miatt kialakul egy hajtóerő. Így az ellipszis kis és nagysugarát változtatva körré alakul az üreg, majd ezek a folyamatok leállnak. Más mechanizmusok viszont az ellipszis üregek csökkentésében játszanak majd szerepet.

A modell nagy előnye, hogy a hegesztési szakasz különböző pontjainál megállítható és folytatható, így nem szükséges újraértelmezni – újra felvenni a paramétereket, annak megállításakor. Ugyanakkor a következőket nem veszi figyelembe Basuki (2008) és Hill, Wallach (1989) összefoglalásai alapján:

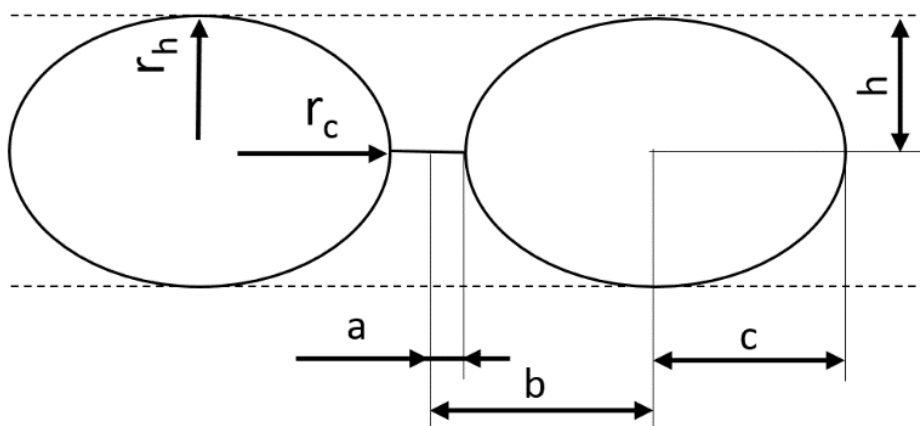
- A szemcseszerkezet változását a diffúziós hegesztés folyamata alatt: pl szemcsedurvulás, újrakristályosodás, kiválások képződése.
- Felületen fennmaradó szennyeződések, oxid réteget. Valamint az anyagból a felületre kioldódó szennyeződések és így a lehetséges zárványok keletkezéseit, azok bezáródásának megállítását.
- A hegesztendő minták eltérő felületi érdességét és a hegesztett felületek hullámosságát.

Nem találtam továbbá részletes tanulmányt a modell eltérő anyagpárookra való kiterjesztését, bár Hill (1983) javaslata alapján alkalmazhatóvá válhat erre is.

Az ellipszis kis és nagy tengelyének görbületi sugarát a 2.11. ábra mutatja. A hosszabb féltengelyhez tartozó sugár r_c , és a rövidebb féltengelyhez tartozó sugár r_h

$$r_c = \frac{h^2}{c}, \quad (2.1)$$

$$r_h = \frac{c^2}{h}. \quad (2.2)$$



2.11. ábra A felület közelítő ellipszisének geometriája és paraméterei

2.3.1. A modell mechanizmusainak összefoglalása

A diffúziós kötés általános hajtóereje a belső energia csökkenése azáltal, hogy két felületből keletkezik egy (Hill, 1983). Anyagtranszport van a potenciál gradiensek mentén, míg néhány folyamatot teljes mértékben a nyomás okoz, más folyamatokat a hőmérséklet és felületi feszültség különbsége. Ezek által Derby (1984) Hill, (1983, 1989), Wallach (1984) munkái alapján meghatározhatunk hegesztési szakaszokat, illetve hegesztési mechanizmusokat. Az elméleti számítások egy része a korábban kidolgozott szinterelési elméletekből származtathatóak, ugyanakkor mindegyik az új geometriának megfelelően lett átdolgozva. A mechanizmusok részletes tárgyalásai a 4. Mellékletben megtalálhatók.

A diffúziós hegesztés jellemző szakaszai és felületi mechanizmusainak összefoglalása:

A. Hegesztési szakasz, pillanatszerű plasztikus deformáció

0. Plasztikus deformáció: pillanatszerűen történik meg. Kialakul egy kezdeti nyak a felületi nyomás függvényében.

B. Hegesztési szakasz, diffúzió a szabad felületről a nyak felé

1. Felületi diffúzió: anyagtranszport az ellipszis felülete mentén haladva a kialakult nyak (varrat) felé.
2. Térfogati diffúzió: anyagtranszport az ellipszis felületének közelében a térfogatban a nyak felé.
3. Kigőzölgési anyagtranszport a felületről a nyakhoz közel kondenzálódik

C. Hegesztési szakasz, diffúzió a szemcsehatár mentén a nyak felől az üreg felé

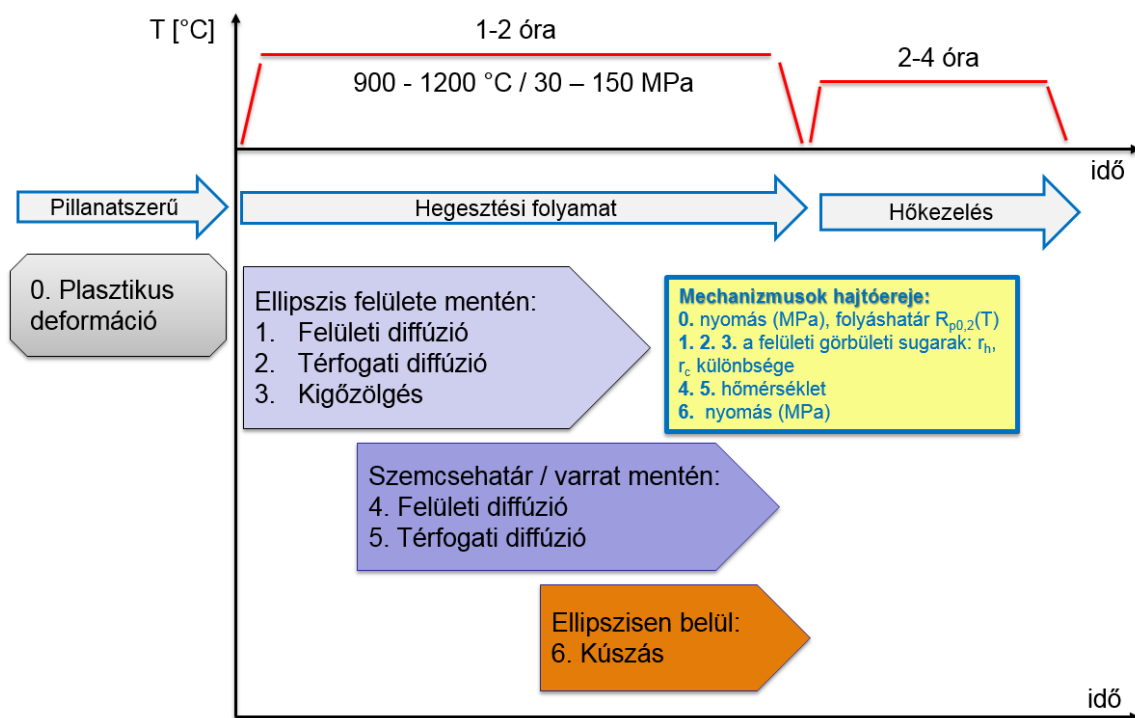
4. Szemcsehatár menti diffúzió: a szemcsehatár, érintkezési felületről a nyak felé távozó anyagtranszport.

5. Térfogati diffúzió a szemcsehatár felől a nyak felé a térfogaton keresztüli anyagtranszport.

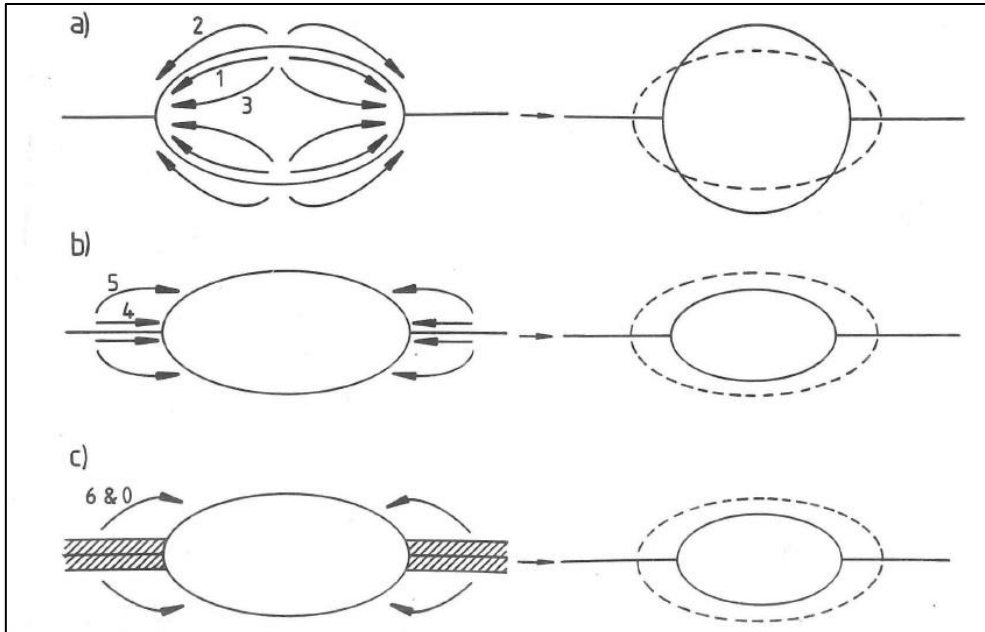
D. Hegesztési szakasz,

6. Kúszás

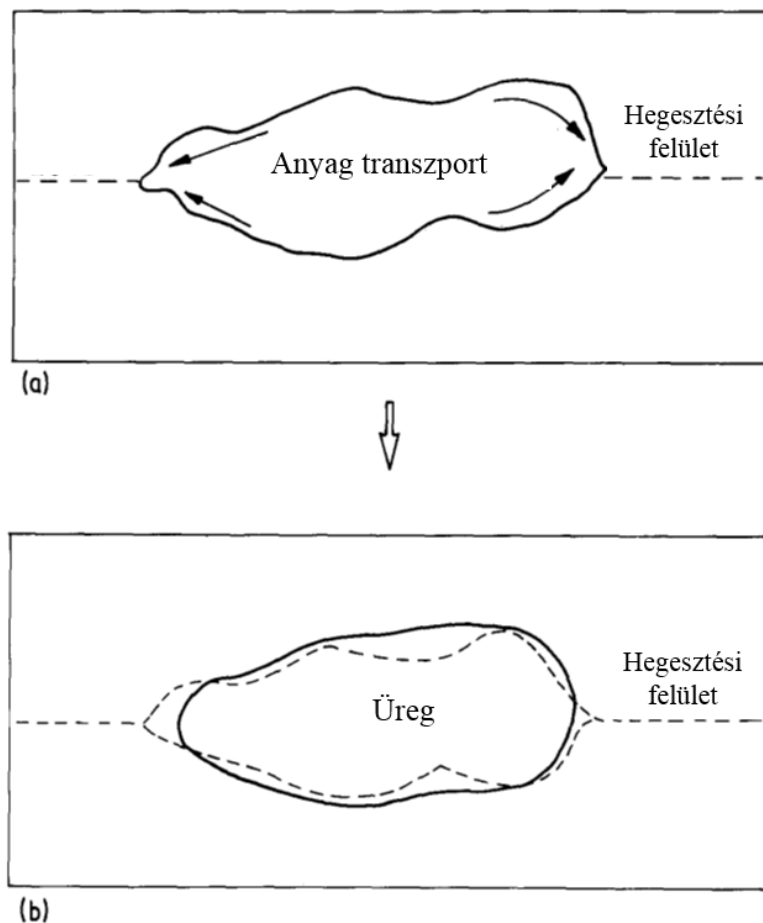
A fenti mechanizmusok a „0” kivételével párhuzamosan történnek, de felállítható egy sorrend aszerint, mikor dominánsnak tekinthetők a hegesztés folyamata alatt. Az időben egymáshoz képest elhelyezett mechanizmusok párhuzamos, illetve egymás utáni ábrázolását szemlélteti a 2.12. ábra. A folyamatok közül egyedül a 0. nem időfüggő folyamat, hanem pillanatszerű, a többire (1-6) ugyanakkor lassú folyamat jellemző a hosszú hegesztés alatt. A mechanizmusok anyagtranszportja Hill (1983) ábrázolása szerint a 2.13. ábra látható.



2.12. ábra Diffúziós hegesztés mechanizmusainak összefoglaló folyamatábrája



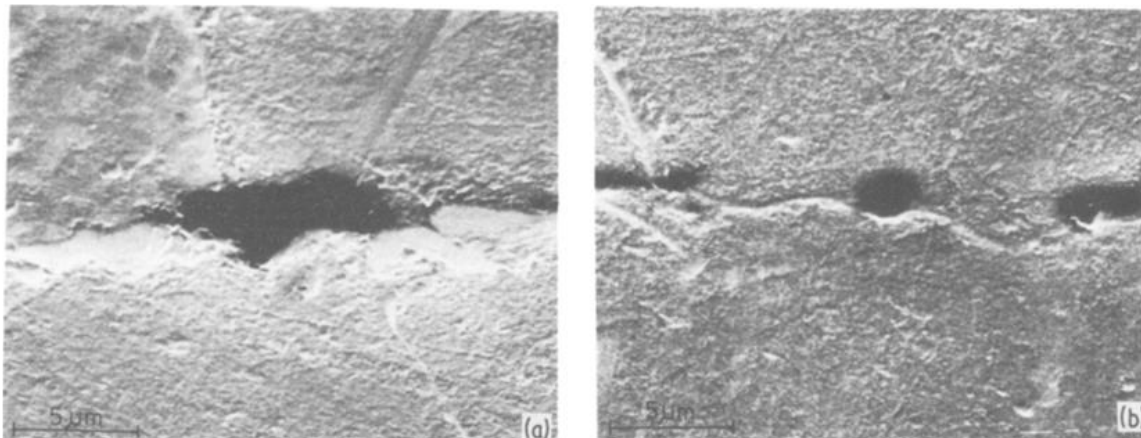
2.13. ábra Diffúziós hegesztés mechanizmusainak grafikus összefoglalása (Hill, 1983)



2.14. ábra Derby (1984) által közölt geometria felületi diffúziós mechanizmusának illusztrációja egy a valósághoz közeli üreg esetén

A valóságos üreg alakulását Derby (1984) rajzával (2.14. ábra) illusztrálva láthatjuk. A nagyobb felületi görbület felől a kisebb felületi görbületű nyak felé lesz anyagtranszport, ezzel kisimítva

az érdeesebb felületet. A felületi mechanizmusok során az üreg geometriája változik, viszont a térfogata állandó marad. A 2.15. ábra a varrat mikroszkópikus képét mutatja.



2.15. ábra Mikroszkópikus képe a két alfa-vas felülete közötti kötés felületén létrejövő üregek képe 10 perc / 700 °C / 7 MPa után. (Derby, 1984)

2.3.2. A diffúziós kötés elméleti modellezésének alkalmazhatósága

A modell bemeneti adatai két részre bonthatóak, úgymint a folyamat jellemzői: hőmérséklet, nyomás, idő, felületi érdesség, valamint a hegesztendő felületek anyagtulajdonságai. Adott anyagnál az előbbieket optimális beállítása szükséges, az utóbbi adott, vagy a kevésbé változtatható. A hőmérsékletfüggő anyagtulajdonságokat a 316 L acélhoz az M3 Mellékletben közöljük.

A Hill által 1983-ban megfogalmazott problémák egy része mára már nem aktuális, a technológiai fejlődés, vagy a mikroszerkezet modellezése miatt, viszont számos megfontolást ma is érdemes újra végiggondolni. (v.ö. Hill, 1983, 91-110 oldal) Korábban például a mérőműszerek pontatlansága, a felületi normális nyomás mérése, hőtágulás figyelembevétele, vagy az irodalomban sokszor pontatlanul leírt felületek előkészítése (csiszolás, marás, tisztítás) nehezítette az irodalomban talált adatok összehasonlíthatóságát. A 316 L –re számos diffúziós hegesztési kísérlet született, ezzel ellentétben a felület mikro modellezése nem, vagy nehezen található az irodalomban. Így elsősorban Hill (1983) eredményeire hagyatkozva a 316 L –re elvégzett diffúziós hegesztés és a modellezés összevetése az elsődleges referencia számunkra is. A 2. táblázatban vannak összefoglalva a Hill által elvégzett mérési folyamatok paraméterei. A modellezéseknél a szemcseméretet 100 μm-nak feltételezve. Dolgozata kitér igen részletesen a réz, szénacél, tiszta vas α és γ fázisban kísérleti és modellezési eredményeire is az akkori irodalom alapján.

2. táblázat A 316 L acélra végzett diffúziós kötések Hill (1983, 95 oldal) munkájában

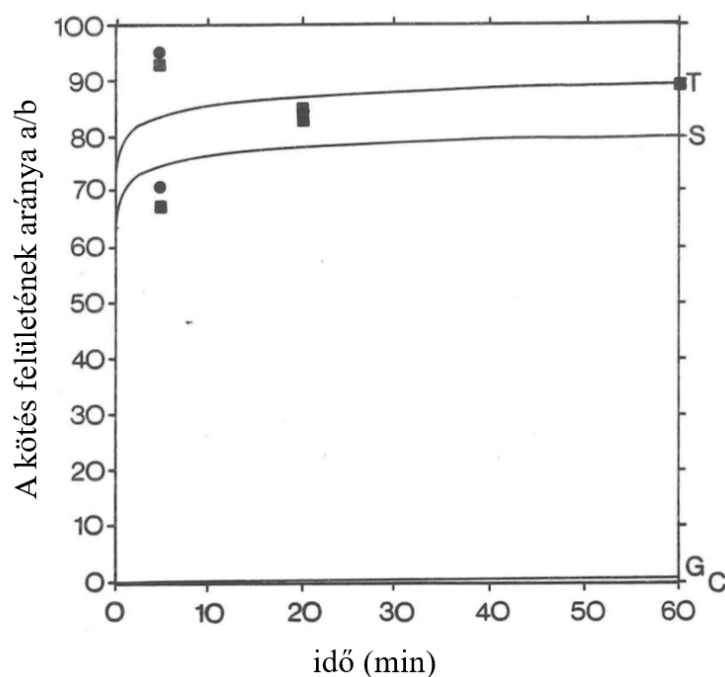
	Hőmérséklet, °C	Nyomás, MPa	Idő, min	Felületi érdesség, μm	Átlagos hullámhossz, μm
316L	800, 900, 1000	20	5, 20, 60	0,22	51

A felületen keletkező valós kötés - ahogy azt a villamos kötésnél is láthatjuk - a 0. mechanizmus plasztikus alakváltozása után, akkor értelmezhető valós kötésnek, ha a felületi oxidok, szennyeződések eltűnnek, vagy feloldódnak az anyagban. Ezért a modell szerint bár gyorsan

létrejön a 80% kontakt felület, a valós összehegedést az utána következő mechanizmusok fogják biztosítani. Ezért a hegesztés idejét célszerű nem túl rövidre (10 – 20 perc) választani. Természetesen a tapasztalatok alapján a tiszta felület jelentősen le tudja rövidíteni a folyamatot.

A tiszta α -vas (ferrites vas) esetében jó egyezést találtak a mérések és a modellek között. Bár az eredmények körül valamekkora bizonytalanságot jelent a megfelelő felületi érdesség figyelembevétele. Az α -vas esetében is megjegyzi Hill (1983) a szennyeződések és oxidok jelenlétét, ami jelentős bizonytalanságot adhat. Magasabb hőmérsékleten a γ -vas kötési tulajdonságát is vizsgálta Hill (1983). Itt szintén jó közelítést adtak a vizsgálatok, bár a méréseket az elmélet rendre felülbecsüli.

A számunkra kiválasztott 316 L kötésére már nagyobb szórást adnak a különböző mérések. Itt nem elég a fázisok egyszerű keverékével számolni. Továbbá a felületen jelen lévő Cr-oxidok felületen kialakult vegyülete nehezen oldódik az anyagba és jelentősen gátolja a szemcsék kötését és a diffúziós folyamatokat. Így a felületről való lemaratása nagyobb bizonytalanságot ad a gyakorlatban, mint egyéb anyagoknál. A 2.16. ábra mutatja a kötés idejének függvényében a teljes kötést 316 L acélra 1000 °C, 20 MPa, $h_0 = 0,22 \mu\text{m}$ kezdeti érdességi csúcs és $2 \cdot b_0 = 51 \mu\text{m}$ kezdeti átlagos hullámhosszal számolva (λ_a), illetve a hozzá tartozó mérési pontok összehasonlítását is látjuk.



2.16. ábra A 316 L acél diffúziós kötésének előrejelzésének összehasonlítása a kísérleti eredményekkel; 1000 °C, 20 MPa, $h_0 = 0,22 \mu\text{m}$, $2 \cdot b_0 = 51 \mu\text{m}$ (Hill, 1983, 105 oldal), mérések: keresztmetszet (négyzet) és a törési képhez (kör) képest

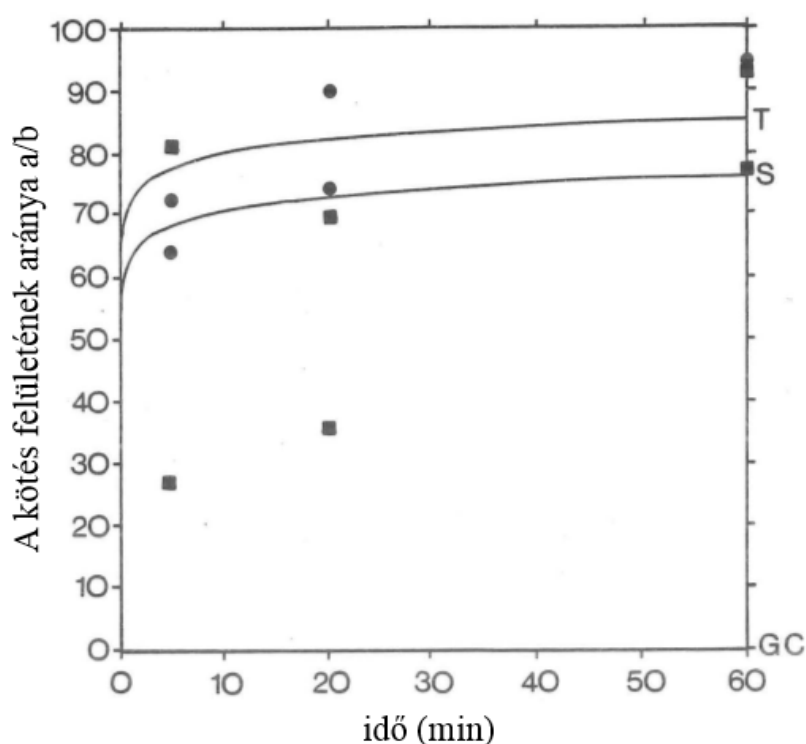
A 2.17. ábra ugyanezt a modellezést és mérést mutatja a 900 °C mellett.

Az átlagos hullámhossz a felületi érdességi profilból származtatható érték, amit az érdességi csúcsokból és völgyekből, illetve azok sűrűségéből számolunk. Részletes számítását a következő fejezetekben közlöm Gadelmawla et al. (2002) alapján. Érdemes megjegyezni, hogy a modell kezdeti ellipszis geometriája $h_0 = 2 R_q$, $2 \cdot b_0 = \lambda_a$ képletekkel számoljuk, ahol a nyak szélességét $a = b - c$ -vel számoljuk a 2.11. ábrának megfelelően. Így az a/b aránya egy

negyed ellipszis arányát mutatja, amit a b_0 kezdeti szélességre vetítünk. Ennek megfelelően írhatjuk: $a_{0...t}/b_0$ arányát, ahol a nyak szélessége változik az idő függvényében.

A modellezésben felbonthatjuk a számításokat, akkor T a teljes 1-6 mechanizmust jeleníti meg, az S felületi folyamatokat, G a szemcsén belüli folyamatokat, és C a kúszás hozzájárulását mutatja.

Jóllehet a mechanizmusok között vannak, amelyek alig változtatnak a végeredményen, de egy pontosabb modell eléréséhez, a modell bemeneti adatainak finomhangolására lehet szükség. Ilyenek például a kúszási értékek pontos megadása, a hőmérsékletfüggő folyáshatár definiálása magas hőmérsékleten, a felületi diffúziós réteg vastagságának pontosítása és eltérése a szemcseszerkezetek között a hegesztési felülettől. Vagy éppen a Ruifang (2012) által javasolt dinamikus paraméterek bevezetése a kötési felület függvényében. A felületi oxidok szerepének kutatása is az elmélet pontosítását adhatja az ausztenites acélok esetében.



2.17. ábra A 316 L acél diffúziós kötésének előrejelzésének összehasonlítása a kísérleti eredményekkel; 900 °C, 20 MPa, $h_0 = 0,22 \mu\text{m}$, $2 \cdot b_0 = 51 \mu\text{m}$ (Hill, 1983, 105 oldal), mérések: keresztmetszet (négyzet) és a törési képhez (kör) képest

A Hill és Wallach által felállított modellek összefoglalása és alkalmazása

A hegesztési kontakt felületére Hill és Wallach (1989) állította fel egy átfogó modellt. A felületi érdességi profilt ellipszis barázdákkal közelíti a kontakt felületek között. A modell plasztikus, diffúziós, és kúszási folyamatokkal számolja ki a felületen keletkező üregek bezáródását. A Hill és Wallach-féle modellezés ötvöztött acélok, mint a 316 L diffúziós felületi modellezésére is alkalmasak. Az eredményei ugyanakkor várhatóan ideálisabb kötést eredményeznek majd a valóságnál, ahol a felületi oxidok, szennyeződések további bizonytalanságot jelentenek a modellezés esetében.

Ugyanakkor ezek a modellek számos paraméter finomhangolásával javíthatóak, ahogy arra ajánlásokat is találunk (Hill, 1983) a 316L acélra. Az újabb javított modellek (Ruifang, 2012; Zhang, 2018) validálását a 316L acélra nem találtam az irodalomban, így ezek vizsgálatát célszerű a későbbiekben elvégezni. Mindent egybevéve a 316L-re elvégzett elméleti diffúziós kötési modellek megfelelő összehasonlítást jelenthetnek a hegesztési kísérletekhez, illetve a mechanizmusok megértését nagyban segítik.

Az irodalomban nem találtam a diffúziós hegesztések vizsgálatainál olyan eljárásokat, amelyek a diffúziós hegesztés elvégzése közben képesek követni a kötés folyamatát.

A hosszú diffúziós hegesztés egyik fontos befolyásoló tényezője a hegesztés idejének megválasztása. A hegesztések és modellezések összehasonlításai a folyamat során viszont elősegíthetik ennek a tényezőnek is a finomhangolását. A leírt mechanizmusoknál is láthatjuk, hogy más-más szakaszban fognak dominálni. Mindezekért különösen érdekes lehet a folyamat közvetlen vizsgálata a megállított hegesztési minták helyett vagy mellett.

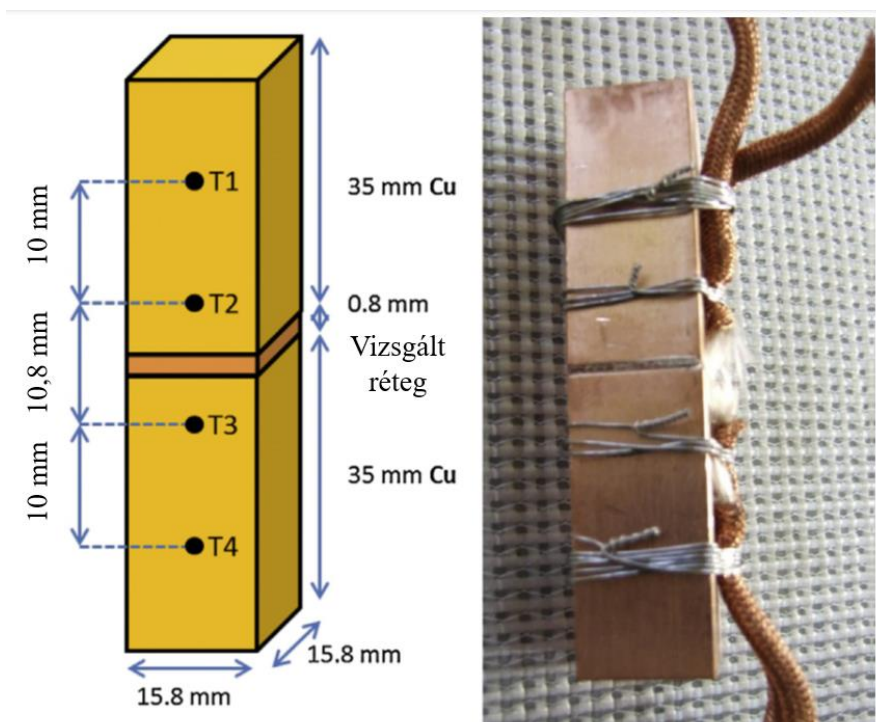
Ezért a következő két fejezetben a hegesztéskor csatlakozó felületek között kialakult hővezetési ellenállás és villamos ellenállás mérési lehetőségeit is megvizsgáljuk.

2.4. A kontakt felület hővezetési ellenállásának vizsgálatai

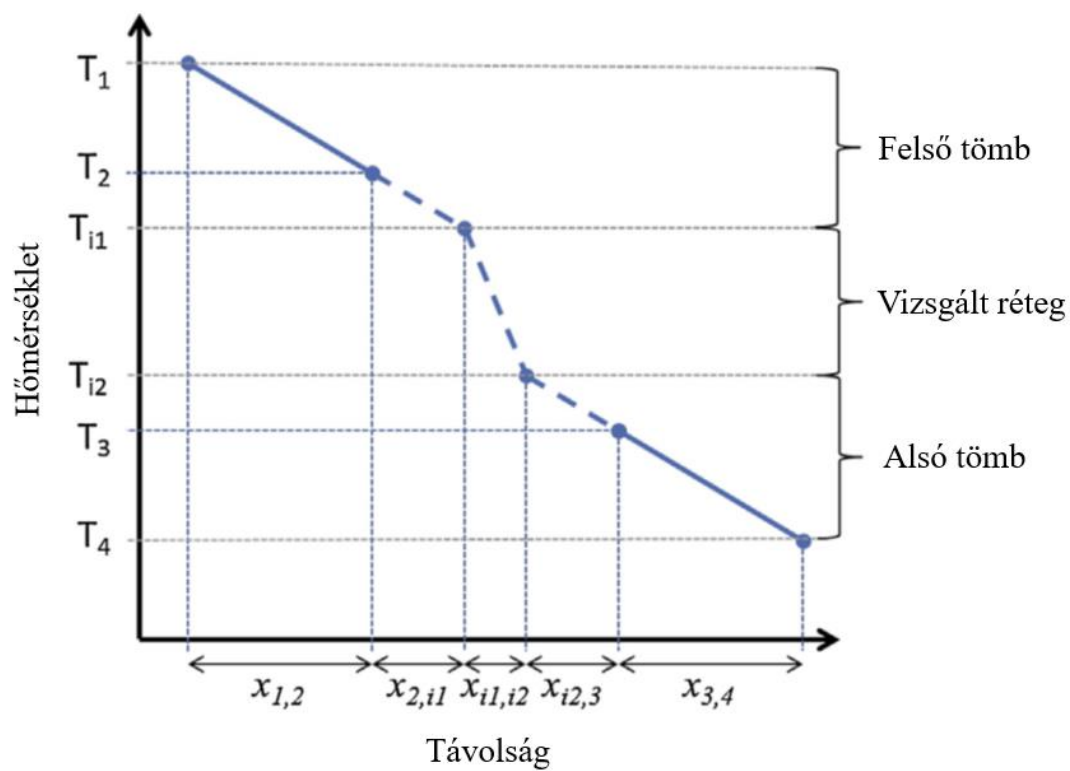
Ebben a fejezetben a diffúziós kötés, illetve az egyéb hővezető rétegek hővezetésének mérési módjára láthatunk két példát, amelyek a hegesztés minőségének roncsolásmentes mérésre adnak lehetőséget.

Ahogy az korábban kiderült, a termikus igénybevétel az első fal elemeknél: $2\text{--}3\text{ W/cm}^3$, felületi hőfejlődés pedig a $5\text{--}10\text{ MW/m}^2$ -t is elérheti. Vákuumkörnyezetben a hővezetés elsősorban a hegesztett kontaktokon keresztül történik, viszont mellette a különböző hővezetésre fejlesztett rétegekkel is kísérleteznek, ilyen például a grafit réteg használata (Masaki et al., 2010). Továbbá egy FeltMetal nevű réteg vizsgálatával részletesebben Hancock et al. (2015) cikkében találkozunk, amiben az amorf réz mátrix alapú réteg rézhuzalok 50 mikron vastagok. Olyan flexibilis rétegekkel kísérleteztek, aminek a hőátadása bár jóval kisebb, mint a hegesztés esetében lenne, viszont a flexibilitása miatt a hőfeszültség a kontaktnál elkerülhető lenne. A kísérletben a kontakt réz minta hasábok egyik végét állandó hőmérsékleten tartva a minta négy pontján termoelemmel mérik a hőmérséklet esést, amiből a kontakt réteg (itt egy amorf réz mátrix) hővezetését lehet meghatározni.

A mérési elvet a következő két ábra mutatja (2.18. ábra, 2.19. ábra), ahol a mérésre felírható 2.1. és 2.2. képletek alapján az állandósult hővezetés mellett meghatározható a hővezető réteg hővezetési tényezője.



2.18. ábra A minta és a hőmérő termoelemek elhelyezése (Hancock et al., 2015)



2.19. ábra Elméleti hőmérséklet-eloszlás a minta hosszán (Hancock et al., 2015)

A hőáramot az 1. és 2. mérési pont között itt $P_{1,2}$ –vel jelöljük.

$$P_{1,2} = \frac{k_{Cu}A}{x_{1,2}}(T_1 - T_2), \quad (2.3)$$

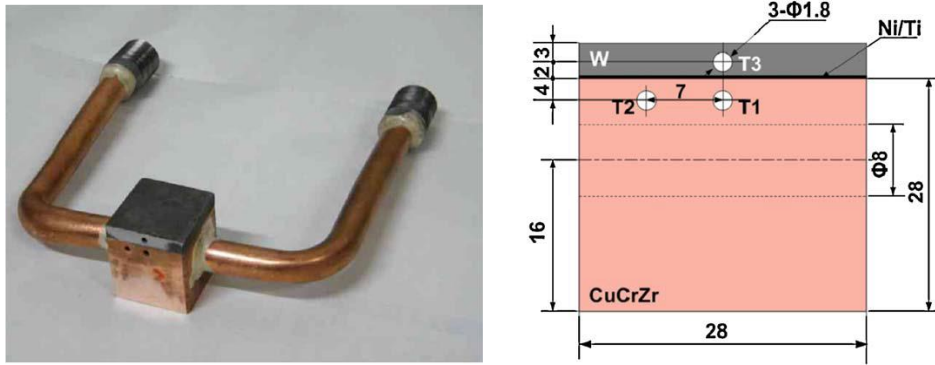
$$T_{i,1} = T_1 - \frac{P_{1,2} \cdot x_{1,i1}}{k_{Cu}A} \quad (2.4)$$

ahol k_{Cu} a réz hővezetési tényezője, T_1 és T_2 az egyik tömbön mért hőmérséklet, T_{i1} a vizsgált réteg egyik oldalára extrapolált hőmérséklet. Hasonlóan T_3 és T_4 alapján is meghatározhatjuk a T_{i2} -t, ahol a minta keresztmetszetét A -val jelöljük.

Bár a mérési eredmények szerint a különböző hőmérsékleti tartományon <10% pontosságon belül meghatározható volt a FeltMetal lemez hővezetési tényezője, számos bizonytalanság is megfigyelhető volt a hőmérséklet mérés sajátosságai miatt. Ilyenek a termoelem pontatlansága, az adatrögzítés, a nehezen beállítható állandósult állapot (Hancock et al., 2015). Javítható lenne a mérés pontossága, ha a hőmérsékletesés növelésével, vagy a termoelemek távolabbi elhelyezésével - és a linearitás feltételezésével - pontosabb mérést lehetne elvégezni. Általában bizonytalanságot jelenthet még az ilyen méréseknél a környezetnek hőszugárzással vagy konvekcióval átadott hő mennyisége.

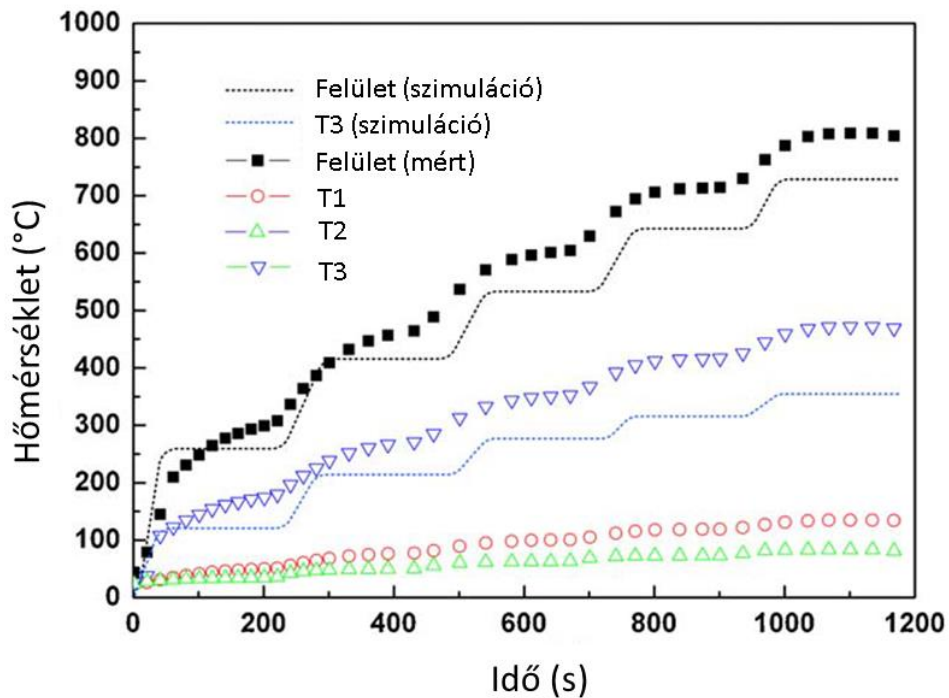
A fúziós reaktorokban és így az ITER-ben számolni kell az első fal elemeket érő ciklikus hőterheléssel is, ugyanis a fúziós reaktor 30-40 perces működési periódusokban fog működni. Így a wolfram és a réz ötvözet ciklikus hőterhelését modellező kísérletet közölt, amit Li et al. által (2011). A W / CuCrZr pajzs hegesztésének vizsgálata kis mintákon egy másik fontos referenciája lehet a diffúziós kötések megfelelőségének vizsgálatára. A terhelések az EAST nevű tokamak divertorja esetében a 7-10 MW/m² –t is elérheti. A következőkben részleteiben leírt vizsgálatokat összefoglalva megállapítható, hogy a hőtágulás miatti hőfeszültségek a wolfram elem adott hőmérséklet melletti rideg fázisa miatt repedések jelentek meg közel a hegesztési kötéshez. Az anyaghibát hővezetési kísérletekkel lehetett előre jelezni, illetve megállapítani. Az ITER belső fal felületének vizsgálatára hőkamerák használatával tervezik a hővezető hegesztési varratok ellenőrzését.

A minta szerkezete 5 mm-s wolfram lapokból és egy réz ötvözetből fog állni. A Li et al. (2011) Ti és Ni köztes filmek felhasználásával diffúziós hegesztések ciklikus hőterhelésének eredményeit írja le, valamint a mérést VEM számítással is összehasonlította. A mintadarab fotója és mérési mintadarab elrendezése látható a 2.20. ábrán. A diffúziós kötés elektron ágyúval pásztázó technikával 10 MW/m² terhelésnek vetették alá 30 s fűtés / 100 s hűtés / 30 s hűtés mellett 200 cikluson keresztül. A szimulációkat és a mérési értékek összehasonlítását a 2.21. ábra, 2.22. ábra mutatja, ami a modellezést validálta. A pirométerrel mért felületi hőmérséklet eredménye a 2.23. ábra látható.

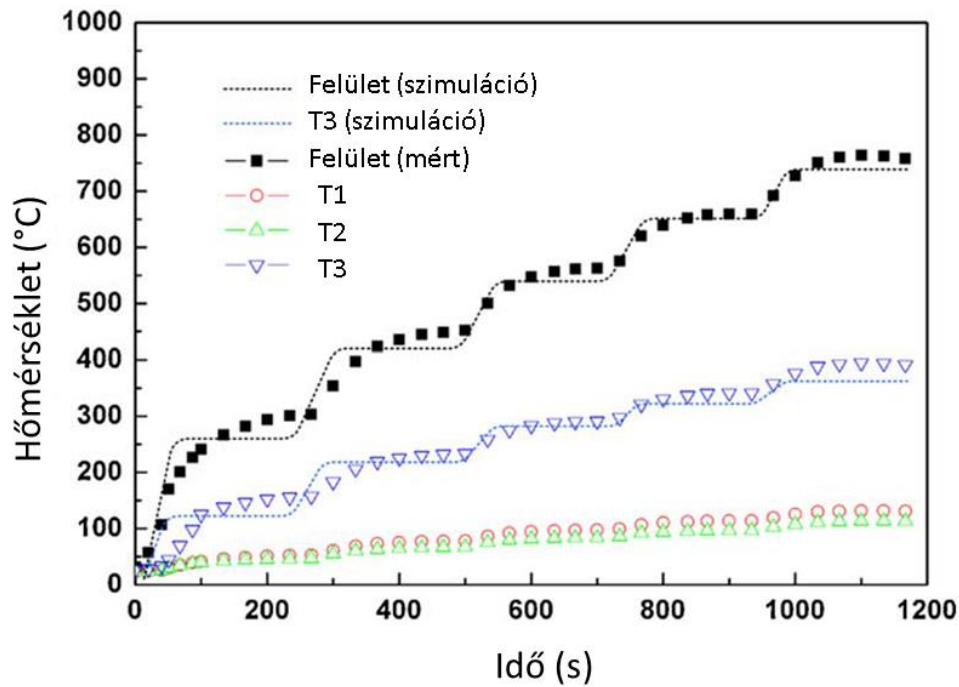


2.20. ábra Fotó és keresztmetszeti képe a kísérleti mintadarabnak (Li et al., 2011)

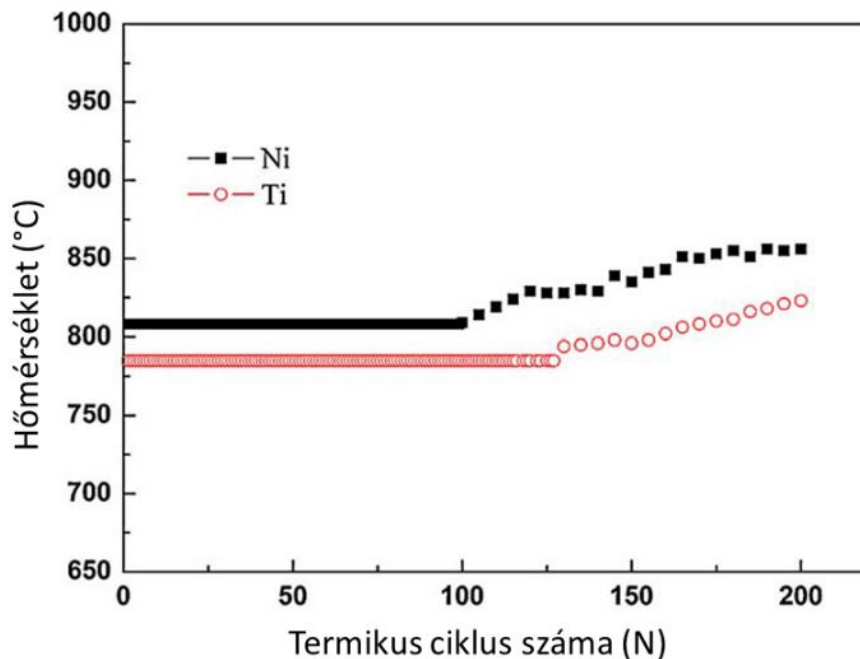
Az ábrákon láthatóak, hogy a Ti-nak alacsonyabb a maximális hőmérséklete ugyanolyan felületi terhelés mellett, és a Ti kötések esetében jobb a szimulációt jobban közelítette a mérés, mint a Ni esetében. Ez magyarázható Li et al. (2012) szerint a Ti-l készített hegesztések jobb kötésével és hővezetésével. Valamint feltehetően a Ni-l készített mintáknál kezdeti kötési hibák is jelen voltak, bár ezt a mikroszerkezeti vizsgálatok nem mutatták ki.



2.21. ábra Szimulációs és teszteredmények a Ni film használatával (Li et al., 2011)



2.22. ábra Szimulációs és teszteredmények a Ti film használatával (Li et al., 2011)



2.23. ábra Termikus fárasztó vizsgálat a Ti és Ni filmek használatával (Li et al., 2011)

A ciklikus hőterhelésnél a mért értékek, azaz a felületi hőmérséklet nem változott a 98-k termikus ciklusig Ni esetében, és 129-k a Ti esetében. A 2.23. ábra mutatja a felületi hőmérséklet változását a ciklusok függvényében. Bár a hővezetés kisebb romlásánál nem voltak megfigyelhetőek a mikroszerkezeti képeken a kötési hibák, a hőátadási tényező romlásából lehetett következtetni a mikroszerkezeti hibákra. A tanulmányban ugyanakkor a további mikroszerkezeti képek rámutattak, hogy a wolfram rétegben közel a varrathoz – a képlékeny–rideg átmeneti hőmérséklet alatt – repedések jelentek meg a hőciklusos fárasztásból kifolyólag.

Így a hővezetési mérésekkel és szimulációkkal előre jelezhető volt a varrat kötésének gyengülése.

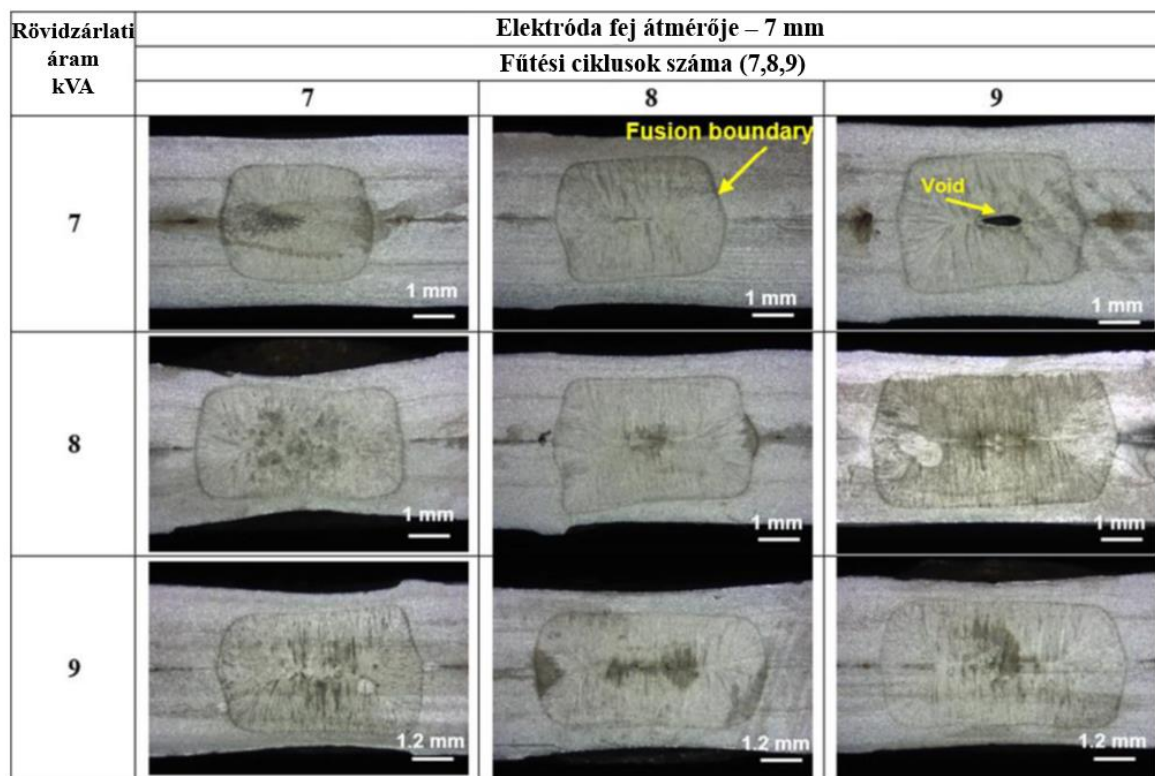
A kontakt felületek hővezetésének összegzése

- A hővezetés méréseivel bizonyos esetekben a diffúziós kötések tönkremenetelére lehetett következtetni, különösen ott, ahol a szerkezeti integritás tönkremenetelével a hővezetés is romlott a kontakt felület közelében.
- A hegesztési felületen létrejövő és maradó kis méretű zárványok, üregek azonban várhatóan igen kis mértékben fogják a hővezetést befolyásolni. Azaz a gyártás során elkészült varrat minőségét a hővezetési mérésekkel kevésbé lehet pontosan megállapítani.
- Ezért a hegesztési varratok minőségének ellenőrzéséhez már jóval érzékenyebb eljárásokra lenne szükség, ami a hővezetés alapján nehezen állapítható meg.
- A hegesztési varrat kötésének vizsgálatát célszerűnek tartottam ezért a villamos ellenállás vizsgálatának is alávetni, annak pontosabb mérési lehetőségei miatt.

2.5. A kontakt felület villamos ellenállásának elméleti modellezése

A Gleeble által alkalmazott Joule-fűtés miatt a felületi kontakt villamos ellenállás is jelen van a minta fűtése során. Ezért szükséges ellenőrizni a csatlakozó felületen a hőfejlődést a kontakt villamos ellenállás miatt, ahol a diffúziós hegesztéssel releváns kísérlethez elkerülendő a csatlakozó felületek lokális megolvadása. Ezzel kapcsolatosan a modellezéseimet publikáltam (Baross et al., 2019). A ponthegeztés esetében éppen a fent említett csatlakozó felület megolvadása a cél, így az ott alkalmazott nagy áramerősség elkerülendő. A megfelelő kísérlet érdekében, azaz hogy ne olvadjanak meg a csatlakozó érdességi csúcsok, 1-2 nagyságrenddel kisebb áramerősségre törekszünk. A 316L / 316 L anyag, illetve a 316L / 2205 duplex rozsdamentes acélok 2 + 2 mm vastag kísérleti lemezeinek hegesztését 50kVA névleges értékű ponthegeztő berendezéssel valósította meg Vignesh et al. (2017) és Jagadeesha, Jothi (2017). A ponthegeztés nyomása és az elektróda feje 6-7-8 mm átmérője összevethetőek az általam tervezett hegesztési minták keresztmetszetével. Az elektródák nyomásával a felületen 3.2 kN erőt alkalmazott, a 30 x 30 mm-s átlapolású lemezekon, és 7000-9000 A értékek között vizsgálta a mintadarabokat Jagadeesha, Jothi (2017). Az eredmények azt mutatják, hogy a mintában 4-7 mm-s átmérőjű mag keletkezett, nagyjából akkora, amekkora az összeszorító elektródák fejének átmérője. Az eredményeket a 2.24. ábra mutatja.

A későbbiekben ismertetett számítások azt mutatják, hogy a diffúziós hegesztés a Gleeble berendezésen egy nagyobb 12,5 mm átmérőjű mintánál még a legnagyobb hővezetéssel rendelkező réz-befogóknál is egy nagyságrenddel kisebb áramot vesz fel állandósult esetben: 600-800 A áramerősséget, ami jelentősen kisebb a ponthegeztéshez szükséges vizsgálatokhoz képest. Ezért hasonló ömledék kialakulására nem számítunk. Ugyanakkor a hegesztési felületen lévő kontakt ellenállás befolyásolhatja a hegesztési minta hőmérséklet-eloszlását, így az ellenállás modellezésével célszerű foglalkozni.

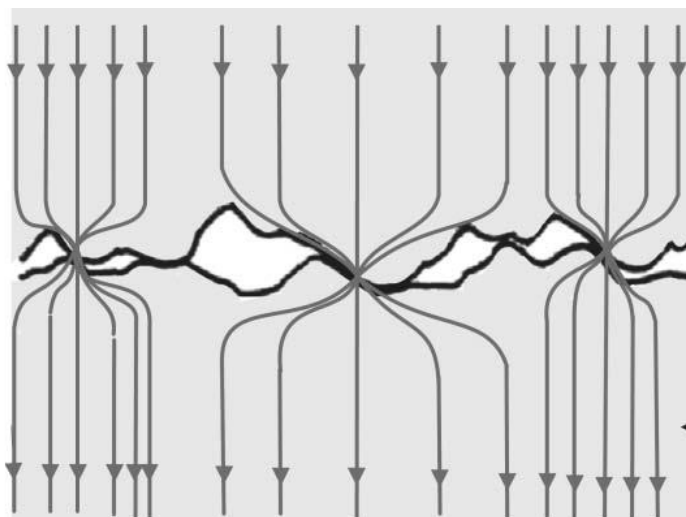


2.24. ábra 316L / 316 L ponthegeesztésének kísérlete 4 – 7 mm ömledék kialakulásával különböző paraméterek mellett (Jagadeesha, Jothi, 2017)

A kontakt villamos ellenállás modellezése

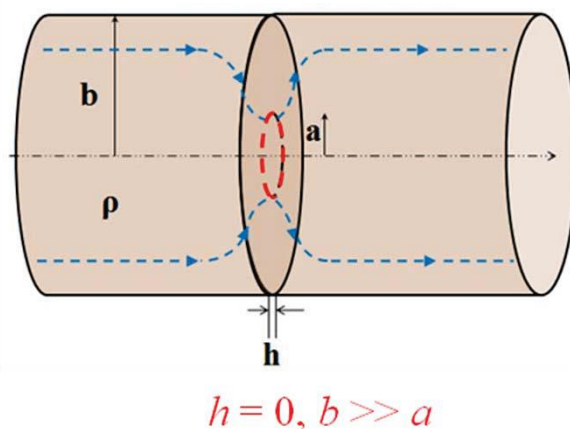
A kontakt villamos ellenállásra számos kutatás irányult már, és így különböző modellek keletkeztek, erre Braunovic (2007) ad összefoglalást. Ezért a megfelelő modell kiválasztása és alkalmazása jelenti az első feladatot.

A kontakt villamos ellenállás összetett jelenség. Braunovic et al. (2007) alapján két osztályba lehet sorolni az elektromos kontaktokat: statikus és mozgó kontakt. A statikus kötések esetében a főbb alkatrészek elemei mereven vagy rugalmasan csatlakoznak egymáshoz. Az osztályozást tovább lehet bontani az elválaszthatóság, oldhatóság szerint, pl. a csavarkötések esetében. Ezek közül a nem oldható kötések biztosítják a legbiztosabb villamos kontaktot, alacsony átviteli ellenállást biztosítva. A 2.25. ábra szemlélteti a kialakult kontakt vezetést, ahol a kontakt felületek és az áram vonalai láthatóak.



2.25. ábra Holm-féle villamos szűkületi ellenállás a felületi érdesség csúcsokon ábrázolva Holm könyve alapján (Holm, 1979.) (Braunovic et al., 2007, 166 oldal)

Két felület csatlakozásánál a felületi csúcsok fognak áthatolni az oxid és egyéb szennyező rétegeken. Így létrejön a helyi fémes kötés és általa a vezetés útvonala. Ahogy az összeszorító erő növekszik egyre több érintkező felület keletkezik, illetve a felületek növekednek. (Braunovic et al., 2007).



2.26. ábra Holm-féle modell az egyenes hengeres csatornára ahol a külső sugar jóval nagyobb $b \gg a$ a nulla magasságú kontakt felülethez képest az a -részterület (angolul „a-spot”). (Zhang, 2012).

Az irodalomban angolul „a-spot”-nak hívják a fém-fém kapcsolatot jelző kontakt „ a ” sugarú felületét a teljes „ b ” felülethez képest. Jellemzően a kontaktust leíró modellek érintkező körökkel közelítik és helyettesítik az érdességi csúcsok helyét.

A kontakt felületek arányát ki tudjuk fejezni két sugar arányával az „ a/b ” arányában, ahol „ a ” a vezető kontakt felület sugara, míg „ b ” a csatlakozó csatorna névleges sugara, azaz esetünkben a teljes kontakt felület. Így a kontakt összehasonlíthatóvá válik a Hill és Wallach-féle modellhez, igaz ott az „ a/b ” arány a végtelen hosszú ellipszis által meghatározott nyak tehát kontakt felület és a teljes felület arányát jelenti. Ezért a jelölések megkülönböztetésére a Zhang-féle modellben mi bevezetjük az r_A/r_B arányt a sugarak és ennek megfelelően A/B arányt a vezető / kontakt felület arányára. A geometriai jelöléseket a 3.46. ábra szemlélteti.

Holm eredetileg a következő feltételezésekkel él:

- A teljes felület azaz r_B jelentősen nagyobb r_A -nál.
- Az r_A -területnek nulla magassága van, ezáltal az áram vezetésében résztvevő szakasz, vagyis az érdességi csúcsok magassága is nulla lesz.
- Az alapanyag és a kontakt felület anyaga nincs megkülönböztetve, így az oxid rétegek, illetve a szennyeződések ellenállása nincs figyelembe véve.

A Holm-féle szűkületi ellenállás definíció-szerűen (Braunovic et al., 2007, 150. oldal):

$$R_c = \frac{\rho}{2 \cdot r_a}, \quad (2.5)$$

ahol „ ρ ” a kontakt anyag ellenállása.

Braunovic, (2007) (8. oldal) leírása alapján megkülönböztethetünk egy további film ellenállást a kontakt felületen R_{film} , amit a felületek szennyeződése, illetve oxid réteget reprezentálja. Így a kontakt vagy hegesztési felületen a Holm-féle szűkületi ellenállás kiegészül egy újabb taggal:

$$R_c = \frac{\rho}{2 \cdot r_a} + R_{film} = \frac{\rho}{2 \cdot r_a} + \frac{\sigma}{\pi \cdot r_a^2}, \quad (2.6)$$

ahol σ a kontakt film ellenállása a felületre vetítve. Jóllehet a gyakorlatban ennek a filmnek a jelentősége elhanyagolható, mivel a kontakt felületek rendre a plasztikus alakváltozás miatt feltörnek ezeket a felületi filmeket (oxidokat, felületi szennyeződés). Ha a különböző anyagok kontakt ellenállásáról van szó, a szűkületi ellenállás így módosul:

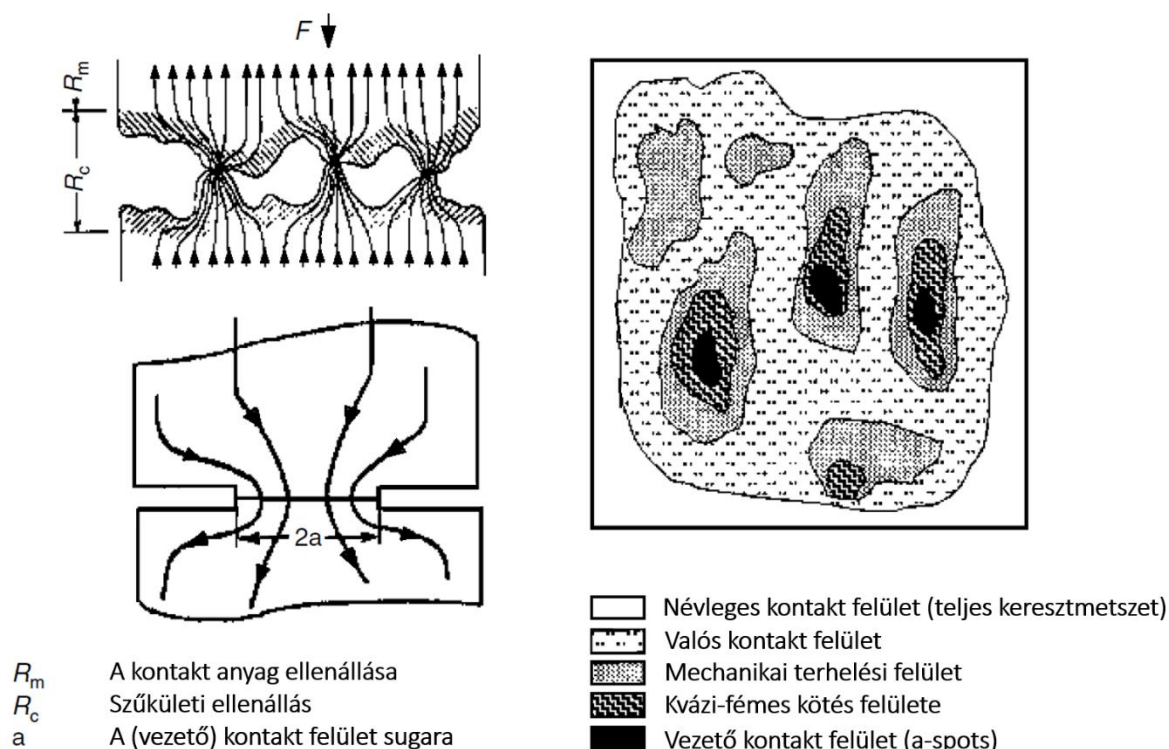
$$R_c = \frac{\rho_1 + \rho_2}{4a}. \quad (2.7)$$

További formulák léteznek nem-hengeres mintákra is, elliptikus, négyzetes és gyűrű alakú mintákra (Gilley, 2011), jóllehet az irodalomban a gyűrű alakú modell a legjobban körbejárt. A szűkületi és a film ellenállás együtt kifejezi azt az ellenállást, ami a diffúziós hegesztési mintánál jelentheti az ellenállás különbséget egy referencia és egy hegesztett minta között. Formálisan kifejezve a hegesztési és a referencia mintára megfelelően az ellenállás értékét így írhatjuk:

$$R_{kontakt} = R_{Diffhegesztés} - R_{Referencia}. \quad (2.8)$$

Zhang (2012) a Holm-féle modellt továbbfejlesztve Timsit alapján a szűkületi ellenállás pontosabb közelítését adja az r_A/r_B sugarú felületek arányában. A kontakt film felületét egy h hosszúságú szakasszal közelíti, ami a felületi oxid réteg ellenállását fejezi ki.

A valóságban a villamos áram egy csatlakozó felület nominális keresztmetszetének több r_a részterületén” folyik át, ahogy az 2.27. ábra is szemlélteti, megkülönböztetve a különböző értelmezhető kontakt felületeket, a jellegzetességeik szerint.



2.27. ábra Az áram szűkületi ellenállásának ábrázolása egy valós kontakt felület esetében (Braunovic et al., 2007, 6. oldal),

Így egy teljes felület kontakt ellenállás meghatározására számos matematikai modell született a múltban, amire a terjedelme miatt nem térünk ki a jelen dolgozatban. Például Holm modelljének kiterjesztésével, Greenwood egy statisztikus megoldással vizsgálta az r_a -részterületen megjelenő valós kontakt felületeket (Greenwood, 1966). Zhang (2012) modellje egy hengeres csatornára számol, azonban a gyakorlatban hengeres minták eredményeivel igazolta a számításait. Mivel a Gleeble-n tervezett diffúziós hegesztések hengeres mintája igen hasonló geometriával rendelkezik az általa mutatott mintákkal, ezért az általa ismertett számításait alkalmazhatónak találtam a hegesztési kísérletek ellenállásainak becslésére.

A Timsit és Zhang-féle (2012) modell nagy előnye, hogy nem csak a kontakt ellenállás kezdeti szakaszára ad jó közelítést, hanem a 100% -s kötésig, azaz $r_A/r_B = 1$ -ig. A Zhang-féle modellezést az Anyag és Módszer 3.4. fejezetében közlöm részletesebben.

A kontakt villamos ellenállás összefoglalása és alkalmazása a diffúziós hegesztésre:

- Braunovic et al (2007) számos közelítést és összegzést ad átfogó kötetükben az elektromos ellenállásra. Kutatásom során elsősorban a Timsit-Zhang-féle számítási eredményeket találtam alkalmazhatónak a diffúziós hegesztésre.
- A megfigyelések alapján a vezető villamos kontakt felülete létrejötté jóval kisebb a teljes mechanikai érintkezési felületnél.
- A hegesztésnél arra számíthatunk, hogy az érdességi csúcsok találkozásánál keletkező nyak szűkebb keresztmetszete miatt a szűkületi ellenállás a hegesztési szakasz elején fog jelentősen hozzájárulni a villamos ellenálláshoz.

- A Timsit-Zhang-féle modell a hegesztés folyamatában történő vizsgálatára is alkalmas, mivel a modell a teljes tartományban a kezdeti nyak kialakulásától a 100%-s kötéseig képes leírni a kontakt villamos ellenállást.

A kontakt felület Hill, Wallach (1989)-féle modellezésében leírt a/b arányt (2.11. ábra 2.14. ábra), azaz a kontakt nyak és a teljes csatlakozó felület arányával írjuk le. Ezt az arányt a Zhang (2012)-féle modellben látott villamos kontakt felületen kialakult r_A/r_B , azaz a vezető kontakt felület és a teljes kontakt felület arányával fogjuk összehasonlítani. Itt első közelítésként azt feltételezzük, hogy a diffúziós modell során kialakult nyak „feltöri” az oxid réteget a felületen, és vezetőképes kontaktot eredményez. Valójában az oxid réteg lassabban fog feloldódni az eddigi ismeretek alapján, ugyanakkor a nagyságrendi változásokat feltehetően jól fogják jellemzni ezek a folyamatok.

2.6. A szakirodalmi áttekintés összefoglaló értékelése

Az irodalom alapján látható, hogy a hegesztés megfelelő minőségéhez a gyártás szigorú minőségügyi felügyeletére van szükség. Egy adott fém/fém kontakt hegesztési minőségének teljes körű ellenőrzéséhez a kötési felület mikroszerkezeti vizsgálata mellett a szakítópróba és a töréspróba elvégzése is szükséges. (Barabash, 2005)

A fő kihívást a szennyeződések, oxidok jelenléte és a felületi érdesség, síklapúság megfelelő beállítása jelenti. Továbbá a fúziós reaktor szempontjából kritikus lehet az első fal elemek ciklikus hőfárasztó terhelése, így a hegesztett kötések kontakt hőellenállásának vagy a kontakt villamos ellenállásának vizsgálata. Előbbire láthatunk példát Li et al., (2011) tanulmányában, az utóbbira ugyanakkor nem találtam példát.

A kontakt felületen létrejövő kötés jobb megértéséhez a diffúziós kötés modellezését fontosnak láttam vizsgálni. Bár több modell létezik, de a 316L acélra is vizsgált Hill és Wallach (1989)-féle modellt választottam ezek közül. A felületi érdességi profilt ellipszis barázdákkal közelíti a kontakt felületek között. A modell plasztikus, diffúziós, párolgási és kondenzációs, valamint kúszási folyamatokkal számolja ki a felületen keletkező üregek bezáródását.

Az irodalomban nem találtam a diffúziós hegesztések vizsgálatainál olyan eljárást, amelyek a diffúziós hegesztés elvégzése közben képesek követni a kötés folyamatát. A hosszú diffúziós hegesztés egyik fontos befolyásoló tényezője a hegesztés idejének megválasztása. A kísérletek és a modellezések összehasonlításai a folyamat során viszont elősegíthetik ennek és a többi tényezőnek is a finomhangolását. A Hill és Wallach által leírt mechanizmusoknál is láthatjuk, hogy más-más szakaszban fognak dominálni. Mindezekért különösen érdekes lehet a folyamat közvetlen vizsgálata a megállított hegesztési minták vizsgálatain túl.

A hegesztéskor kialakult csatlakozó felületek között hővezetési méréseket is megvizsgálva megállapítható, hogy a felületen létrejövő és maradó üregek várhatóan igen kis mértékben befolyásolják a hővezetést. Így a varrat minőségének ellenőrzésére nem találtam megfelelőnek a hővezetési mérést. Bár készültek preparált mintákon saját előzetes hővezetési vizsgálatok szabad levegőn (Baross et al., 2019) és a későbbiekben vákuumkamrában is, annak tapasztalatai és a számítások alapján nem láttam célravezetőnek a hővezetési vizsgálatok folytatását.

A kontakt villamos ellenállás ugyan nem azonos a teljes mechanikai érintkezési felülettel, viszont a hegesztés alatt a relatíve gyors felületi folyamatok miatt első körben élhetünk azzal a feltételezéssel, hogy a diffúziós hegesztésnél a villamos vezető kontakt felület azonos lesz a Hill és Wallach-féle modellben leírtakkal. A Timsit és Zhang (2012) - féle modellezések jól

mutatják, hogy a hegesztési felülethez közel a szűkületi ellenállás jóval jelentősebb ellenállást eredményezhet, mint a felületi szennyeződés vagy oxidok ellenállása. A számításaimban ennek megfelelően a nyak ellenállása mellett, a Zhang (2012) által számolt modellt fogom referencia modellnek tekinteni.

A szakirodalom alapján véglegesítettem a célkitűzéseimet. A fizikai kísérletekkel párhuzamosan szükségesnek láttam egy hőtani modell létrehozását, és fontosnak találom a szakirodalomban megtalálható diffúziós hegesztés Hill és Wallach-féle elméleti modellezésének létrehozását, a vizsgált hegesztésekre. Ahogy a későbbi fejezetekben látható, a hegesztési minta pontos hőeloszlásának vizsgálatára szükségesnek láttam a hőtani modellezések elvégzését.

A hegesztésekhez a Dunaújvárosi Egyetemen található Gleeble 3800 fizikai szimulátor állt a rendelkezésemre, mely ellenállásfűtéssel fűti a mintadarabokat. Mivel a Timsit és Zhang (2012) által kiszámolt modellezés a kontakt villamos ellenállás pontosabb meghatározására alkalmas, ezért a hegesztési mintákon a kontakt felület villamos ellenállásának meghatározását a kísérletek alapján szándékoztam megállapítani.

3. ANYAG ÉS MÓDSZER

Ebben a fejezetben bemutatom a kutatási céljaim megvalósításához a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble 3800 fizikai szimulátorán elvégzett kísérleteket. A mérések mellett a kísérletekhez elvégzett hőtani ellenőrző számításokat, valamint a minta kontakt felületén várható villamos ellenállási modellezését összegeztem.

3.1. A kísérleti berendezés leírása

A diffúziós hegesztéseket a Dunaújvárosi Egyetemen üzemeltetett Gleeble laborban végeztem el. Összehasonlítva más diffúziós hegesztési laborkísérletekkel a Gleeble 3800 Termo-mechanikus szimulátorral – továbbiakban Gleeble 3800 - készített mintadarabok egyedi tulajdonsága, hogy nem a vákuumedényben elhelyezett hőszugárzóval melegíti a mintadarabot, hanem a mintadarabon keresztül vezetett Joule fűtéssel (Spittle et al, 1997) állítja be a megfelelő hőmérsékletet. A berendezés előnye a mérés és a beavatkozás tetszőleges programozhatósága és a gyors beavatkozás lehetősége, valamint számos fizikai folyamat vizsgálata. A következőkben ismertetem a Gleeble 3800 működését és főbb tulajdonságait.

A Gleeble 3800 Termo-mechanikus szimulátor

A Gleeble 3800 egy teljesen integrált, digitális, zárt szabályozó rendszerekkel rendelkező termo-mechanikus szimulátor, mely különböző gyártási folyamatok valós idejű fizikai szimulációjára, fémek termo-mechanikus kezelésére és anyagvizsgálatokra egyaránt alkalmas. A mintadarabot befogó pofákkal a hőelvezetés is szabályozható. Így az elhelyezett mintadarabok fűtése, hűtése igen rövid időskálán lehetséges. Továbbá a hegesztés során tetszőleges nyomó-húzó terhelés alkalmazható a hidraulikus préseknek köszönhetően. A Gleeble 3800 anyagvizsgáló berendezés fő egységeit a Gleeble laborban az 3.1. ábra mutatja.



3.1. ábra A Dunaújvárosi Egyetemen üzemelő Gleeble 3800-as fizikai szimulátor (Gleeble labor, 2016)

A berendezés két fő része a termikus rendszer és a mechanikai rendszer, melyeket a főegység (1) és az ahhoz csatlakoztatott, a szükséges vizsgálatokhoz célszerűen választott MCU (MCU =

Mobile Conversion Unit (2), azaz „mobil átalakító egység” együttese alkotja.” (Gleeble labor, 2016)

A fizikai folyamatok szimulációja a vizsgálókamrában (3) valósul meg, ami a gumitömítésnek köszönhetően szükség esetén vákuumozható (10^{-3} torr). A próbatesteken a befogópofák (4) közé helyezve a mozgató, illetve álló kengyeleken (5) keresztül végrehajtható a felhasználó által programozott mechanikai és termikus terhelési program, a berendezés munkaterét, lásd a 3.3. ábrán.



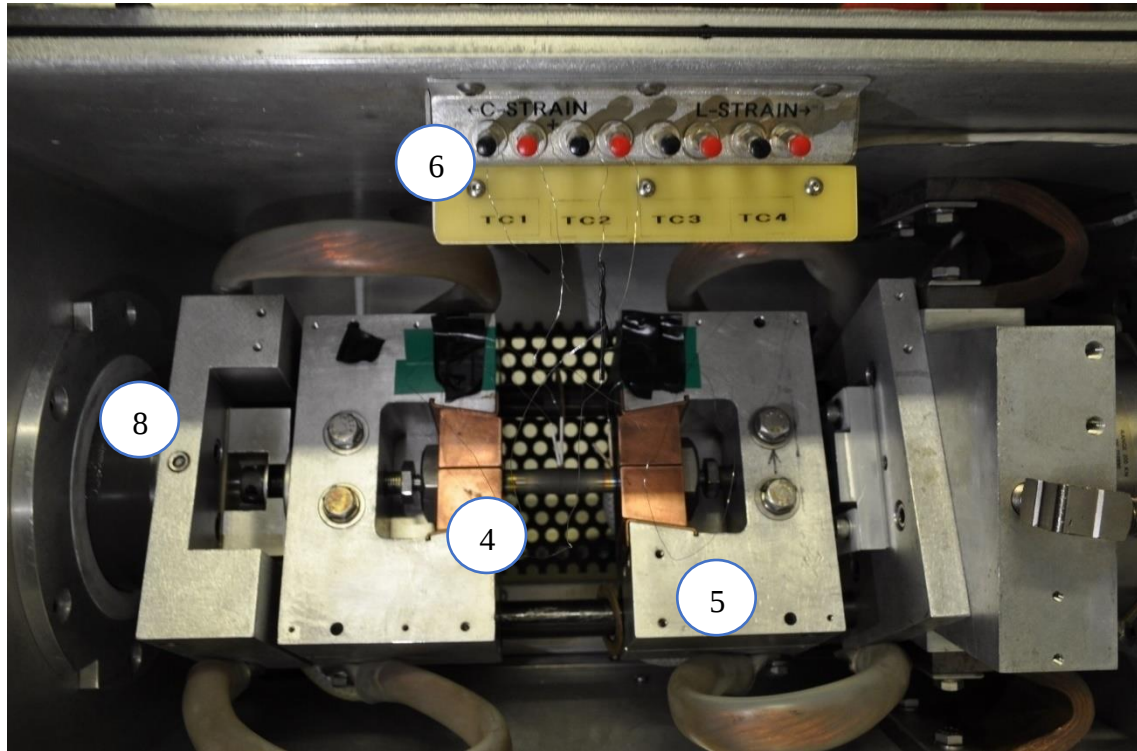
3.2. ábra A Gleeble 3800 fizikai szimulátor működés közben

A Gleeble 3800-as szimulátor termikus rendszerében a mintát egy váltóáramú áramkör részeként átfolyó áram segítségével, úgynevezett ellenállásfűtéssel hevítjük a kívánt hőmérsékletre. A minta felületének vagy belsejének hőmérséklete termoelemek vagy pirométer segítségével négy helyen mérhető és minta-vételezhető. A csatornák (6) mindegyikére különböző típusú (E, K, R, S, B) termoelem-pár csatlakoztatható, attól függően, hogy milyen hőmérséklettartományban, illetve milyen közegben (levegőn, vákuumban vagy védőgázban) hajtjuk végre a szimulációt. A termoelemeket a minta felületére ellenállás hegesztéssel, vagy a próbatestbe munkált furatba cement-alapú kötőanyaggal rögzítjük. A próbatestek hűtése azonban az alakító szerszámokig vagy a befogópofákig elvezetett, zárt rendszerben keringtetett hűtőfolyadék révén biztosított. Nagy hűtési sebességek, akár $5-6000^{\circ}\text{C/s}$ elérésére különböző külső és – furattal ellátott próbatestek esetében – belső hűtést biztosító gyorsító egységek állnak rendelkezésre Bereczki (2015) leírása alapján.

A szimulátor működését – beleértve a mechanikai és termikus rendszert, valamint a segédberendezéseket – a vezérlő számítógép (7) szabályozza. E két rendszer szabályozása számos, az adott szimulációhoz alkalmas mérőműszer jele alapján történhet. A mechanikai rendszer vezérelhető a munkahengerek pozícióját különböző bekötési pontokon mérő útjeladók, erőmérő cella (8), illetve a próbatest hossz- vagy keresztirányú méretváltozását

regisztráló nyúlásmérő jelére. A termikus rendszer vezérlése a termoelemek egyikének jelére történik. A szimuláció szabályozása a felhasználó által az asztali PC-n a QuikSim nevű szoftverben megírt program alapján valósul meg, ahogy azt Bereczki (2015) is felhasználta a PhD munkájában. A program különböző vezérlési módokat tesz lehetővé.

A munkám során az R-típusú hőmérővel mért jel alapján a hegesztési hőmérsékletet állítottuk be, valamint a munkahengerek előtolása helyett az erőmérőcella értékének megfelelő beállításával a program a hegesztési felület nyomásának értékét lehetett szabályozni.

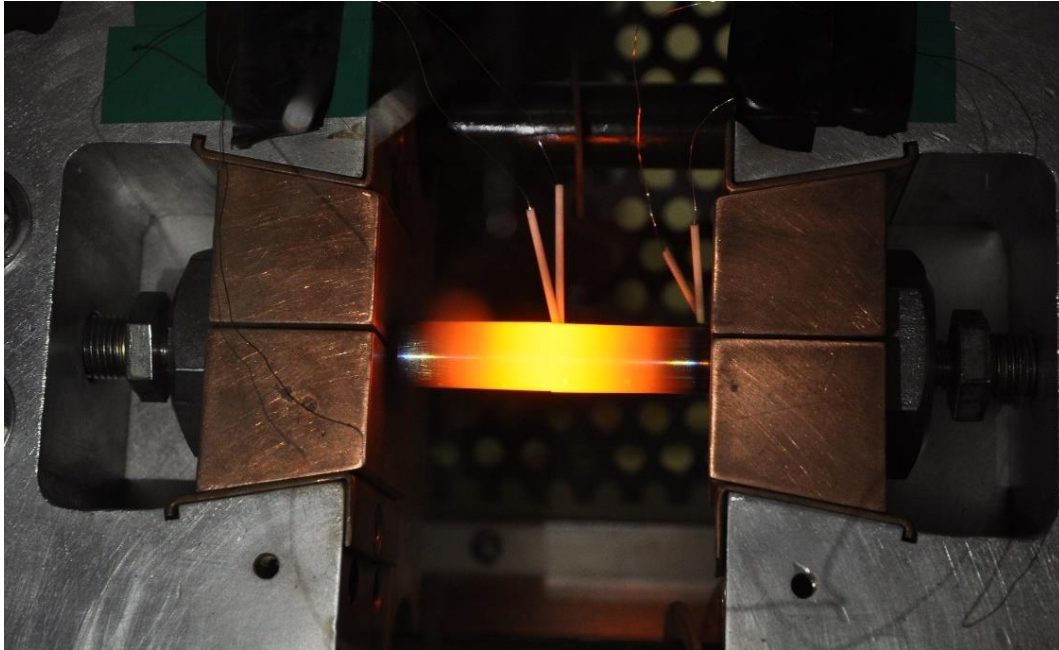


3.3. ábra A vizsgálókamra és a különböző vizsgálatokhoz felszerelt munkatere

A Gleeble berendezés használata jelentős anyagi költséget jelent a további segédberendezéseknek köszönhetően. Így a használata körültekintő programozást és üzemeltetést igényelt, ugyanakkor a használata hasznos fizikai szimulációk elvégzésére adott lehetőséget.

3.2. A diffúziós hegesztések megvalósítása

A diffúziós hegesztéseket a Gleeble 3800 berendezéssel végeztem el, amelyek elvégzéséhez szerkezeti, mérési és üzemeltetési megfontolásokat is kellett tenni. Ezért a mérési eredményeken túl a minták rögzítését, valamint a hegesztési paraméterek mérési módjának kiválasztását is részletezik az alfejezetek. A magas-hőmérsékletű mérésekhez számos javaslat és leírás megtalálható a Gleeble Users Training Book (2010) – továbbiakban Gleeble kézikönyv - különböző fejezeteiben. A működési költségeket külön nem részletezzük, de a mérések számát a leadott fűtési teljesítményen túl a számos segédberendezés működtetésének költségei is befolyásolták.



3.4. ábra Diffúziós hegesztés a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble laborjában, DG1

A 3.4. ábra az első diffúziós hegesztés (DG1: 1055°C, 30 MPa, 80 min) Joule-hővel fűtött mintadarabról készült. A minta egyik felére feltételezve a szimmetriát két termoelem lett rögzítve: a hegesztési pontnál középen, illetve oldalt a réz-befogó pofához közel.

3.2.1. A hegesztések előkészítése a Gleeble jellemzői szerint

Az ellenállásfűtés és a Power Angle vagyis a kitöltési tényezőjének értelmezése

A korábbi tapasztalatok alapján a Joule-hő ellenállásfűtését várhatóan a 10 V, 1-4000 A tartományban az 50 Hz –s váltóáram biztosítja, a hosszú, 1-2 h folyamat alatt – kb. 50% fűtési teljesítmény mellett.

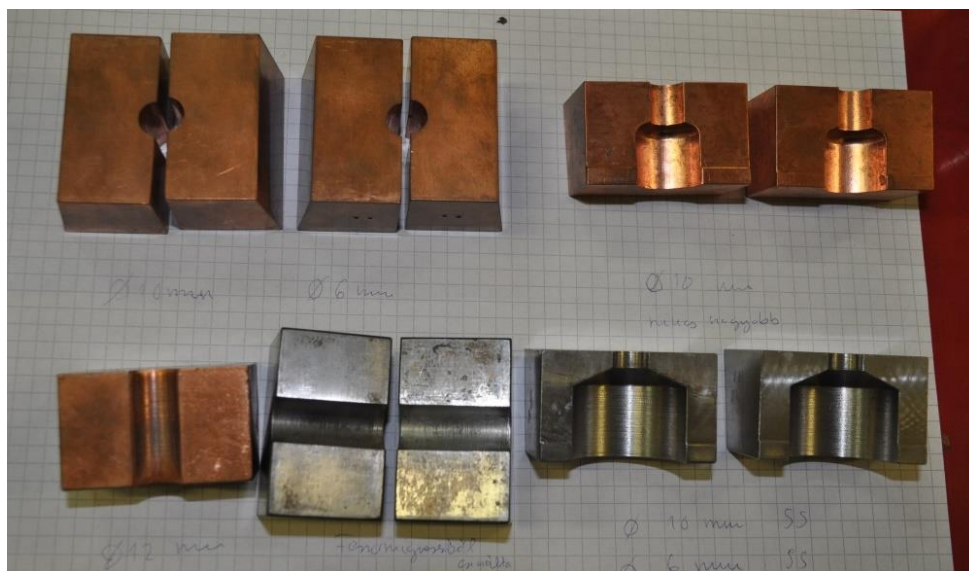
A Gleeble berendezés forgalmazójával egyeztetve a kapott részletesebb teljesítmény szabályozás ugyanakkor a következőképpen működik: A berendezés több tekercses transzformátort használ, ahol a tekercsek között a Gleeble berendezés maga kapcsolja az optimális tekercsszámot, így adott feszültséghez más és más áram rendelhető. A Joule-hőt előállító alacsony feszültség / magas áram értékét két egymással ellentétes irányba kötött SCR (Silicon Controlled Rectifier) vezérelhető szilícium egyenirányító vezérli. Az egyenirányítón eső feszültség szinusz-jelét fogja a pozitív és negatív tartományban szabályozni a Power Angle - későbbiekben magyarul a kitöltési tényezőt használjuk - ami egy mérhető érték a folyamat során. Azonban a szinusz jel változtatása miatt egy alacsonyabb szögnél (10°-20°) a változtatás mértéke nem lesz ugyanakkora, mint a magasabb szögnél (80°-90°).

Így a tranzisztor és az egyenirányító szabályozó működése miatt két különböző vizsgálat esetében, a kitöltési tényező alapján, nem meghatározható a mintán alkalmazott fűtési teljesítmény. Valamint az összeszereléستől függően más és más villamos kontakt ellenállásértéket adhatnak ugyanazok a befogó, hűtendő pofák.

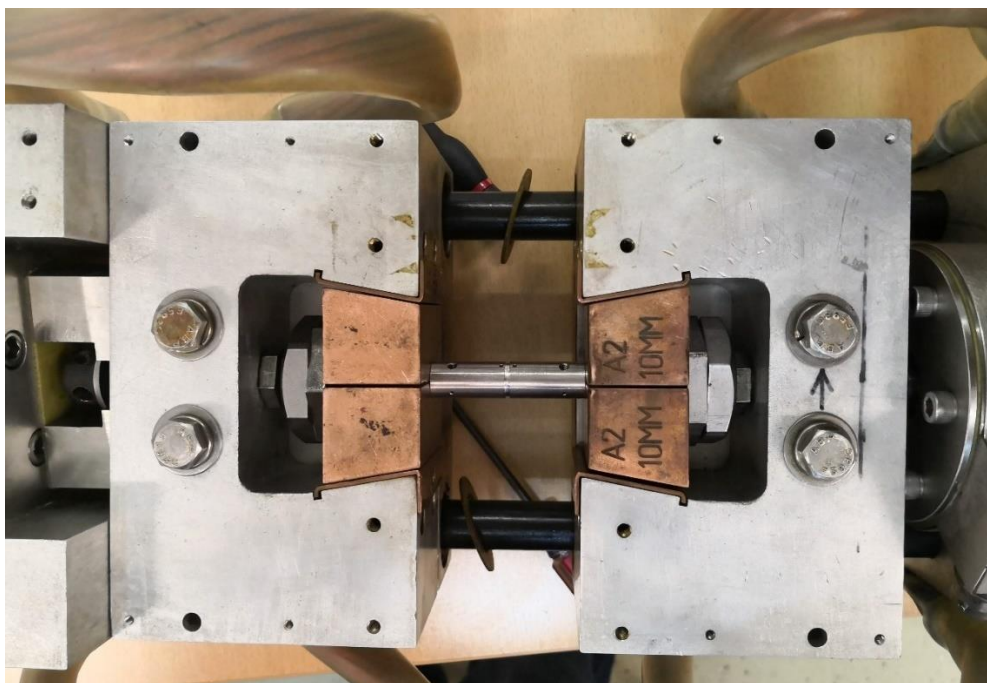
Mindezek ellenére a Gleeble által használt kitöltési tényező kis értéken belüli változása (pl. 20°-30°) jó közelítést adhat az aktuális vizsgálat bevitt teljesítményének lineáris változására is. A kitöltési tényező is rögzítésre került a hegesztés alatt végig.

A befogó pofák kiválasztása

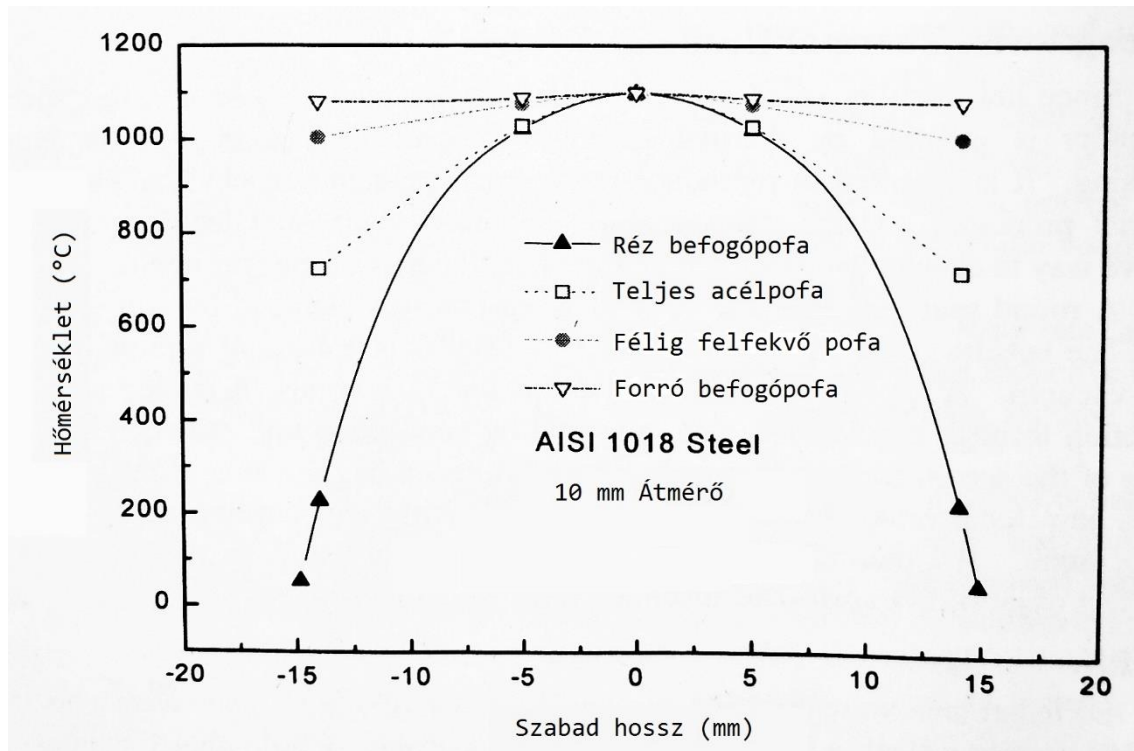
A minták hűtését és a váltóáram továbbítását a befogó pofák biztosítják, ahol a különböző típusú anyagokkal (réz és acél), valamint geometriai kialakítással más és más hőátadási tulajdonságot lehet biztosítani a vizsgálatok alatt. A lehetséges befogó pofákat a 3.5. ábra mutatja. A befogó rögzítésénél a mintadarabon keresztül záródik az áram, ami egy közvetlen térfogati fűtési teljesítményt jelent. Továbbá a befogó pofa a mintadarab és mozgó kengyel által kialakított ferde felület közé van beszorítva menetes anyával. A rögzítés az alacsony nyomású vizsgálatokhoz tartozó befogó kengyelek között látható a 3.6. ábra.



3.5. ábra Réz és acél befogó pofák, teljes vagy részben felfekvő felülettel



3.6. ábra Egy próba mindarab réz befogó pofákkal és kontra anyákkal rögzítve



3.7. ábra Különböző befogó pofák általi hőeloszlás a Gleeble kézikönyv (2010) szerint.

A Gleeble kézikönyve alapján (2010) a különböző befogó pofák által biztosított hőeloszlásokat mutat a 3.7. ábra ugyanannál a mintánál. Hőeloszlás szempontjából a két véget a forró befogó pofa (acél, rövid érintkező szakasszal) és a teljes réz befogó pofa adja.

A diffúziós hegesztéshez a réz befogó pofát választottuk részben a berendezés túlhevülésének védelme miatt. A meredek hőeloszlás azonban a későbbi numerikus modellezésnél látható módon segítette a kísérletek fő jelenségének vizsgálatát.

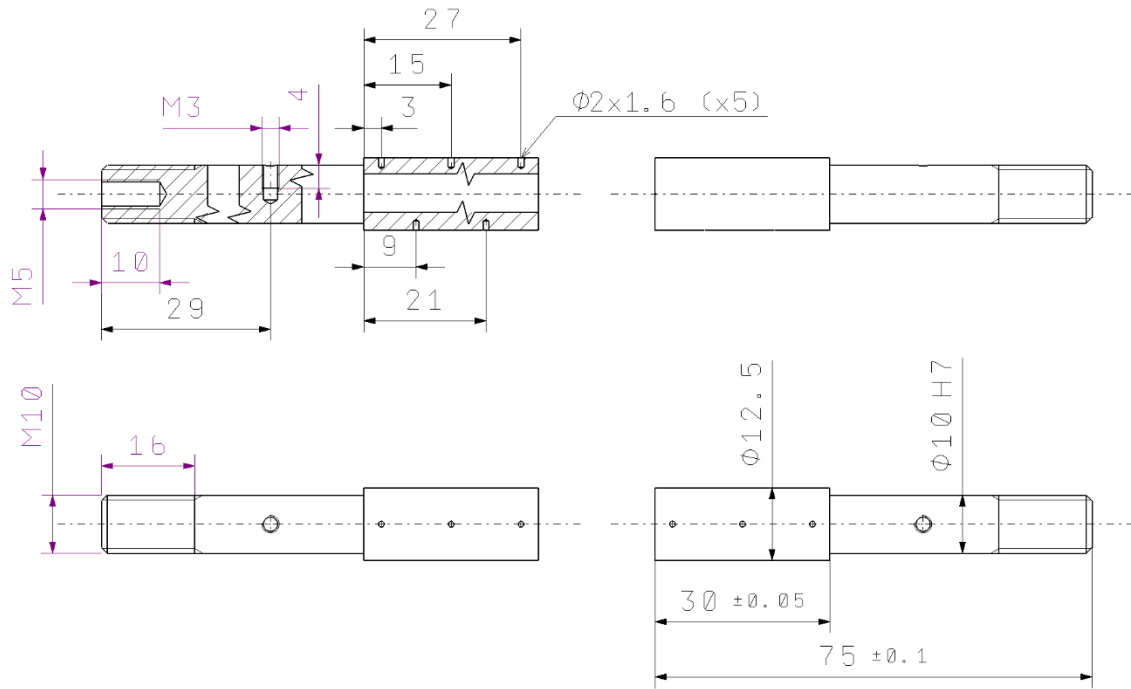
Hőeloszlás mérése és a hegesztési hőmérsékletre történő szabályozás

A mintadarab hossza mentén igen fontos a hőeloszlás minél pontosabb meghatározása a későbbi modellezés miatt, ugyanakkor a teljes mintadarab hőtérképének felvételére nem volt lehetőségünk. A hőeloszlás fordított parabola jellege miatt a legmagasabb hőmérsékletet és a legalacsonyabb, a befogó pofához közeli hőmérsékletet láttuk célszerűnek mérni.

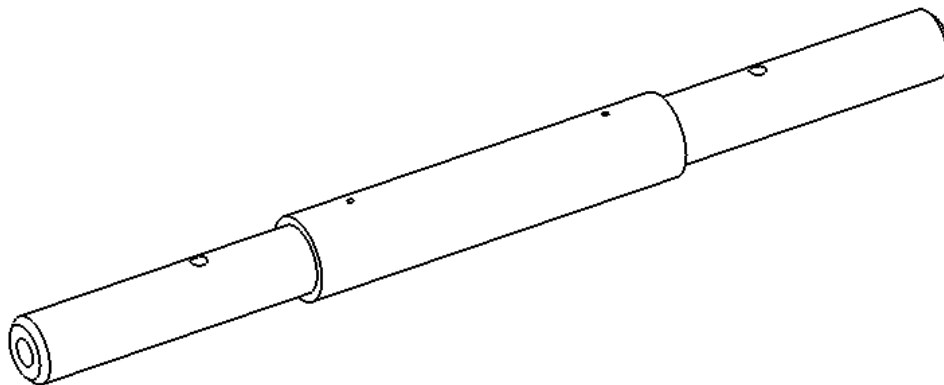
Hőmérésnél a várhatóan magas és széles tartomány: 400 – 1100 °C miatt a termoelemmel való hőmérési lehetőségét használtuk, jóllehet a labor fel volt szerelve Pirométerrel (Process Corporation METIS 37015-18 C). Ugyanakkor a kalibráció és a mérési hely pontossága miatt a K vagy R-típusú termoelem jött elsősorban szóba, ahol a termoelemek elektródái felületi ponthegeztéssel kerültek a mintadarabra. A Gleeble használati utasításai alapján a K-típusú elem (NiCr) ötvözetének hosszútávon történő lehetséges diffúzióját elkerülendő – és így a mért érték elkalibrálódása miatt - az R-típusú Rh és Pt tartalmú termoelemet választottuk.

A hegesztéskor a több beállítás közül a hőmérsékletre való szabályozásnál a hegesztési hőmérsékletre való szabályozás választottuk. A Gleeble Thermal Control kiolvassa a Quicksim program által beadott értéket és összehasonlítja a mért értékkel, amit a belső PID szabályozással állít be. Mind a két hőmérséklet rögzítésre került a megadott mintavételezéssel: 10 Hz.

A 3.8. ábra és a 3.9. ábra mutatja a hegesztésre és a referencia minták műszaki rajzát.



3.8. ábra A diffúziós hegesztésre szánt 12,5 minta 30 + 30 mm-s hasznos hosszal, ahol a 10 mm átmérőjű hengeres szakasznál rögzítjük a Gleeble pofák között a mintát



3.9. ábra Referencia mérésre szánt minta 60 mm-s hasznos szakasszal, a hegesztési mintával megegyező egyéb méretekkel

3.2.2. A hegesztett minták előkészítése

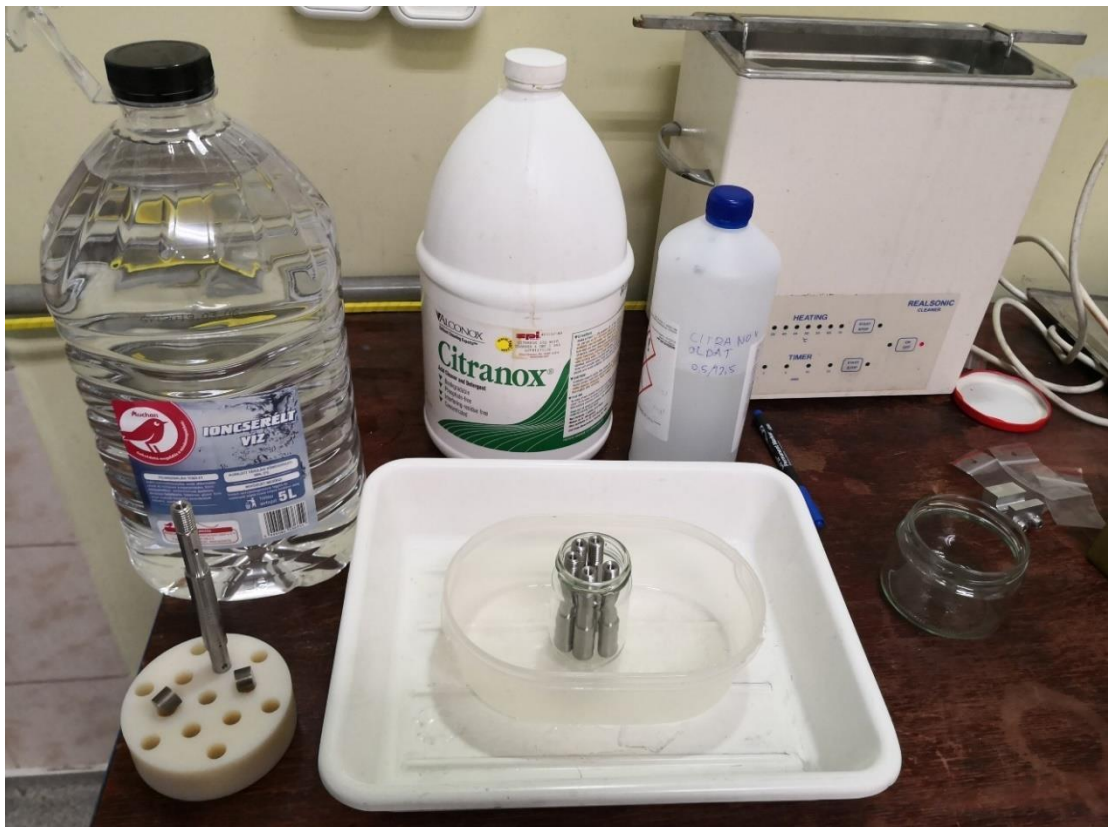
Ahogy a 2.2.1. fejezetben bemutattuk (Barabash, 2005), a felület előkészítése jelentős befolyással lesz a sikeres hegesztés elvégzésére, így a felületek körültekintő előkészítését írjuk le ebben a fejezetben, a részletek a (Baross et al., 2020) cikkben lettek publikálva.

Csiszolás, tisztítás, minták hegesztés előtti tárolása

A diffúziós kötésre szánt felületek mindkét minta esetében 600tól 1000 / 1200 –s finomságú vizes csiszolópapírral egy üveglapra fektetve lettek polírozva a megfelelő felületi minőség eléréséhez. A papírok márkája: HERMES® WS FLEX 16 P600, KINGSPOR® PS11A P1000, Electro coated Flex back P1200. Így a mérések alapján a minták felülete $R_z = 0.5 \div 1 \mu m$

értékekre lettek beállítva, illetve egy szándékosan érdesebbre választott minta esetében $R_z = 4 \div 5 \mu\text{m}$ re lett csiszolva. A hegesztendő felületek érdessége ezután került lemerésre. Az értékek értelmezését és kifejtését lásd később a 3.2.3. fejezetben. A csiszolás után a minták tisztítása acetonnal történt. Majd a felületi érdesség mérése után a felületekről egy CITRANOX® savas oldattal történt a krómoxid eltávolítása, ez a maratás 35 °C fokon ultrahangos fürdőben 10 percig tartott (desztillált víz 2-5% oldattal).

A maratás után a minták felületének tisztítására volt szükség. Ez szintén ultrahangos fürdőben történt tiszta desztillált vízzel 5 percig. A felület vegyi marásának és tisztításának eszközeit mutatja a 3.10. ábra. Az ultrahangos fürdő után nagynyomású levegővel lettek szárazra fújva a minták, és bekerültek egy szállítható vákuumedénybe, ahol a vákuumozás után Ar gázzal lett feltöltve az edény, megelőzve a további oxidációt. A MTA Wigner laborjából így kerültek elszállításra a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble laborjába. A minták ilyen módon való tárolására azért volt szükség, mert a szállítás, illetve a Gleeble mérés előkészítése (ponthegeztés, befogás), vagy a több minta egymás utáni hegesztése miatt a felületek tisztítása után 2-5 óra elteltével kerültek be a vizsgálókamrába.



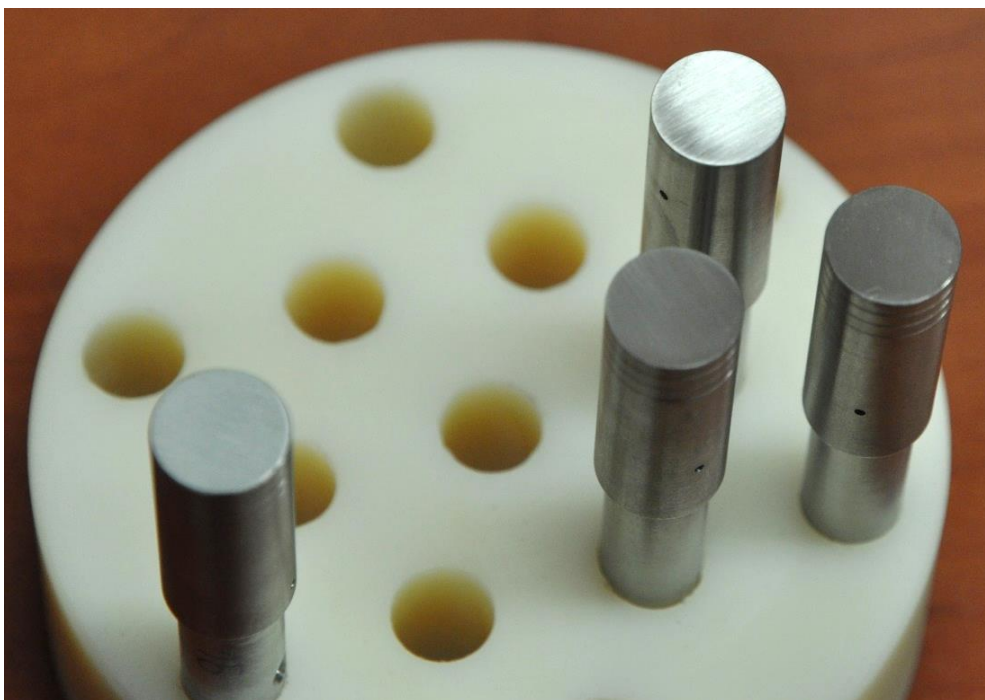
3.10. ábra A felület vegyi marásának és tisztításának kellékei

A hegesztési felület tisztítására természetesen nem volt szükség a referenciamérésekre szánt mintáknál, bár azok külső hengeres felülete is zsírtalanítva lett acetonnal. A tisztítási eljárások egyszerűsítése miatt a vegyi tisztítások a minta teljes felületén megtörténtek a hegesztési felületen túl. A 3.11. ábra a minták felületéről készített közeli fotója.

Felületi oxidáció

Bár a felületek tisztítása és szállítása után a minták Ar gáz alatt maradtak, ugyanakkor a termoelemek ponthegeztése, a minták rögzítése és a termoelemek bekötése a vizsgálókamrába

időt vett igénybe. Így a 30-60 perces idő is eltelt, miután ki lettek véve a minták - az Ar gázzal töltött edényből – és szabad levegőn voltak a vizsgálókamra vákuumozásáig. Ahogy az ismert, még gyengébb vákuum alatt is gyorsan végbemegy a felület oxidációja, ezért a felület részleges oxidációja természetesen nem volt elkerülhető. Ugyanakkor az így keletkező oxid réteg feltehetően jóval kevesebb, mint az eredeti felületen. További mikroszkópai vizsgálatok szükségesek ahhoz, hogy valójában milyen mértékben megy végbe az oxidáció és ez milyen mértékben gátolhatja a diffúziós folyamatot ezeknél a kísérleteknél.



3.11. ábra 316L hegesztési mintadarabok a felületek csiszolása után

Felületi érdesség mérése

A korábbi fejezetben leírt MITUTOYO SJ-301 készülékkel mértem a felületeket és rögzítettem a csiszolás után a felületi érdességi értékeket. A 3.12. ábra mutat egy tesztmérést az egyik mintáról. A mintákat függőlegesen rögzítettem tartóban, majd a tapintófejet vízszintesre állítva a megfelelő programbeállítással indítottam a mérést. A mérési tartományokat a beállításokat a 3. táblázat tartalmazza.

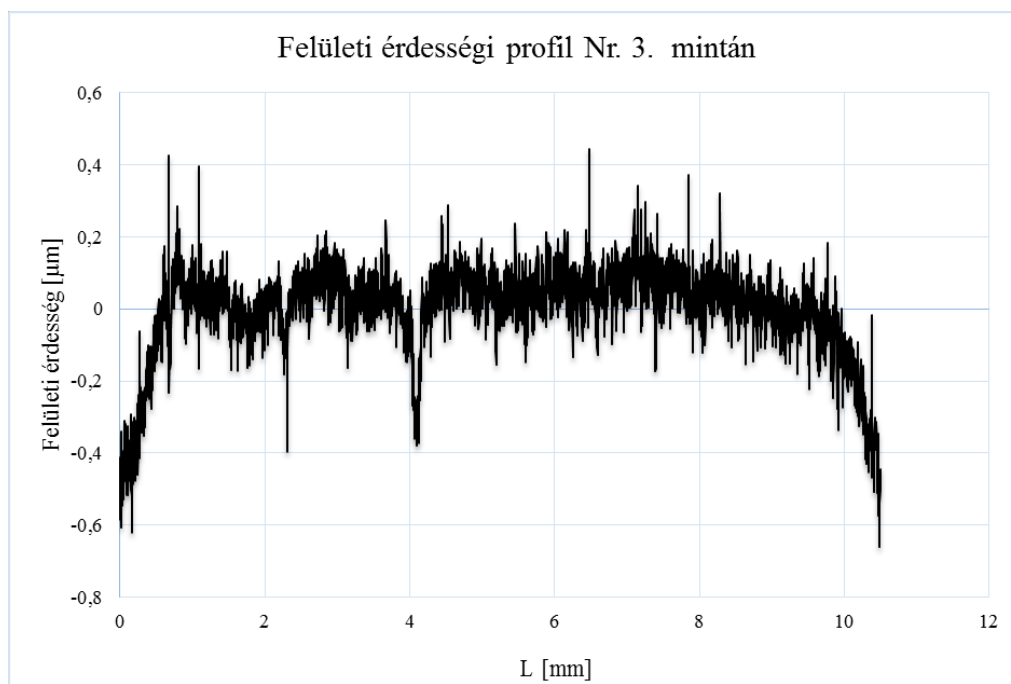
3. táblázat A MITUTOYO SJ-301 felületi érdesség tartományai és beállításai

	Ra (μm)	Rz (μm)	Rq (μm)	
Jellemző értékek	0,04 - 0,06	0,6 - 2, 01	0,06 - 0,13	
A mérő beállításának és a szoftver kiértékelésének jellemzői:				
CUT 2,5 mm	N 3	CUV R	FIL GAUSS	STD ISO 1997
RAN AUTO	STP 1.50	UNT 1	LNG E	



3.12. ábra A hegesztési minták felületi érdesség mérése, MITUTOYO SJ-301® készülék tapintójával

A készülékhez adott kiértékelő szoftver beállítását - Mitutoyo Corporation SurfTest SJ Series Serial Communication – alapján, illetve az jellemző tartományokat az R_a , R_q , R_z értékekre a 3. táblázat mutatja be. Az összes mintán kettő vagy három mérést végeztem el. Egy tipikus mért valódi profilt mutat a 3.13. ábra.



3.13. ábra Felvett felületi érdességi profil, a minta grit 1000 – 1200 finomságú papírral csiszolva

3.2.3. Felületi érdesség eredményeinek értelmezése

A Hill és Wallach féle diffúziós hegesztési modell matematikai leírásával kapcsolatban elmondható, hogy „akármilyen jó is az elmélet, az csak akkor lehet pontos, ha a bemeneti adatok, ebben az esetben az anyag és a folyamat paraméterei pontosak.” (Hill, 1983, 77. o.) A modellezés egyik kritikus paramétere a felületi érdesség. Az eredmények alkalmazásánál a diffúziós modellel kapcsolatban az alapkérdés, hogy a felületi érdesség melyik paramétere írja le legjobban a jelenséget, amit modellezni fogunk. Egy mintánál megkülönböztethetünk alak, hullámosság, felületi érdességi hibákat. Továbbá a megmunkálás függvényében is változhatnak a felület jellegzetességei.

A felületi érdesség mérésekor a maximális mérőhossza 8 mm (L), a mintavételezés alaphossz nagysága lehet 0.25, 0.8, 2.5 vagy 8 mm, amihez a készülék automatikusan állítja a határhullámhosszt is (λ_c cut off), a szakaszokat a teljes mért hosszából veszi (L). A megfelelő alaphossz nagysága így befolyásolja, milyen értéket mérünk ki a felületen. A rövid mintavételezési hossz a kisebb jellegzetességeket fogja mutatni, viszont nem veszi figyelembe a nagyobb alakhibákat, a hosszabb mintavételezés viszont a nagyobb hibákat mutatja inkább megfelelően. Így Hill (1983, 79. o.) alapján érdemes a legrövidebb mintavételezési hosszt választani, ami a legjobban megfelel az általunk keresett felületi hullámosságnak. „Amennyiben a hullámosság a domináns, a mintavételezést érdemes 0,8 mm –re választani, ha azonban az érdesség dominál a felületen, akkor a rövidebb 0,25 mm lenne feltehetően megfelelő.”

Egy másik jelentősebb probléma lehet a profilometriás mérésnél, hogy a tapintótű gyémántsúcs hegyének sugara nem hatol bele minden mélyedésbe, ami tovább „simíthatja” a mért értékeket. Ezzel egy jelentősebb alulbecslését adhatja az érintkezési felületen kialakuló üregek méretének. Ennél a készüléknél a tapintótű gyémántsúcsának kerekítési sugara 5 μm . Erről a pontatlanságról tudunk, viszont figyelembe véve, hogy a diffúziós hegesztési folyamat során először a felületi csúcsok és az éles szögek lesznek lekerekítve, ezért első közelítésként elhanyagolható (Hill, 1983). A felület pontosabb meghatározásához célszerű valamilyen modern mikroszkópiai vizsgálatnak is alávetni a felületet. A jelen tanulmány nem tér ki rá, de a felületi érdességet számos paraméterrel lehet jellemezni. A korábbi tanulmányok alapján a legmegfelelőbb az R_a , R_q , R_{tm} , és R_{3z} használata Hill (1983) szerint. Az első kettő az átlagos középvonaltól való eltérést mutatja, ami felett az anyag térfogata annyi, amennyi üreg keletkezett alul. A második kettő egy mintavételezési szakaszon vett átlagos legmagasabb kiemelkedések és legalacsonyabb bemélyedést definiálja. Megjegyzendő, hogy a mai szabvány szerint R_{tm} helyett R_y , R_{3z} helyett R_z (ISO) szabványt használunk.

Számítási összefüggéseik megtalálhatóak: Andó (2010), Gadelmawla (2002) összegzésében

- R_a - Az átlagos érdesség a tényleges profil és a középvonaltól való távolságok abszolút értékeinek számtani átlaga. Eszerint, a csúcsok és völgyek által kijelölt terület éppen akkora, mint az $l \cdot R_a$ helyettesítő téglalap, amely magassága lesz a keresett érték.

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |z(x)| dx [\mu\text{m}] \quad (3.1)$$

- R_z – Egyenetlenség-magasság származtatása minden esetben a legmagasabb és a legalacsonyabb profilvölgyeket vesszük figyelembe. ISO szabvány szerint az öt legmagasabb és az öt legalacsonyabb pont különbségének átlagát vesszük. DIN

szabvány szerint pedig öt szakasz legmagasabb és legalacsonyabb pontjának különbségét vesszük. Majd átlagoljuk, a következő képlettel számolva:

$$R_z = \frac{1}{5} \cdot (R_{z1} + R_{z2} + R_{z3} + R_{z4} + R_{z5}) [\mu m] \quad (3.2)$$

- R_q . – Simasági mérőszám a profileltérések négyzetes középértéke. Ez a szám a középvonaltól mért profil diszkrét pontjainak távolságait y nagyság szerint súlyozva veszi figyelembe. Elméleti és gyakorlati számítása:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{l} \int_0^l y^2(x) dx} [\mu m] \quad (3.3)$$

$$R_q = \sqrt{\frac{(y_1^2 + y_2^2 + y_3^2 + \dots + y_n^2)}{n}} [\mu m] \quad (3.4)$$

További összegző javaslatot tesz Hill (1983) a munkájában (80 – 81 oldal) a Hill és Wallach-féle modellben használt bemenő adatok megválasztására, lásd a 5.1 mellékletben.

4. táblázat Ajánlások a Hill és Wallach-féle modellben használt felületi érdesség értékeire

Megmunkálás fajtái szerint	h – érdességi profil magassága	$2b$ – érdességi hullámosság hossza
Csiszolás, csiszolópapírral	R_q értékének figyelembe vétele tűnik ideálisnak, $2 \cdot R_q$ még alulbecsülheti, ha nagyon élesek a csúcsok	λ_a –átlagos hullámhossz
Esztergálás	R_y és R_z , a felület periodikussága miatt	λ_a –átlagos hullámhossz
A felületek kis szemcsékkel való abrázációs koptatása esetén	$2 R_q$	λ_a –átlagos hullámhossz

Az átlagos hullámhossz számítása a következő lesz Gadelmawla et al. (2002) alapján:

$$\lambda_a = 2 \cdot \pi \cdot \frac{R_a}{\Delta_a}, \quad (3.5)$$

ahol a profil átlagos hullámosság magassága:

$$\Delta_a = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n-1} \left| \frac{\delta_{yi}}{\delta_{xi}} \right|, \quad (3.6)$$

ahol δ_{yi} és δ_{xi} a mérési pontok összetartozó magassága az átlagtól és a hozzá tartozó szélessége (mintavételezés felbontása). A számítást a profil teljes hosszúságán végeztem el.

A modellezéshez használt értékek megfelelő alkalmazása, pontos megválasztása függ a megmunkálástól és a felület jellemző méretétől, vagy a jellemző alakhibáktól. Az 5. táblázat

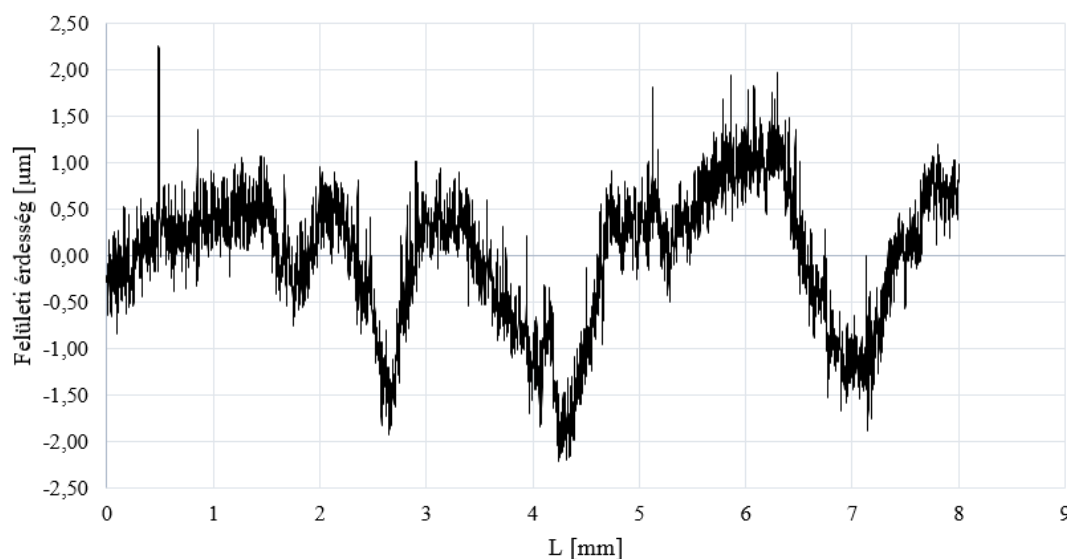
mutatja a hegesztési minták mért érdességi értékeit, ahol a 3.5 egyenlettel számoltuk a hullámosság értékeit.

5. táblázat A hegesztett minták felületi érdesség mérései

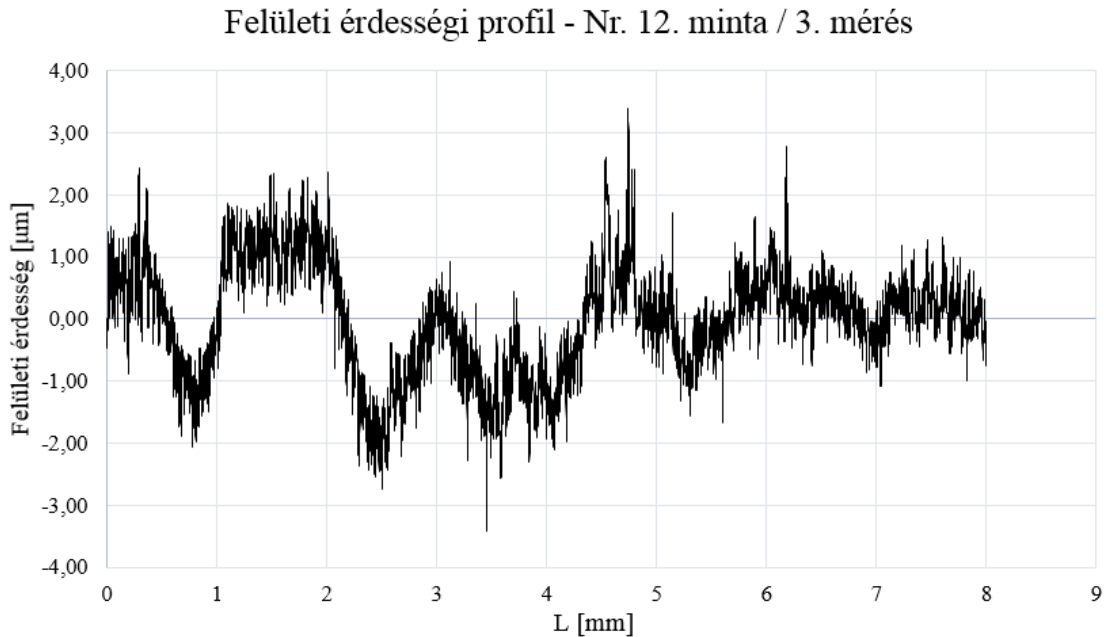
	Minta sz.		R_a	R_z	R_q	λ_a
DG7	Nr. 1.	1. mérés	0,06 μm	0,75 μm	0,08 μm	23,24
		2. mérés	0,06 μm	0,80 μm	0,08 μm	22,47
	Nr. 4.	1. mérés	0,09 μm	0,92 μm	0,13 μm	28,42
		2. mérés	0,06 μm	0,67 μm	0,08 μm	18,55
DG1	Nr. 2.	1. mérés	0,05 μm	1,01 μm	0,07 μm	20,86
		2. mérés	0,06 μm	2,01 μm	0,12 μm	22,57
	Nr. 3.	1. mérés	0,04 μm	0,60 μm	0,06 μm	19,40
		2. mérés	0,05 μm	1,09 μm	0,07 μm	26,31
		3. mérés	0,04 μm	0,64 μm	0,06 μm	21,46
DG3	Nr. 8.	1. mérés	0,06 μm	0,58 μm	0,07 μm	20,84
		2. mérés	0,06 μm	0,93 μm	0,08 μm	20,46
	Nr. 11.	1. mérés	0,06 μm	0,60 μm	0,07 μm	21,76
		2. mérés	0,06 μm	0,59 μm	0,07 μm	22,13
DG6-2	Nr. 9.	1. mérés	0,23 μm	4,98 μm	0,33 μm	14,09
		2. mérés	0,22 μm	3,09 μm	0,29 μm	14,00
		3. mérés	0,18 μm	2,07 μm	0,23 μm	12,04
	Nr. 12.	1. mérés	0,37 μm	7,29 μm	0,56 μm	16,82
		2. mérés	0,29 μm	4,49 μm	0,38 μm	14,41
		3. mérés	0,34 μm	4,91 μm	0,45 μm	15,46

A 9. és 12. minta esetében a szándékosan rosszabb minőségű felület elérése érdekében 400 – 600 szemcsefinomságú csiszolópapírt alkalmaztam. A felületi érdesség mérése során a valós mért felületet a 3.14. ábra és a 3.15. ábra mutatja.

Felületi érdességi profil - Nr. 9. minta / 2. mérés



3.14. ábra Felvett felületi érdességi profil, a minta grit 400 – 600 finomságú papírral csiszolva



3.15. ábra Felvett felületi érdességi profil, a minta grit 400 – 600 finomságú papírral csiszolva

3.2.4. A diffúziós hegesztések és referencia kísérletek az UNIDUNA laborjában

A Gleeblen elvégzett kísérletek (fizikai szimulációk) alapvetően három kategóriába sorolhatók: a diffúziós hegesztési kísérletek (két félből), a hegesztések referencia mérései egész mintákon, valamint a további referenciamérések, mint például a kúszási paraméter modellezése, vagy a termoelemek vizsgálata volt.

A mérések leírását, a modellezés részleges leírását, valamint az összefoglaló eredményeket a FED folyóiratban publikáltam (Baross et al., 2020).

Az első minták tapasztalatai sokat segítettek a későbbiekben a minták előkészítésében, a befogó pofákba való jobb rögzítésben, vagy a Gleeblet vezérlő QuickSim szoftver jobb beállításában. Ugyanakkor elmondható, hogy a hegesztési kísérletek és a referencia minták vizsgálatai értékelhető eredményt adtak. A hegesztések és a Gleeble berendezés költségei miatt nem volt lehetőség számos vizsgálat elvégzésére, ami alapján statisztikai számításokat könnyebb lenne végezni. Így azonban hangsúlyosabbá vált a fizikai szimulációk mellett a numerikus modellezések elvégzése.

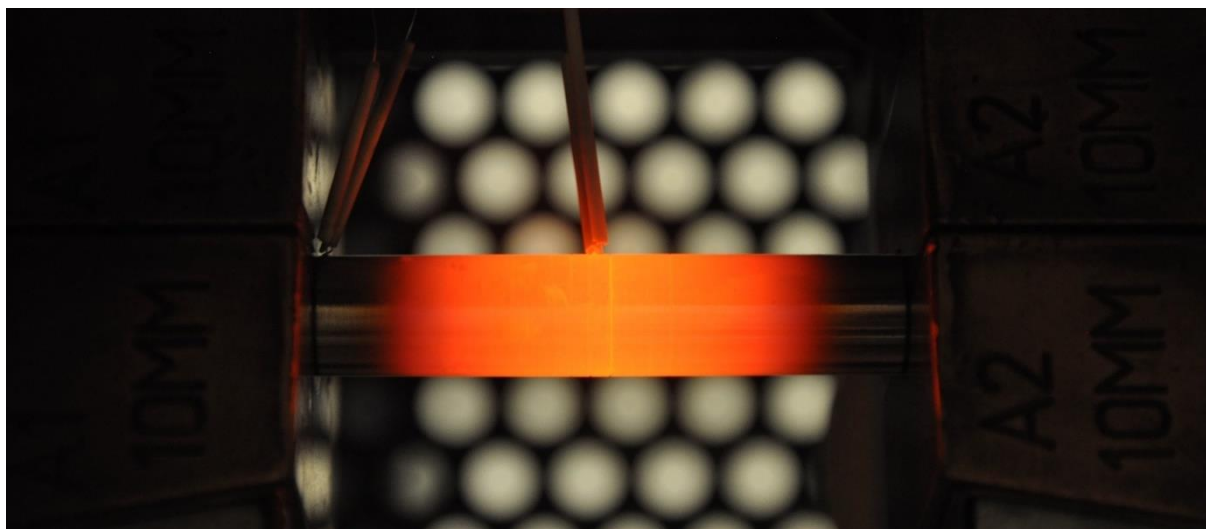
A diffúziós hegesztési minták esetében a 30 + 30 mm-s hasznos szakasszal Ø12,5 mm átmérővel kerültek be a réz befogó pofák közé a kisebb átmérőjű Ø10 szakaszok palásfelületén keresztül összeszorítva. A referencia minták minták 60 mm Ø12,5 hasznos hosszal azonos módon lettek rögzítve. Az elvégzett kísérleteket az 6. táblázat foglalja össze. Az első oszlopban a dátum mellett rögzítésre került, hogy mennyi ideig volt a levegőn a hegesztett minta felülete. A hőmérséklet $T_{\max}$ értéke a névleges érték, ami mellett a zárójelben található a programban rögzített alacsonyabb hőmérséklet. Egy előzetes K és R-típusú termoelemmel végzett tesztmérés mutatta meg, hogy az R-típusú termoelem 10-15 fokkal alacsonyabb hőmérsékletre való beállítása indokolt. A megadott nyomás és keresztmetszet alapján a Quicksim szoftver 10 Hz-s ismétléssel állítja az axiális erő nagyságát. A kontrakciót elszenvedő minta esetében a minta teljes hossza mentén egyenlően növekedő keresztmetszettel számolva a vezérlő szoftver

szabályozza az axiális terhelést a névleges értéknek megfelelően. Így tehát az egész program során növelni fogja az axiális erőt. A τ percben adja meg a hegesztés fűtés és hűtés nélküli névleges szakaszát. Továbbá látható a bal és jobb oldali minták R_z értéke, valamint a vákuum értékei, amelyek általában nem mentek néhány torr alá. A hegesztés utáni hossz pedig a minta teljes elszenvedett rövidülését, axiális kúszását mutatja.

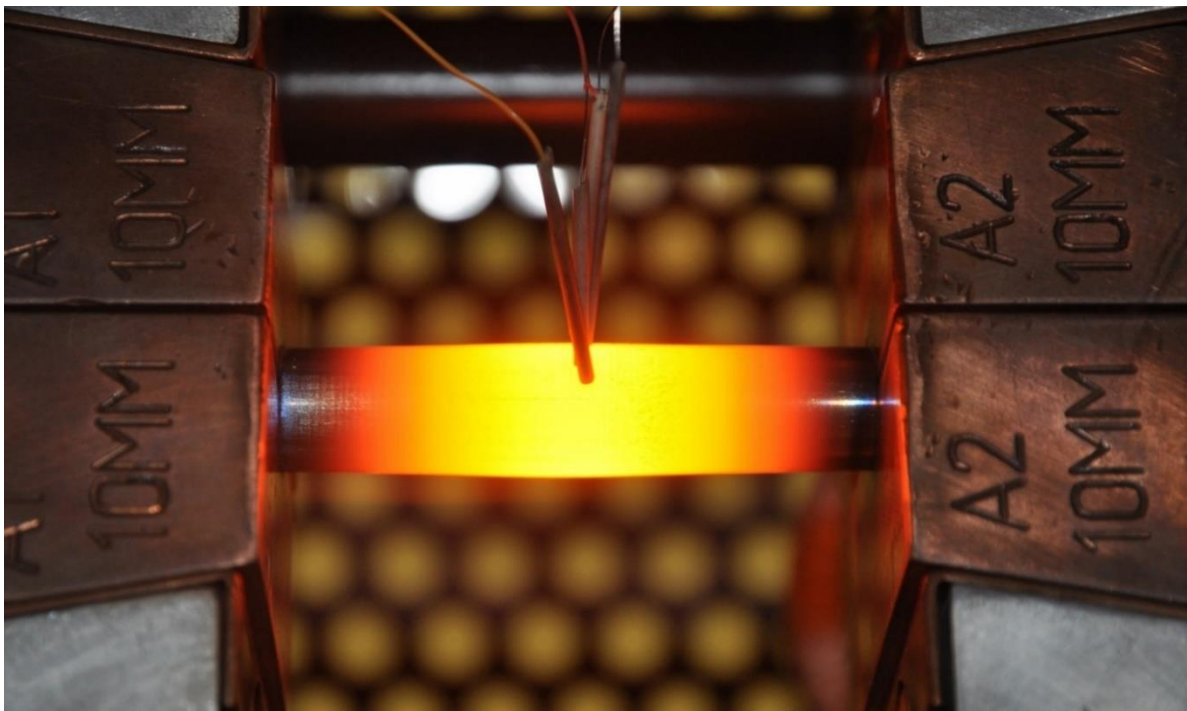
6. táblázat A hegesztési és a referencia minták fizikai szimulációja (Baross et al., 2020)

Dátum, levegőn	Diffúziós hegesztés / Referencia minták fizikai szimulációja 316L mintákon				Balol dali minta	Jobbold ali minta	Vákuum a vizsgáló- kamrában	Eredeti hossz	Heg. utáni hossz
	Azon.	$T_{\max}$ [°C]	P, MPa	t, min	R_z , μm	R_z , μm	torr	mm	mm
2019.07.23 150 min	DG3	1000 (set 985)	30	60	0,58 / 0,93	0,6 / 0,59	$4 - 1,5 * 10^{-3}$	30,07 + 30,02	58,48
	RG3	1000 (set 985)	30	60			3,5 – 5	60,05	56,9
2019.07.23 120 min	DG7	1055 (set 1040)	30	40	0,75 / 0,80	0,92 / 0,67	3,5 – 5	30,01 + 30,04	56,34
	RG7	1055 (set 1040)	30	40			3,5 – 5	60,04	55,47
2019.06.07 30 min	DG1	1055 (set 1040)	30	80	1,01 / 2,01	0,6 / 1,09	3,5 – 5	29,95 + 30	53,1
2019.10.31 40 min	DG6-2	1045 (set 1035)	25	15	4,91 / 4,49	3,09 / 4,98	$\sim 1 * 10^{-4}$	60,05	59,06
2019.07.19 (n.a. min)	RG6	1045 (set 1035)	25	60			3,5 – 5	60,09	56,43

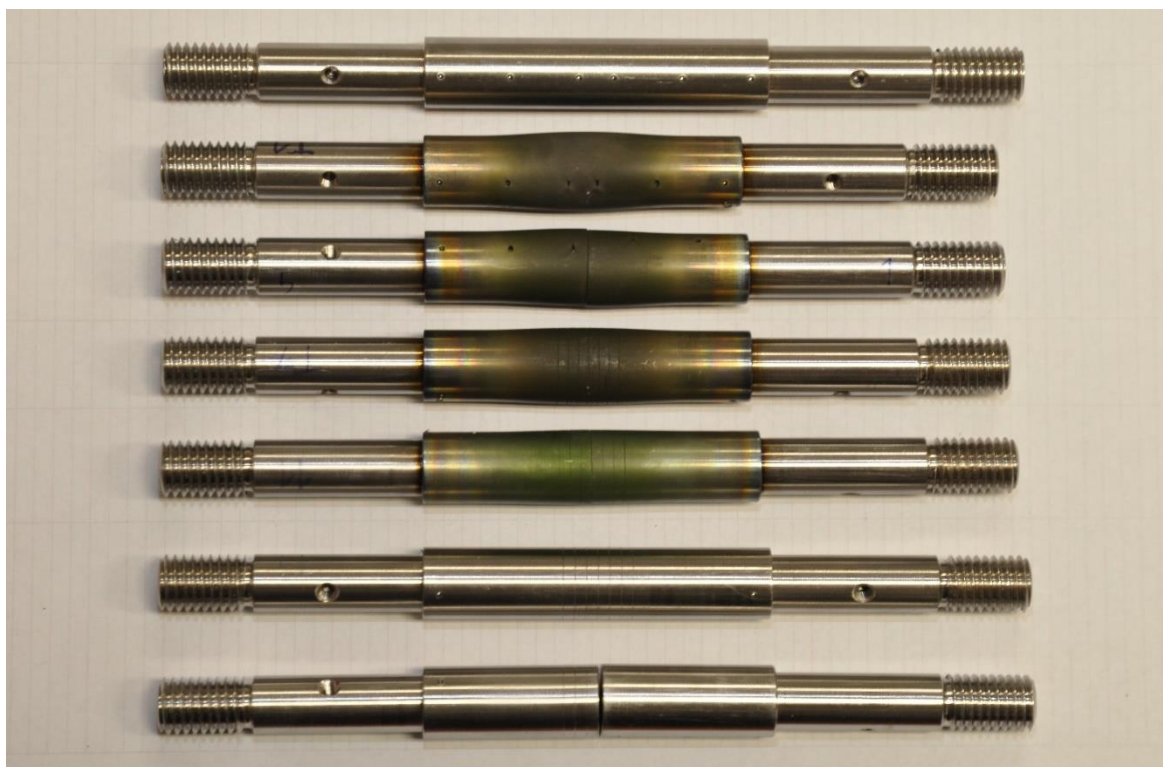
A 3.16. ábra egy hegesztési kísérlet kezdeti, a 3.17. ábra egy referencia mérés előrehaladottabb állapotát mutatja meg. A mindkét esetben hasonlóan hordósodtak a kísérletek alatt. Ennek megfelelően a 3.18. ábra a kísérlet utáni mintákat mutatja.



3.16. ábra Diffúziós hegesztés eleje, a minta még nem szenvedett axiális kúszást, Dunaújvárosi Egyetem (Baross et al., 2020)



3.17. ábra Előrehaladott referencia kísérlet a minta látható hordósodásával



3.18. ábra Különböző minták: hegesztett és referencia minták, és az eredeti fel nem használt minták

Első tapasztalatok a hegesztési folyamat során

Az első hegesztési kísérlet után megfigyelhető volt (DG1), hogy az axiális nyomás (25-30 MPa), magas hőmérséklet és a hosszú hegesztési idő (80 perc) jelentős tengely irányú torzulást eredményezett - lásd 6. táblázatban. A kúszás értékét a tengely irányú elmozdulást az útjeladó

méri a Gleeble-ben az egész folyamat során. Bár az ipari HIP - azaz izosztatikus nyomás melletti – eljárás hegesztésére a nagyobb nyomás a jellemző: 150 – 200 MPa (Sato et al., 1998, 2001) 316LN-IG-re alkalmazva, ugyanakkor az egytengelyű nyomás alkalmazására is számos labor példát találunk. Esetünkben a fontosabb referenciák az ITER első fal diffúziós kötéseit vizsgáló (SS 316L / CuZrCr és WCu / CuCrZr) Gleeble 3800 hegesztések elvégzése Singh et al., (2016, 2017)-nél. A legmagasabb hegesztési értékek a SS 316L / CuZrCr esetében 1000 °C / 5 MPa / 15 perc, vagy 900 °C / 15 MPa / 15 perc voltak. Láthatjuk, hogy az ultrahangos vizsgálatok szerint is jó kötési értéket tudott elérni jellemzően alacsonyabb nyomás és a HIP kamrában alkalmazotthoz képest rövidebb hegesztési idők mellett is. Bár a nagyobb mintadarabok tengely irányú torzulása az ipari méretű alkalmazásnál elkerülendőek általában, a hegesztési felületek tanulmányozásánál nem befolyásolja az alapfolyamatot.

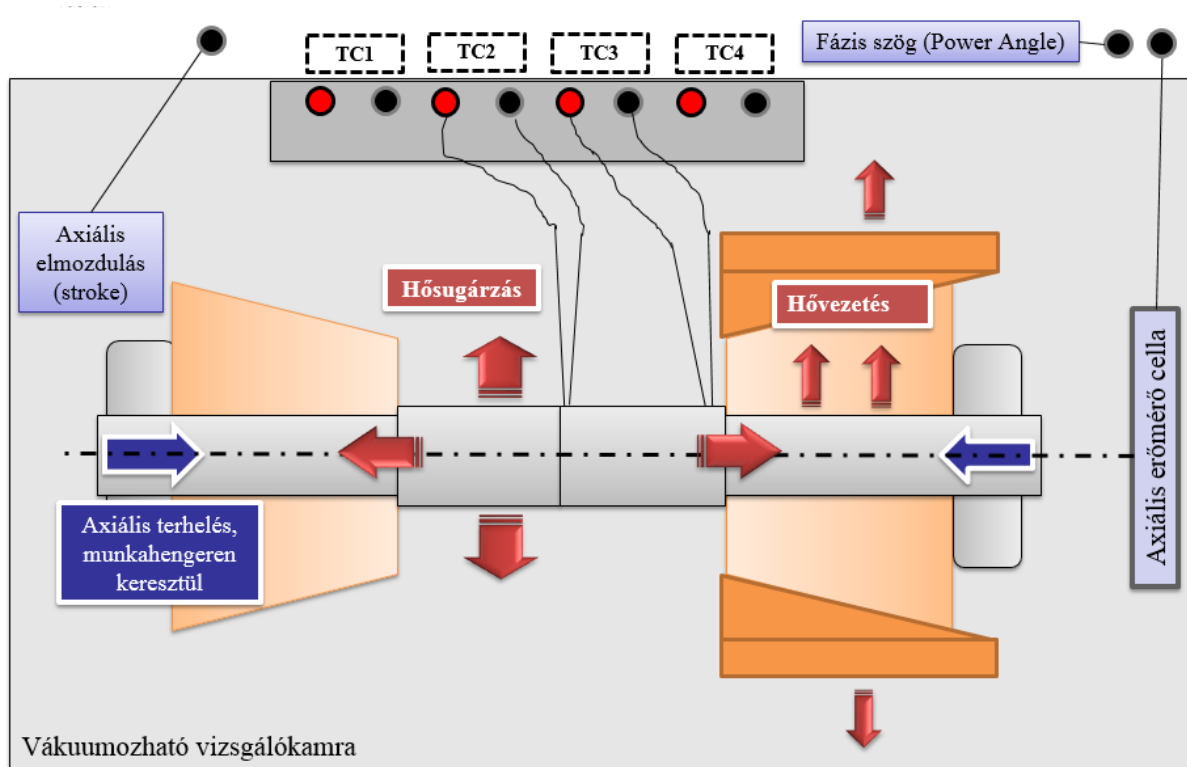
A fizikai szimulációk mért adatai

Minden mérés során a QuickSim szoftverrel vezérelt értékeknek megfelelően a Gleeble 3800 a következő adatokat rögzítettem. Kevés kivételtől eltekintve 10 Hz mintavételezési frekvenciával. A kísérletek mért értékeit a 3.19. ábra illusztrálja.

7. táblázat A Gleeble vezérlés által rögzített adatok

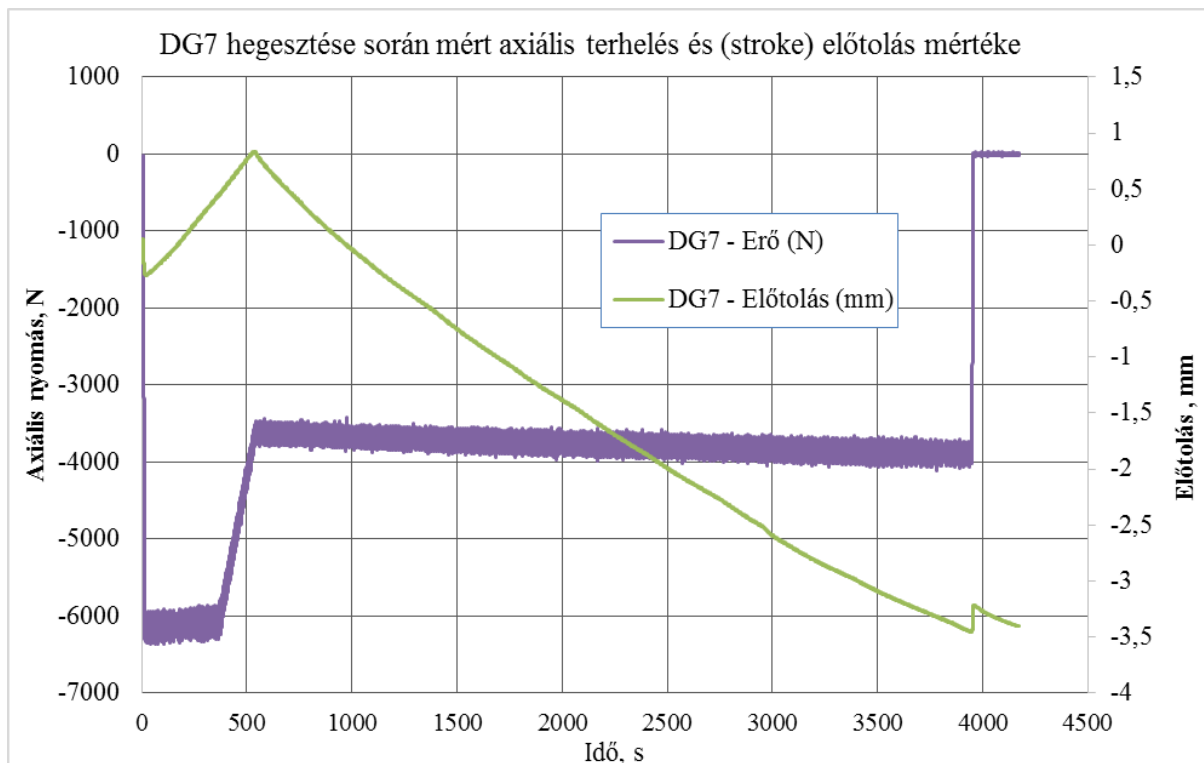
Mért értékek:	Jellemzők:	Mértékegység
Hegesztési hőmérséklet, legmelegebb pont, a teljesítmény szabályozása erre történik a Gleeble belső PID nem módosítható szabályozása szerint.	R-típusú termoelem, 10 Hz	°C
Minta befogás melletti hőmérséklete, leghidegebb pont	R-típusú termoelem, 10 Hz	°C
Az axiális deformáció / előtolás mértéke (stroke)	10 Hz	mm
A minta tengely irányú terhelése.	Vezérelt paraméter a programban rögzített értékből számítva*, 10 Hz	N
Kitöltési tényező, a fűtési teljesítmény szabályozását mutatja	A Gleeble a hegesztési hőmérsékletnek megfelelően szabályozza. Nem vezérelhető közvetlenül.	°(fok)
Vizsgálókamra vákuum értéke	Manuálisan került rögzítésre, a kontrol kijelzőről leolvasva	torr

* A mintára ható tengely irányú terhelést a Quicksim szoftver vezérli a referencia nyomás és az aktuális keresztmetszet függvényében, ahol a keresztmetszet növekedését az előtolás értékéből számolja a vezérlés.

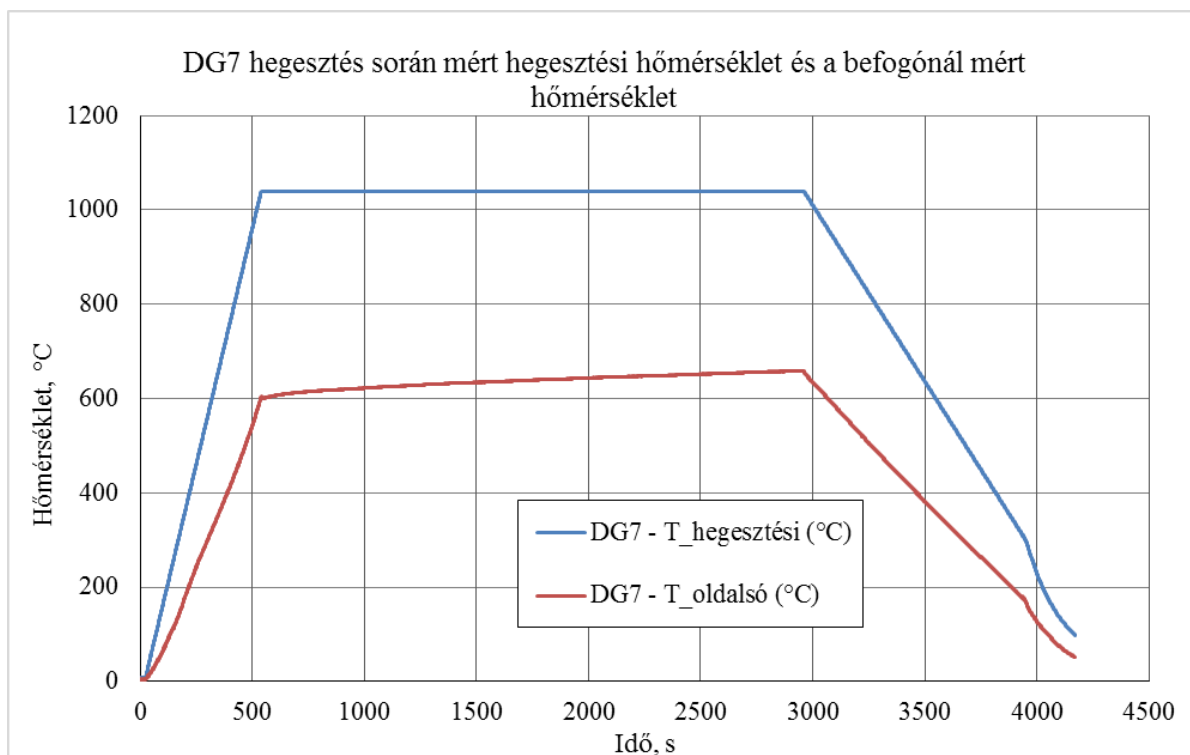


3.19. ábra A hegesztési minta és mérési pontjai a Gleeble vizsgálókamrában

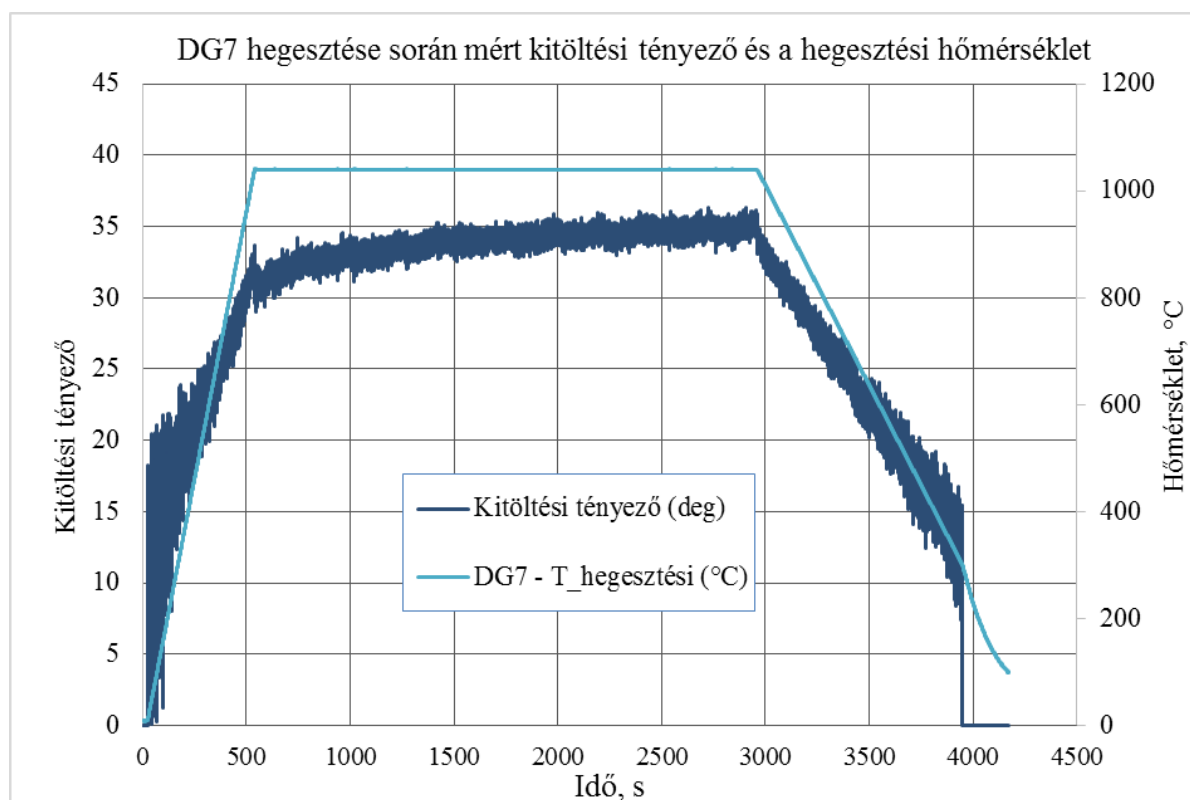
A DG7-s hegesztés mért paramétereit a következő ábrákon láthatjuk.



3.20. ábra A teljes hegesztési eljárás alatt mért axiális terhelés és előtolás mértéke



3.21. ábra A teljes hegesztési eljárás alatt mért hegesztési és oldalsó hőmérséklet



3.22. ábra A teljes hegesztési eljárás alatt mért hegesztési hőmérséklet és a kitöltési tényező értéke

Ha a minta kontrakciója esetében az axiális deformációt negatívnak vesszük, akkor felfűtési szakaszban egy nem elhanyagolható pozitív irányú hőtágulás keletkezik a felfűtési szakaszban. A felfűtési szakasz a kísérlet kezdetétől 540 s-ig tartott, mint azt a 3.20. ábra is mutatja. Ezt a

hegesztési folyamat negatív irányú kontrakciója követi, majd a hűlési szakasz a hőtágulásnak megfelelően negatív irányú axiális deformációt fog továbbá eredményezni. A hegesztési folyamat ebben az esetben 540 s felfűtési szakaszból, 2400 s hegesztési szakaszból és 540 s hűlési szakaszból állt. Az axiális terhelés folyamatos szabályozását a QuickSim szoftver az axiális deformációnak megfelelően állítja be. A mért axiális terhelést lásd a 3.20. ábra szerint lett rögzítve minden mérésnél. Feltételezve a befogó pofák és a minta közötti állandó hőátadást, a látható növekvő oldalsó hőmérséklet a csökkenő hasznos szakasz miatt volt megfigyelhető (3.21. ábra). Az ellenállásfűtés növekedését közvetlenül nem lehetett mérni, de a Gleeble a kitöltési tényező által szabályozza az állandó hegesztési hőmérséklet. Ahogy korábban említettük a kitöltési tényezőtől közvetlenül nem lehet következtetni a mintán leadott teljesítményre, de a mért értékek tendenciája alapján a vártak megfelelően a fűtés növekedését láttuk a kitöltési tényező növekedésével.

A kontakt felület esetleges nem kívánt túlmelegedésének elkerülése érdekében a felfűtési szakasz kontrollált módon (540 s-ig) lett szabályozva: a lassú fűtést kombinálta a program a 30 MPa helyett magasabb tengely irányú terhelés mellett – ezzel biztosítva a nagyobb kontaktfelületet a hegesztés elején. Lásd a 3.20. ábrán.

A minták geometriai eltérései és változásai pontosabban le lettek mérve minden egyes minta esetében, a hegesztés / referencia vizsgálat utáni minta geometria jellegzetességeit a 3.17. ábra és a 3.18. ábra mutatja.

3.3. A Gleeble minták hőtani modellezései

Ebben a fejezetben a hőtani számítások először egyszerűbb 1D-s hőeloszlásainak becslését mutatom be. Továbbá a kísérletek fontosabb ellenőrző számításait, mint a hőszugárzási számítások, illetve a kontakt felületen keletkező hőfejlődés számításait. E számítások a kísérletek előkészítésén túl a később taglalt numerikus modellezés fontosabb hőtani megfontolásait is adták, úgymint a lehetséges egyszerűsítések és peremfeltételek meghatározását. A számításokat a Baross et al., (2017), és a Baross et al., (2020) cikkekben publikáltam.

3.3.1. Diffúziós hegesztés hőtani modellezése a Gleeble 3800 szimulátor alapján

A 0. fejezetben bemutatott Gleeble 3800 fizikai szimulátorra szükségesnek láttam hőtani modellezések elvégzését a minta hőeloszlásának, hőfejlődésének, villamos ellenállásának vizsgálata érdekében (Baross et al., 2017). A modellezésre elsősorban a minta geometriájának kialakítására és a mérési összeállításra, úgymint a befogó pofa kiválasztása, fűtési sebesség miatt volt szükség a hegesztések elvégzése előtt.

A Gleeble berendezésen hasonló kísérletek hőtani modellezésére az irodalom alapján a következő feltételezésekből indulhatunk ki:

- A váltóáram a két áramátadó rézfelület között értelmezhető, amint azt a 3.3. ábra is mutatja. A mintán keresztülhaladó váltóáramot 50 Hz esetében 20 ms időablakkal lehet közelíteni Spittle et al. (1997) alapján, váltakozó irányú egyenáramnak véve.
- A feszültség (AC) jóllehet szinuszosan változik, a váltóáram RMS értékével számolhatunk, mint egyenfeszültség. Ezáltal a mintadarabon keresztül egyenárammal helyettesíthetjük (DC) a váltóáramot. Ezt látjuk Brown et al. (1998) közelítésénél is.

- A két réz átadó pofán és a mintadarabon felépülő állandó elektromos potenciáltér a 20 ms alatt a következő általános képlettel modellezhető 3D potenciáltér esetén (Norris, Wilson, 1999), ahol a maximális feszültség a befogó pofa egyik felére van kapcsolva.

$$\frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial z^2} = 0. \quad (3.7)$$

Az elektromos potenciálból meghatározható a mintadarab állandó vagy változó keresztmetszetén keresztül eső feszültség. A feszültségesésből pedig számolható az elektromos áram mennyisége a következő képlettel:

$$i_{x,y,z} = -\frac{1}{\beta} \sqrt{\left(\frac{\partial V}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial z}\right)^2}. \quad (3.8)$$

Az x, y, és z irányban így egyszerűsödik a képlet:

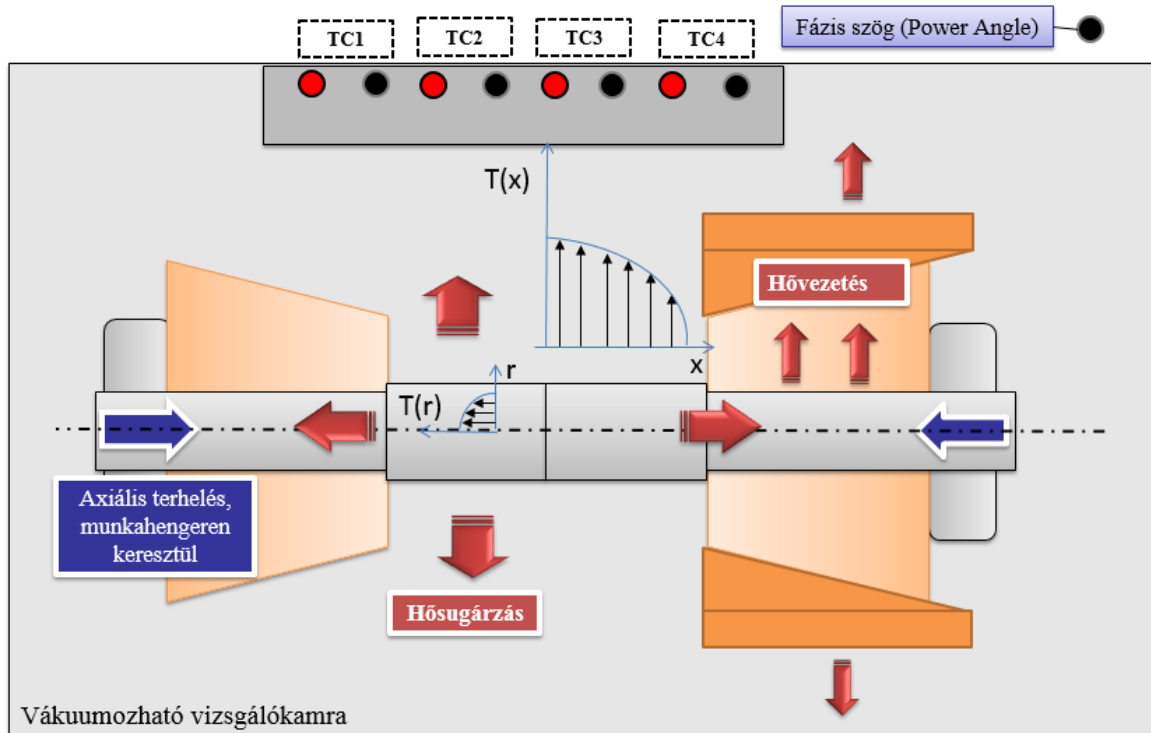
$$i_x = -\frac{1}{\beta} \frac{\partial V}{\partial x} \quad i_y = -\frac{1}{\beta} \frac{\partial V}{\partial y} \quad i_z = -\frac{1}{\beta} \frac{\partial V}{\partial z} \quad (3.9)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{i^2 \beta}{\rho c} \quad (3.10)$$

A fenti képletekben a jelölések:

- β - elektromos ellenállás ($\Omega \text{mm}^2/\text{m}$),
- c - fajhő ($\text{J}/\text{kg}^\circ\text{C}$),
- ρ - sűrűsége, (kg/m^3),
- k - hővezetési tényező (W/mK).

A fent említett irodalom alapján jó közelítést adnak a részletesebb 3D-s számítások helyett az 1D egyszerűsített számítások is, melyet jelent esetben a mintadarab tengelyével párhuzamosan számolhatunk. Továbbá a váltóáram helyett az egyenárammal való számítás is a valóságnak megfelelő hőeloszlást eredményez. Az 1D hőeloszlásnál azonban a réz befogó pofákon keletkező hőfejlődést, vagy a befogó pofa és a minta közötti kontakt ellenállásából származó hőfejlődéstől szintén eltekintettünk, és a hűtővízzel való kapcsolatot egy hőátadási tényezővel helyettesítjük a későbbiekben. A hőeloszlás sematikus ábráját a 3.23. ábra mutatja.

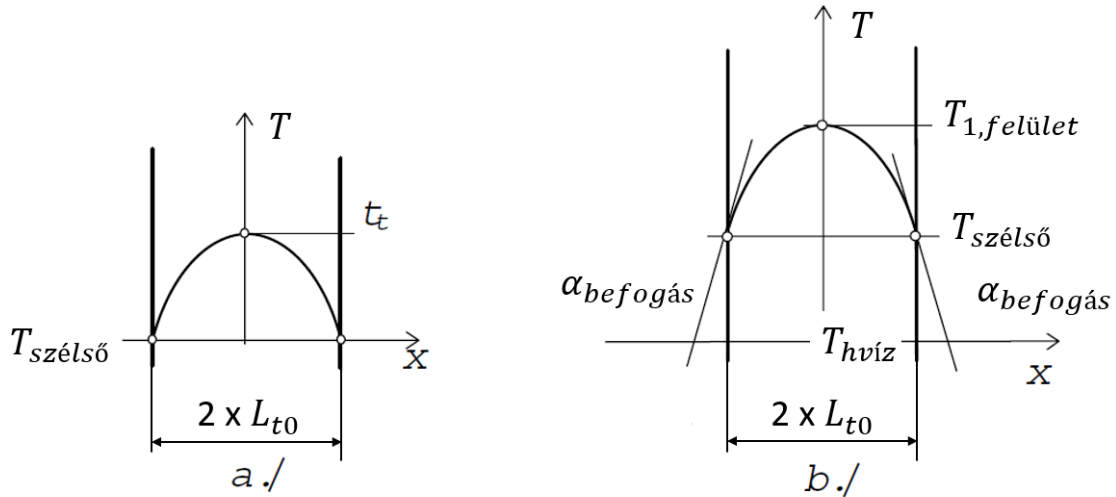


3.23. ábra Egyszerűsített ábra a hegesztési elrendezés hőeloszlásáról

Az analitikus számításoknál az elsődleges közelítések a következők voltak:

- A diffúziós hegesztés 1-2 órás modellezése közben állandósult állapotot számolhatunk.
- A mintadarab állandó keresztmetszetű, hengeres.
- A rézpofán, a mintadarab hűtött oldalán állandó hőmérséklettel vagy állandó hőátadási tényezővel számolunk.
- A térfogati hőfejlődés / villamos ellenállás a hőmérsékletnek függvénye. Ezért az analitikus számításoknál egy középértéket érdemes venni.
- Hasonlóan bár a hővezetési tényező hőmérsékletfüggő az analitikus számításoknál itt is középértékre célszerű számolni.
- A vákuumedényben a hősugárzással nem számoltunk, illetve a radiális hőeloszlást elhanyagoltuk. Bár ahogy azt később a 3.3.2. fejezetben részletezzük, igen jelentős hővesztéseket fog jelenteni.
- A mintadarab külső palástján nincs konvekciós hővesztés.

A fenti közelítéseket figyelembe véve 1D-s hővezetést feltételezve a belső hőforrással rendelkező állandó hővezető keresztmetszetű testekkel számolhatjuk a mintadarab hőeloszlását. Ez jelen esetben azonos a „végtelen fal” esetére, amit a 3.24. ábra mutat Gróf (1999) alapján. Az I. fajú peremfeltétel mellett a szélső hőmérséklet adott, a III. fajú peremfeltételnél a környezeti hőmérséklet és a szélső hőmérséklet között hőátadás van. Jelen számításokhoz az egyszerűség kedvéért az I. fajú peremfeltételt fogjuk használni, azonban a későbbi numerikus számításoknál már egy hőátadási tényező megállapításával állítjuk be a szélső hőmérsékletet, a hűtött oldal hőmérsékletét.



3.24. ábra Hőeloszlás belső hőforrással az állandó hővezető keresztmetszetű testet alkalmazva a kísérleti mintára I. fajú és III. fajú peremfeltételre (Gróf, 1999)

Az állandó hővezető keresztmetszetű testekre vonatkozó hővezetés differenciálegyenlete:

$$0 = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\dot{q}_v}{\lambda}. \quad (3.11)$$

A hőmérséklet eloszlást a szimmetria miatt elegendő csak fél mintára számolni. A hőeloszlást ilyen formában írjuk:

$$T(x) = -\frac{\dot{q}_v}{2\lambda} \cdot x^2 + c_1 x + c_2, \quad (3.12)$$

ahol a c_1 , c_2 konstansokat a peremfeltételekből számíthatóak.

I. Elsőfajú peremfeltételek mellett fél mintára a következők lesznek

$$x = L_{t0} \text{ nál, azaz a befogásnál adott a hőmérséklet: } T(L_{t0}) = T_{szélső},$$

$$x = 0 \text{ nál a hőmérsékleteloszlás helyi maximumot vesz fel } \frac{\partial T}{\partial x} = 0.$$

A levezetés nélkül a peremfeltételek figyelembevételével a következő egyenletet kapjuk az elsőfajú hőeloszlásra:

$$T(x) = -\frac{\dot{q}_v}{2\lambda} \cdot x^2 + \frac{\dot{q}_v}{2\lambda} (L_{t0})^2 + T_{szélső}, \quad (3.13)$$

ahol $\dot{q}_v$ - térfogati hőfejlődés (W/m^3), λ - hővezetési tényező ($\text{W}/(\text{mK})$).

III. Harmadfajú peremfeltételek mellett fél mintára a következők lesznek

$$x = L_{t0} \text{ nál, azaz a befogásnál: } (T_{szélső} - T_{hűtővíz}) \cdot \alpha_{befogás} = -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x}$$

$$x = 0 \text{ nál a hőmérsékleteloszlás helyi maximumot vesz fel } \frac{\partial T}{\partial x} = 0$$

A hőmérséklet-eloszlás levezetés nélkül a peremfeltételek figyelembevételével:

$$T(x) = -\frac{\dot{q}_v}{2\lambda} \cdot x^2 + \frac{\dot{q}_v \cdot \delta}{2\lambda} \left(\frac{1}{\alpha_{bef}} + \frac{1}{2\lambda} \cdot L_{t0} \right) + T_{hűtővíz} \quad , \quad (3.14)$$

ahol $\alpha_{befogás}$ a minta szélső a befogáshoz közeli pontja és a hűtőközeg közötti hőátadási tényező.

Bár a valóságnak jobban megfelel a III. fajú eset, érdemes megjegyezni, hogy jellegre mind a két görbe ugyanolyan fordított parabola alakú lesz, a szélső – leghidegebb pont – hőmérsékletével eltolva.

Az analitikus közelítésekkel kapcsolatos megfontolások

Amennyiben az acél hővezetési tényezőjének és a villamos ellenállásnak a hőmérsékletfüggése elhanyagolható lenne – egy a minta teljes hosszában állandó hőfejlődés mellett – a mért szélső hőmérséklet alapján meghatározható lenne a mintában a maximális hőmérséklet értéke. Azonban már a kísérletek előtt feltételeznünk kellett a számítások az anyag paramétereiből adódó pontatlanságot és a hőfejlődést elsősorban befolyásoló villamos áramerősség mérési lehetőségét és pontosságát. Így a későbbi méréseknél a maximális és a minimális hőmérséklet mérését láttuk célszerűnek.

A minta hosszának meghatározása a kísérleteknél egy fontos szempont volt. Ugyanis azonos belső hőfejlődés esetén a minta hossza határozza meg a maximális hőmérsékletet. Így hosszabb mintát választva több órás hegesztés esetén a bevitt áramerősség csökkenthető lenne. Azonban a megfelelő befogó pofa kevesebb hőelvonással is csökkenti a szükséges bevitt áramerősséget, de a berendezés védelme érdekében a réz befogó pofa jobb hőelvonása mellett döntöttünk. Így a minta hasznos szakaszát a vizsgálókamra hosszát növelve egy jó hőelvonással rendelkező befogó pofát választottam. A hasznos szakaszt 60 mm –ben állapítottuk meg, amely méret a minta későbbi mind roncsolásos és roncsolásmentes vizsgálatára alkalmassá válik.

Bár az analitikus számításnál az anyagparaméterek középhőmérsékletre vett értékével célszerű számolni, a valós hőeloszlás jobb modellezése miatt további véges differencia módszer alkalmazását is szükségesnek láttam (Baross et al., 2017). Az eredményeket a következő fejezet taglalja.

Hőeloszlás rúdban állandósult állapotra, véges differenciás megoldással

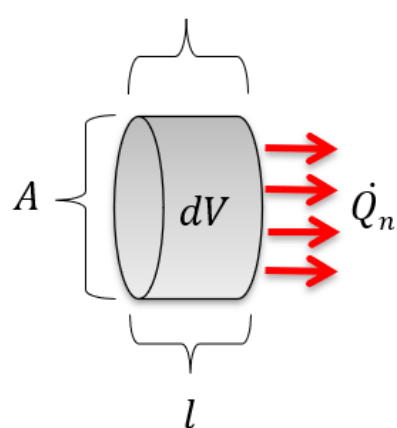
A hőeloszlást az összehasonlítás miatt véges differenci módszerrel is érdemes kiszámolnunk, ahol lehetőség nyílik az egyes elemekben hőmérsékletfüggő anyagparaméterek megadására. Bár a kezdeti számítások a Excelben történtek, az összetettebb számítások esetében, vagyis a numerikus modellezés esetében áttértem a Matlab program alkalmazására. Ugyanakkor az egyszerű geometria miatt a fejlettebb véges elemes programok alkalmazását már nem láttam szükségesnek.

A geometria és a peremfeltételek szimmetriája miatt a mintát középen elvágva, vagyis a maximális hőmérsékletnél hőszigetelt felületet feltételezhetünk.

Az átfolyó áramerősség által keltett hőfejlődés és a hőtranszport fog egyensúly tartani ebben a modellben. Így írhatjuk, hogy a befogó pofánál a hővezetés a teljes mintában keletkezett hőmennyiség, azaz az összes elemi szakaszra bontott térfogatokban keletkező hőmennyiség összegével fog egyensúlyt tartani. Ez a hőmennyiség a befogó pofán keresztül fog távozni, azonban most az egyszerűség kedvéért egy rögzített T_N értékkel számolunk.

$$\dot{Q}_{teljes} = \sum_{n=1}^N R_n * I^2 = \lambda_N * \frac{A}{l} (T_{N-1} - T_N) . \quad (3.15)$$

A fenti egyenletben az R_n az n-ik elem villamos ellenállása. Az egységnyi szakaszok ellenállását a vezetékek ellenállása alapján számoljuk az anyag fajlagos ellenállásából és geometriájából. Ennek megfelelően az adott elem ellenállása R_n így számolható:

$$R_n[\Omega] = \rho \left[\frac{\Omega \text{mm}^2}{\text{m}} \right] \cdot \frac{l}{A}$$


3.25. ábra A minta elemi szakaszának villamos ellenállása és a hőmérsékletfüggő hővezetési tényező ábrázolása

A 3.25. ábra a ρ fajlagos villamos ellenállással számol, ahol a mintát azonos hosszúságú l (m) szakaszokra bontottuk fel, illetve állandó A (mm²) keresztmetszettel számoltunk. Az elemi térfogatnál egyedül a hővezetési tényezőt hőmérsékletfüggővé téve számoltuk a hőeloszlást.

A $\dot{Q}_n$ - azaz balról az n-ik elemen áthaladó hőáram - az összes előző elemekben fejlődő hőfejlődésével lesz egyenlő, mivel feltételeztük, hogy csak x irányban van hővezetés - a hőszigeteléssel most nem számolunk.

Így az n-ik elemen áthaladó $\dot{Q}_n$ hőáram állandó hővezetési tényezővel számolva:

$$\dot{Q}_n = \lambda_{all} * \frac{A}{l} (T_{n-1} - T_n) = \sum_1^n R_n * I^2 \quad (3.16)$$

Ha a hővezetési tényező hőmérsékletfüggő, így módosul a hőáram egy pontban:

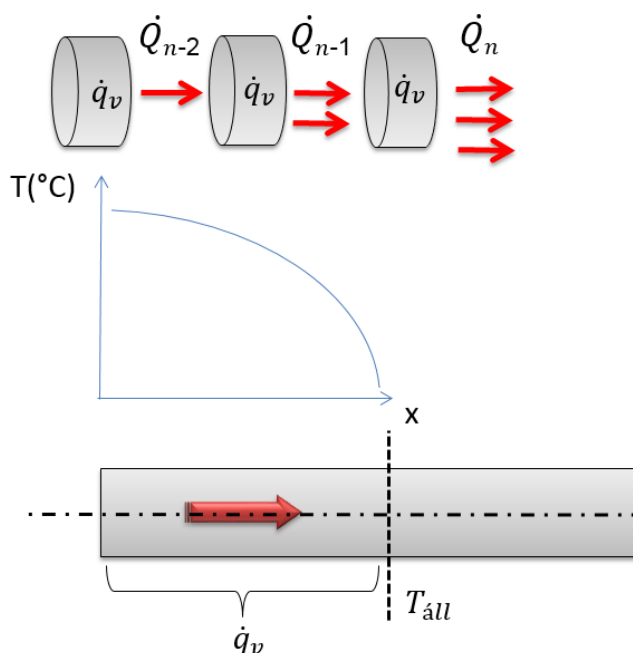
$$\dot{Q}_n = \lambda(T_{n-1}) * \frac{A}{l} (T_{n-1} - T_n) = \sum_1^n R_n * I^2, \quad (3.17)$$

ahol $\lambda(t_{n-1})$ (n-1)-ik elem hővezetése.

Átrendezve a T_{n-1} hőmérsékletét így kapjuk:

$$T_{n-1} = \frac{l}{A \cdot \lambda(T_{n-1})} \sum_1^n R_n * I^2 + T_n \quad (3.18)$$

Mivel T_N mint a legszélső elem ismert, ezért abból számolva kapjuk sorban a mellette levő elemek hőmérsékletét. Így a maximális hőmérséklet meghatározható.

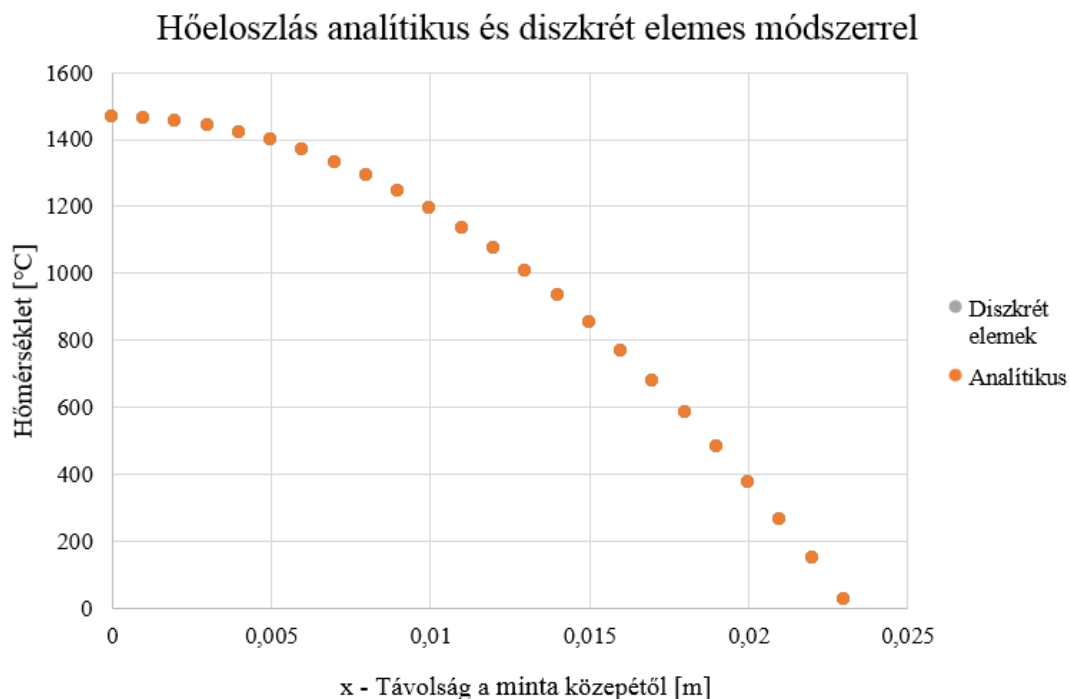


3.26. ábra A hő-transzport és hőeloszlás véges differencia modellje

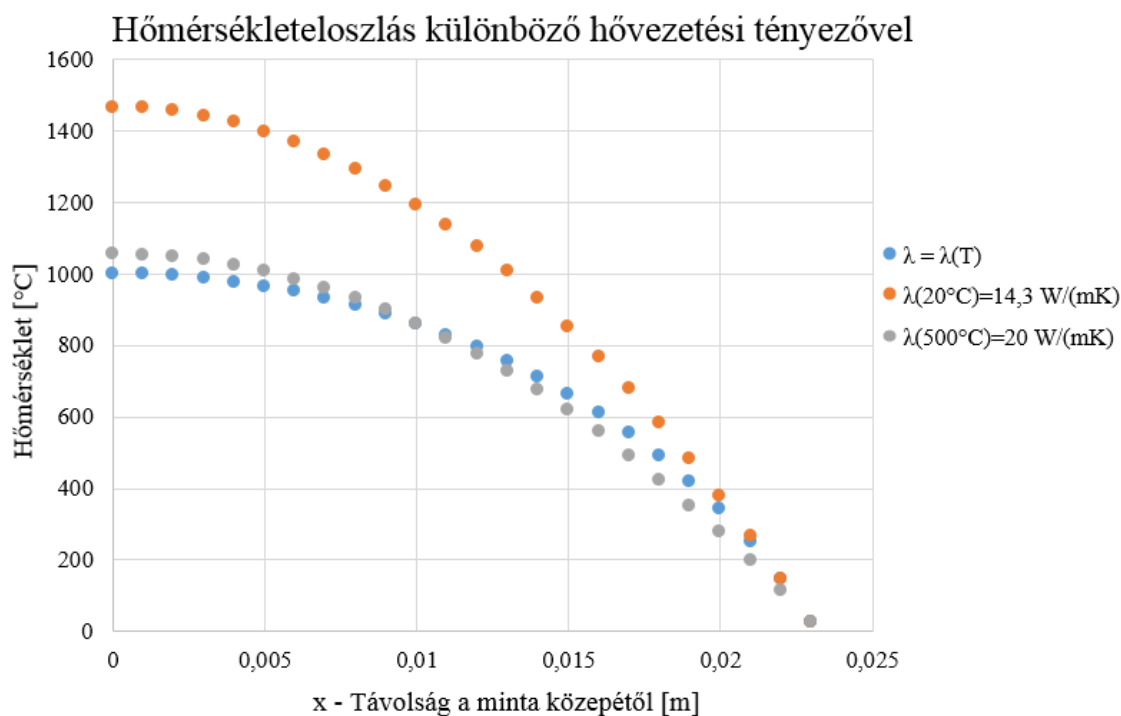
Az előzőekben bemutatott analitikus és véges differenciás számításainak összevetését azonos hővezetési tényező mellett a 3.27. ábra mutatja, ahol a hőeloszlás egybeesik a két esetben. A 3.28. ábra pedig az 500°C -nál vett hővezetési tényezővel számolva ad összehasonlítható eredményt a hőmérsékletfüggő hővezetési tényezővel számolt esettel. A számítást jelen esetben nem a 60 mm-s hasznos szakasszal közzeltük, hanem a korábban számolt cikk szerinti értékeket vettük alapul (Baross et al., 2017). A számítás adatait a 8. táblázat foglalja össze.

8. táblázat Állandó hővezető keresztmetszetű testtel közelített kísérlet adatai

Elnevezés:		Jelölés	Érték	Mértékegység
Fajlagos ellenállás	316L	ρ	0,75	$\Omega\text{mm}^2/\text{m}$
Hővezetési tényező a hőmérséklet függvényében		$\lambda(\text{T})$	$0,01502 \cdot \text{T}(\text{°C}) + 13,98$	$\text{W}/(\text{mK})$
		$\lambda(20\text{°C})$	14,3	$\text{W}/(\text{mK})$
		$\lambda(500\text{°C})$	20	$\text{W}/(\text{mK})$
A mintadarab szabad hossza	Geometria	L	0,023	m
Átmérő		D	10	mm
Áramerősség	Gleeble paraméter	I	800	A
Egy elem hossza	modellezés	l	0,001	m
Térfogati hőfejlődés állandó	számolt érték	qv	77,81	W/mm^3



3.27. ábra Hőeloszlás egybeesése az analitikus és a véges differencia módszer összehasonlítása állandó hővezetés mellett



3.28. ábra Hőmérséklet eloszlás a mintadarab mentén állandó és hőmérsékletfüggő hővezetési tényezők mellett fél szabad hossza ($46/2 = 23$ mm)

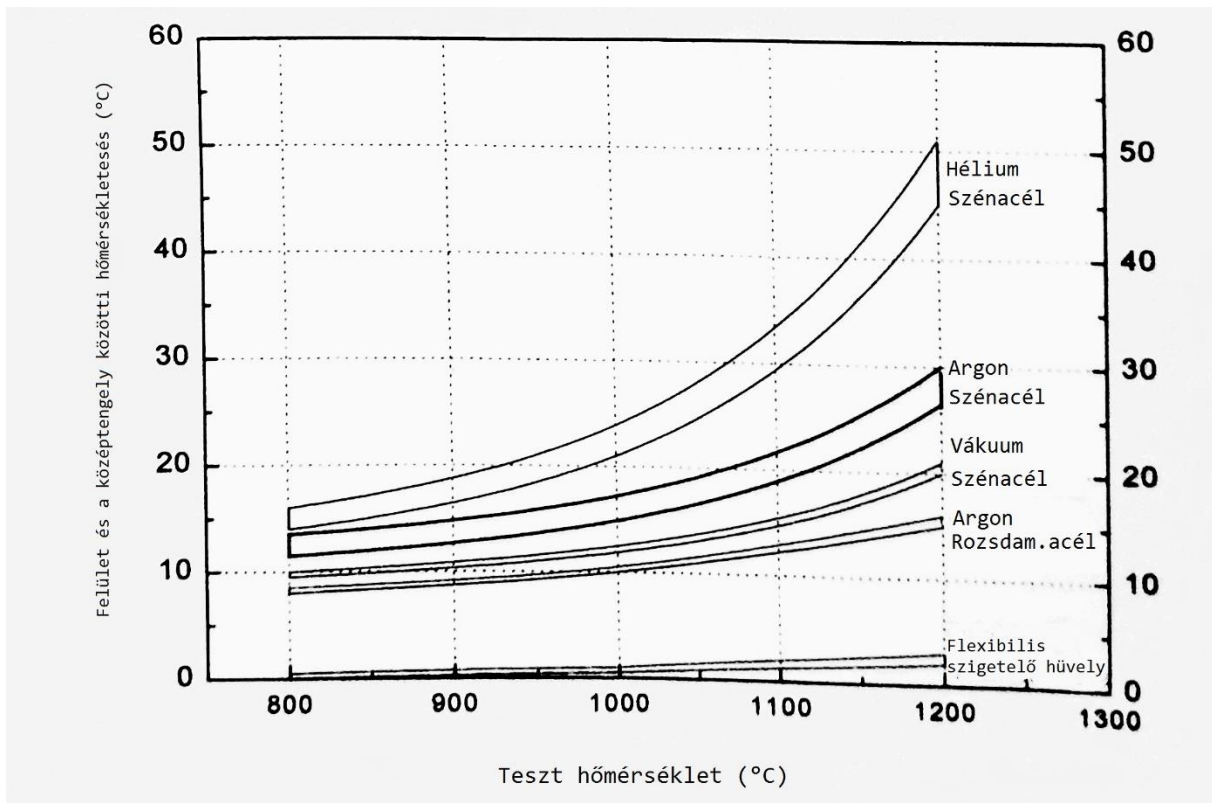
Az eredmények alapján megállapítható, hogy a hővezetési tényező jelentős befolyással lesz a minta tengely irányú hőeloszlására. További számításokat nem közölve, de hasonló módon a hőfejlődést befolyásoló villamos ellenállás hőmérsékletfüggése is jelentős volt ezen a

hőmérséklet-tartományon. Így mindkét anyagjellemzőt a hőmérséklet függvényében számoljuk a későbbiekben.

3.3.2. A hőszugárzás és a radiális hőeloszlás modellezése

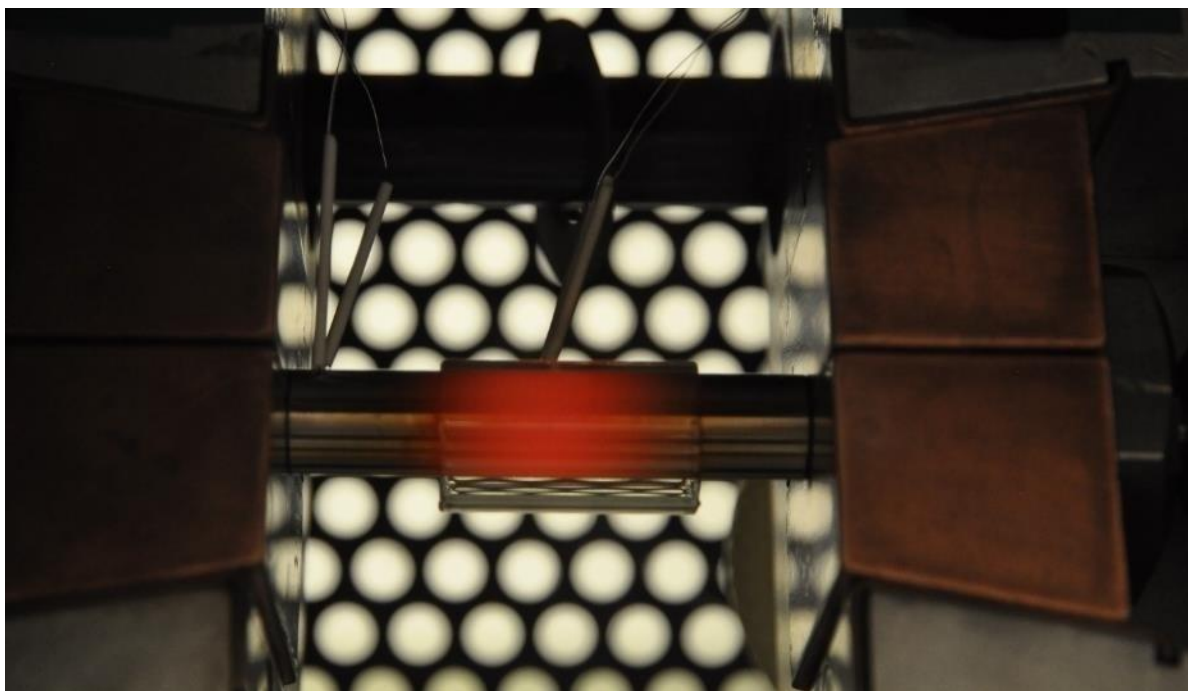
Hőszugárzás hatása a hengeres mintadarab hőeloszlására

A mintadarabok hegesztési hőmérséklete 1000 °C körüli, amit órákon keresztül fent kell tartani ezért hőszugárzásból adódó hőveszteség is jelentős lehet. Bár a kis keresztmetszet miatt kis hőszugárzási hőveszteségre számíthatunk. A mérések során a mintára merőleges felületeket izotermikusnak tekinthetjük általában, mivel a hővezetés jóval nagyobb a réz befogó pofák irányába, mint a felületen távozó hő. Ugyanakkor, ahogy a Gleeble kézikönyv 3.4.1 fejezete írja ez már nem feltétlenül igaz 800-1000 °C felett.



3.29. ábra Hőmérséklet különbség a mintadarab felülete és a középtengelye között különböző környezetben (Gleeble kézikönyv, 2010)

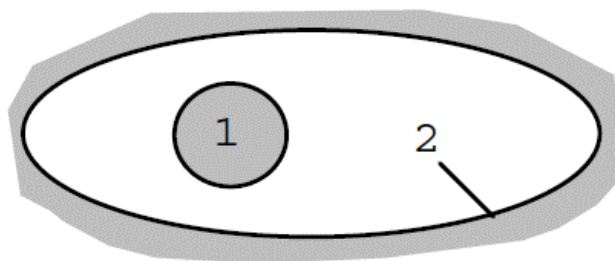
Jelen esetben elővákuum alatt végeztük a hegesztést, bár bizonyos esetekben a diffúziós hegesztést védőgáz alatt is el lehetne végezni. A 3.29. ábra a Gleeble kézikönyv (2010), bemutatja a hegesztés alatti hőmérséklet különbséget a minta középtengelye és a minta külső felülete között. Az ábra tanulsága szerint termikus szigetelés nélkül a vákuum környezetben is 10 K körüli különbségre számíthatunk. Bár egy referencia kísérlet szigeteléssel ellátott hüvellyel készült, lásd 3.30. ábra, de a hegesztett minták szerelési nehézségei miatt, illetve a minta torzulásának lehetséges akadályozása miatt már a többi mintára ez nem került rá.



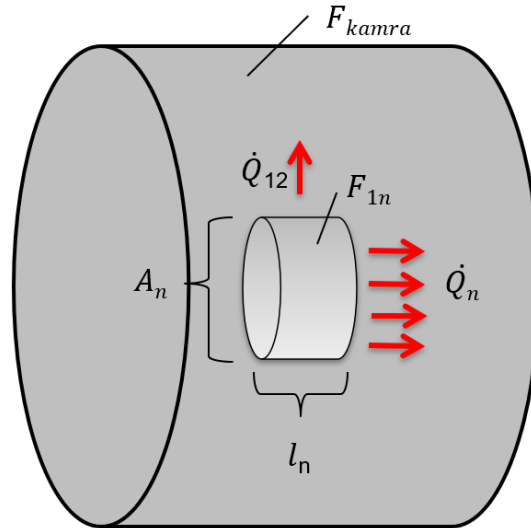
3.30. ábra Referencia kísérlet kivitelezése kvarckristállyal ellátott hüvellyel a radiális hőeloszlás csökkentése érdekében

Egy hengeres test mentén izotermikus hőeloszlást akkor feltételezhetünk, ha tökéletesen hőszigetelt a palástfelülete a környezettől, vagy nagyságrendekkel nagyobb a hővezetése a felületre merőleges irányban. Ezért a kísérletek radiális irányú hőeloszlását fontosnak láttuk.

A számításokhoz egymást burkoló felületekkel közelítettem a minta és a vákuumedény közötti felületet, a 3.31. ábra szerint. Így a hőszugárzásból adódó hőáramot egy elem palástfelülete és a teljes vákuumkamra, látható felülete között feltételeztem. Az 3.32. ábra megfelelően az n -ik elem palástfelülete és a vákuumkamra belső burkoló felületét hengeres felülettel közelítve számoltam a hőszugárzást.



3.31. ábra Egymást burkoló felületek közötti hőáram Gróf (1999)



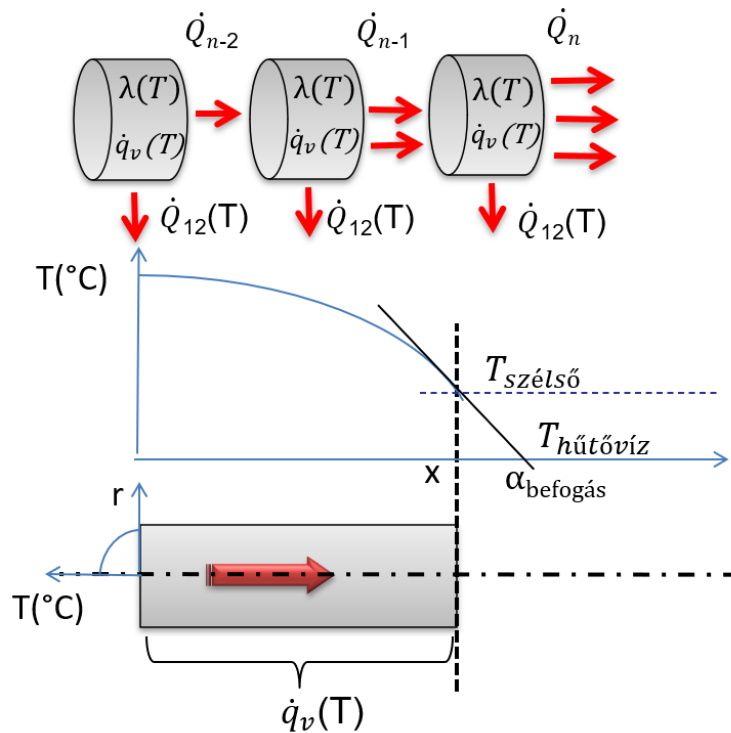
3.32. ábra A hősugárzás közelítése a burkoló felületekkel

A hősugárzást a Gróf (1999) alapján szürke testek sugárzásával számoltam. Az egymást burkoló felületek közötti hőáram képleteit alkalmazva a következőket kapjuk:

$$\dot{Q}_{12} = F_{1n} \cdot \varepsilon_{12} \cdot \sigma_0 (T_{1n}^4 - T_{2kamra}^4), \quad (3.19)$$

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{1minta}} + \frac{F_{1n}}{F_{2kamra}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{2kamra}} - 1 \right)}, \quad (3.20)$$

ahol ε_{12} a kölcsönös (relatív) emissziós tényező, σ_0 a Stefan-Boltzmann állandó.



3.33. ábra A hőeloszlás számítása a hősugárzás figyelembevételével, a „baloldal” a hegesztési kontakt felület

Az 3.33. ábra a minta hőeloszlását a hőszugárzással együtt számolt fél minta modelljén mutatja.

9. táblázat A hőszugárzás paraméterei

$\varepsilon_{1\text{minta}} =$	0,6 / 0,8	
$\varepsilon_{2\text{kamra}} =$	0,6 / 0,8	
$r_{\text{kamra}} =$	0,2	m
$L_{\text{kamra}} =$	0,3	m
$r_{\text{minta}} =$	0,00625	m
$l_n =$	0,0015	m

Az acél relatív emissziós képességét állandónak véve a minta és a kamrára azonos értéket vettem: 0,6 és 0,8-nak vettem. A következő Táblázatban összefoglaltam a sugárzás által számolt l_n szakaszra vett hőveszteséget. A felületen keletkező hőveszteséget a hegesztéskor a legmagasabb értékekkel 950°C, 1000°C és 1050°C-ra számoltam. Egy elem palástfelületét a sugara $r_{\text{sugár}}$ és hossza az l_n elemi hosszal számoltam ki.

10. táblázat Az acél relatív emisszió képességét 0,6 – nak véve a hőszugárzás értéke:

$r_{\text{sugár}} [\text{m}]$	$l_n - [\text{m}]$	$T_1, ^\circ\text{C}$	$T_2 ^\circ\text{C}$	$F_{\text{palást}} [\text{m}^2]$	$T_{1n} [\text{K}]$	$T_2 [\text{K}]$	$\varepsilon_{12} =$	$\dot{Q}_{12} [\text{W}]$
6,25E-03	0,0015	1050	40	5,89E-05	1323	313	0,6	6,1
6,25E-03	0,0015	1000	40	5,89E-05	1273	313	0,6	5,2
6,25E-03	0,0015	950	40	5,89E-05	1223	313	0,6	4,5

11. táblázat Az acél relatív emisszió képességét 0,8 – nak véve:

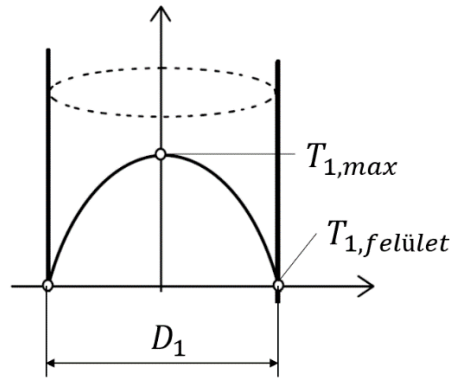
$r_{\text{sugár}} [\text{m}]$	$l_n - [\text{m}]$	$T_1, ^\circ\text{C}$	$T_2 ^\circ\text{C}$	$F_{\text{palást}} [\text{m}^2]$	$T_{1n} [\text{K}]$	$T_2 [\text{K}]$	$\varepsilon_{12} =$	$\dot{Q}_{12} [\text{W}]$
6,25E-03	0,0015	1050	40	5,89E-05	1323	313	0,8	8,2
6,25E-03	0,0015	1000	40	5,89E-05	1273	313	0,8	7,0
6,25E-03	0,0015	950	40	5,89E-05	1223	313	0,8	6,0

Mivel a Gleeble berendezés a minta felületén állandó hőmérsékletre szabályoz, ezért a felületi hőmérsékletet állandónak vehetjük. Igaz a valóságban a fűtési teljesítmény a tengely irányú hővezetéssel és a felületi hőszugárzással lesz egyensúlyban. Azonban a feltételezhetjük, hogy a hőszugárzás általi hőveszteséggel lesz egyenesen arányos a radiális hőeloszlás mértéke. Természetesen, ha nem lenne hőszugárzás, akkor tökéletesen 1D-s hőeloszlással számolhatunk.

Így a hőforrásos henger hőmérséklet-eloszlással számolva, ahogy azt az 3.34. ábra mutatja, a radiális hőmérséklet-eloszlást a belső hőforrás határozza meg állandó felületi hőmérséklet mellett.

A térfogati hőforrást a hőszugárzásból adódó hőveszteséggel számolva egy elemben:

$$\dot{q}_v = \dot{Q}_{12}/dV.$$

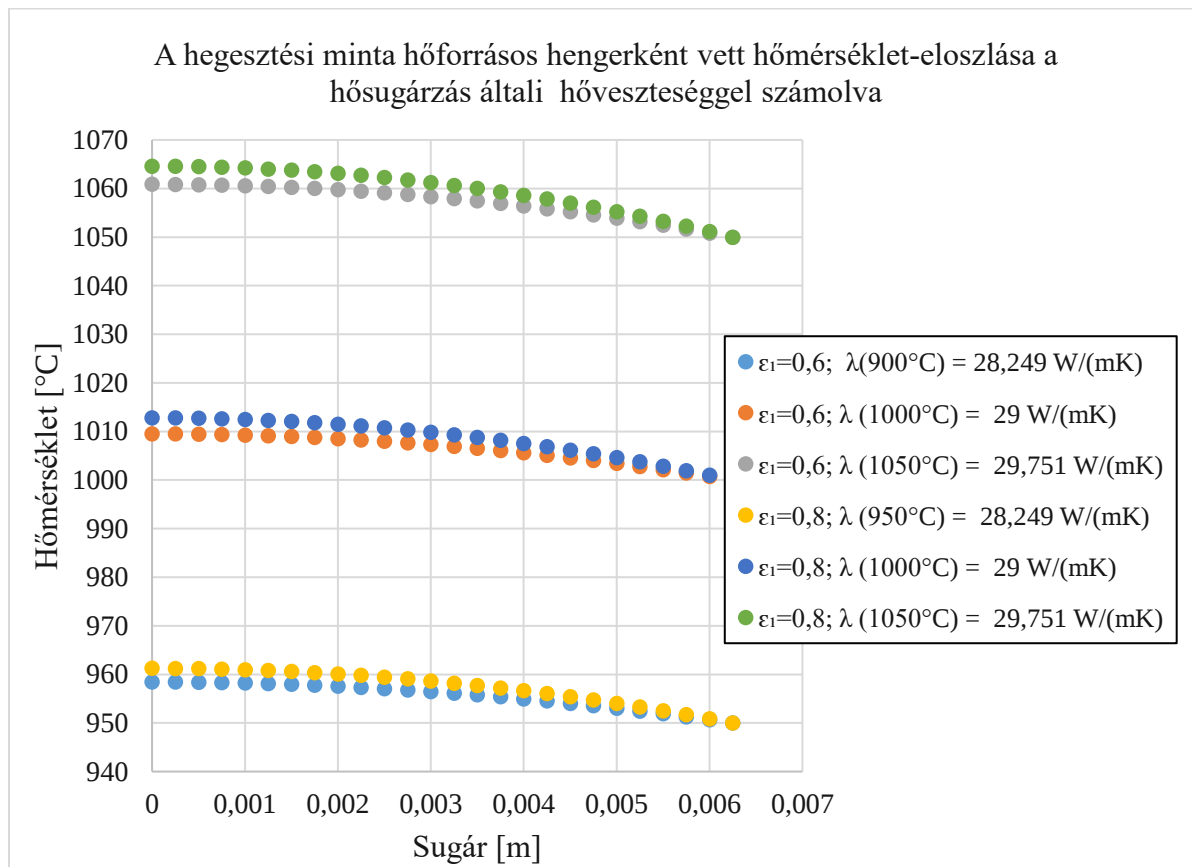


3.34. ábra Hőforrásos henger hőmérséklet-eloszlása elsőfajú esetben (Gróf, 1999)

$$T(r) = -\frac{\dot{q}_v}{4\lambda} \cdot r^2 + \frac{\dot{q}_v}{4\lambda} \cdot R^2 + T_{\infty}. \quad (3.21)$$

A fenti képletben az 3.34. ábra szerinti jelöléseket használva kapjuk a hőeloszlást. Az adott felületi hőmérsékletre egy keresztmetszetben azonban állandó hővezetési tényezővel $\lambda(T)$ számolhatunk a kis hőmérsékletkülönbségek miatt.

Az eredményeket az 3.35. ábra foglalja össze.



3.35. ábra Hőmérséklet-eloszlás a hősugárzásból számolt belső hőforrás esetén ($\Delta T=8,5^\circ\text{C} \dots 14,6^\circ\text{C}$)

A 4. táblázatban láthatóak az analitikus közelítéssel számolt hőeloszlás bemeneti adatait, ahol a $\dot{Q}_{12}$ értékéből származtatott $\dot{q}_v$ is látható. A táblázatban továbbá feltüntettem az eredményül kapott hőmérséklet különbségeket.

12. táblázat A radiális hőeloszlások részletes számítási eredményei $\varepsilon_{12} = 0,6 / 0,8$ mellett

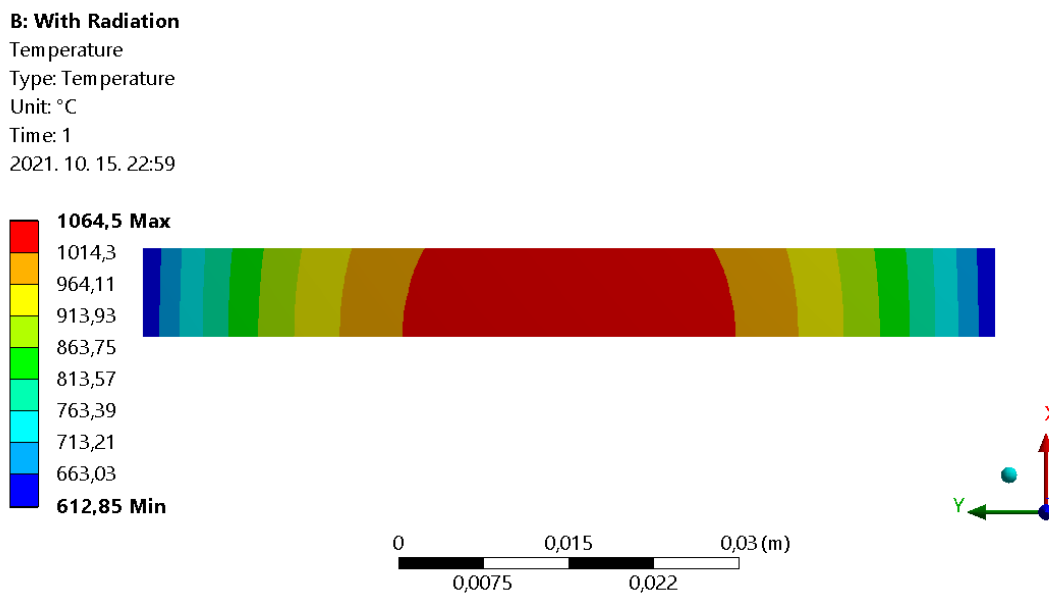
$\dot{Q}_{12} =$	4,5	5,2	6,1	6	7	8,2	W
$\dot{q}_v =$	24446199	28248941	33138181	32594932	38027421	44546407	W/m ³
T =	950	1000	1050	950	1000	1050	°C
$\lambda(T) =$	28,2	29,0	29,8	28,2	29,0	29,8	W/(mK)
$\varepsilon_{12} =$	0,6	0,6	0,6	0,8	0,8	0,8	
$\Delta T =$	8,5	9,5	10,9	11,3	12,8	14,6	K

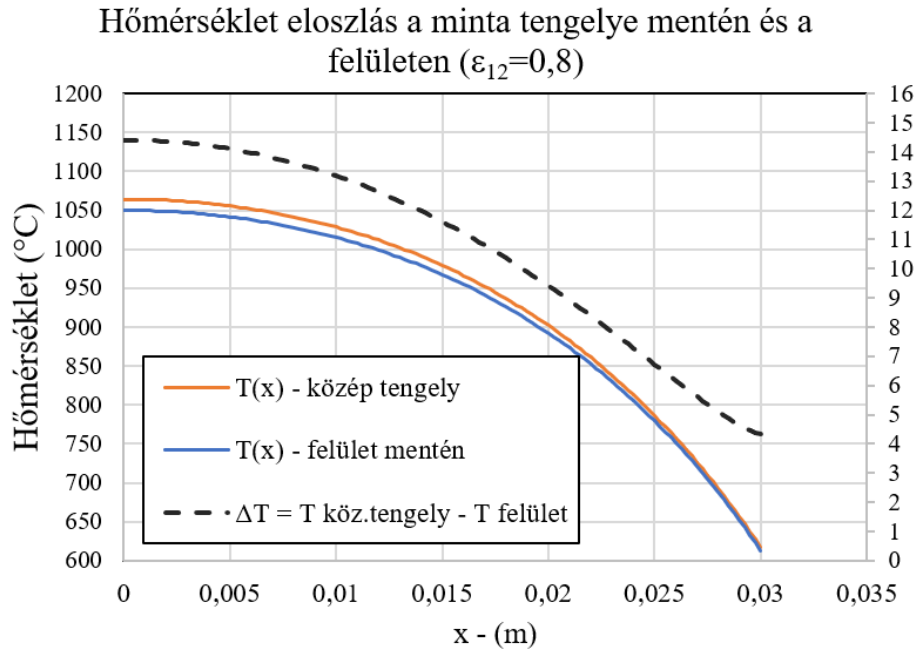
A hőszugárzási eredmények értelmezése a kísérletek szempontjából:

A középtengely mentén az így kapott magasabb hőmérsékleten várhatóan gyorsabb diffúziós folyamatot fogunk kapni. Azonban az elméleti számítások és a gyakorlat alapján ez a 10-15°C maximális hőmérséklet különbség nem fogja befolyásolni számottevően a diffúziós hegesztést. Azonban a későbbi roncsolásos vagy mikroszkópiai vizsgálatok esetén jobb kötésre számíthatunk a minta középtengelye körül.

A számítások jó egyezést mutatnak a Gleeble kézikönyv által mért eltérésekkel is – lásd 3.29. ábra. A numerikus modellezésnél maradunk az 1D-s hőmérséklet eloszlás mellett, ami bár nem fedti tökéletesen a valóságos folyamatot, de a 10-15°C maximális hőmérséklet különbség befolyása a diffúziós hegesztésre kevésbé jelentős. Továbbá a kísérleti hegesztések és referencia mintái összehasonlíthatóak, mivel a jelenség az összes kísérletnél azonos mértékben előfordulnak. A későbbiekben a pontosabb modellezéshez a 2D hengeres modellt látom célszerűnek.

A modell ellenőrzése miatt a tengelyszimmetrikus esetre VEM modellben is elvégeztük a fenti számításokat a rosszabb $\varepsilon_{12} = 0,8$ esetre. Az analitikushoz közeli eredményeket az 3.36. és 3.37. ábra mutatja.

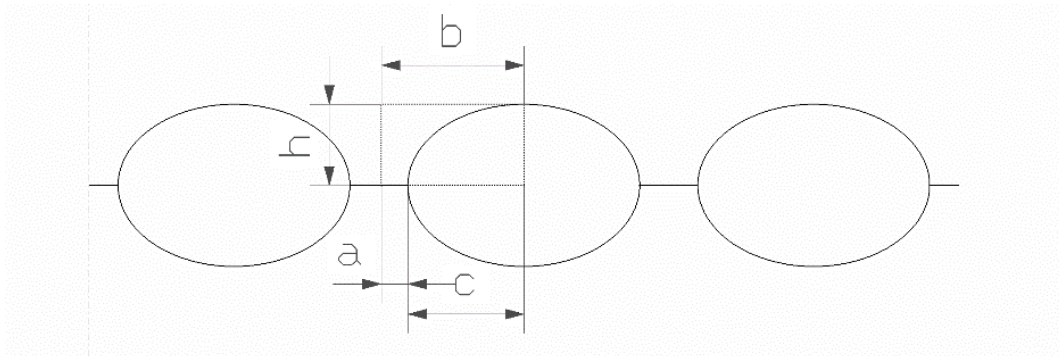

3.36. ábra Minta hőmérséklet eloszlása tengelyszimmetrikus VEM modellel, $\varepsilon_{12} = 0,8$



3.37. ábra Minta hőmérséklet eloszlása VEM modellel, középtengelyen és a felületen, $\varepsilon_{12}=0,8$
A későbbiekben bemutatott numerikus modellezésben a radiális hőeloszlással nem, de a jelentős hőszugárzás miatti hővesztéssel számolni fogunk.

3.3.3. A hegesztés kezdeti szakaszának modellezése és megfontolásai

A diffúziós hegesztés kezdeti szakaszának vizsgálatára a kontakt felület túlhevülésének ellenőrzése miatt volt szükség. Az itt mutatott számításokat először a Baross et al., (2019) publikációban közöltem. A teljes kontakt felülethez képest a kezdeti kontakt felületet a 2.3.1. fejezet összefoglalása alapján, valamint az M4 Melléklet szerint modelleztük a 0. mechanizmussal. Bár a fizikai szimuláció során a nyomást a felfűtési szakasz alatt magasabbra választottuk, utána csökkentjük vissza a névleges értékre (30 MPa) a hegesztés kezdeti szakaszára. Így feltételezhetően nagyobb kontakt felületet érünk el. Ugyanakkor az eredmények értelmezésénél érdemes figyelembe venni, hogy az oxid réteg a hegesztés elején várhatóan csökkenti a mechanikai szempontból a valós kontakt felület létrejöttét. Ez nehezen becsülhető mértékben, de pl. emeli a kontakt villamos ellenállását.



3.38. ábra Pillanatszerű plasztikus deformáció modellezése

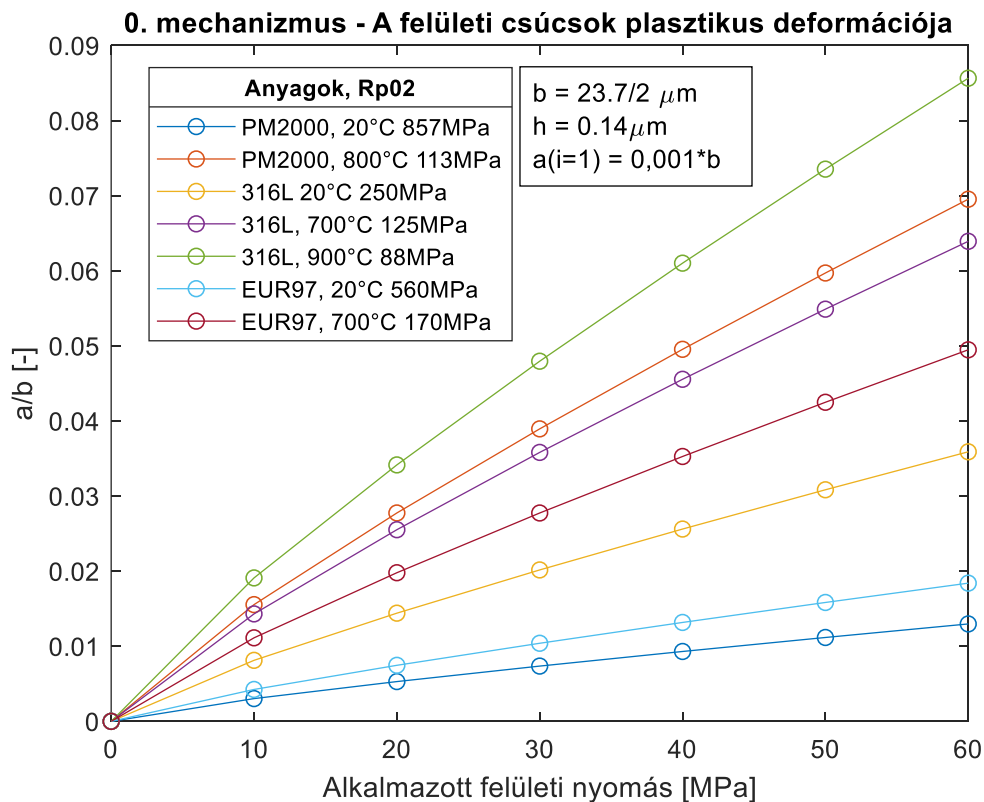
A 13. táblázat a 0,2% folyáshatárhoz tartozó az irodalomból a PM2000, SS 316 L és EUROFER 97 anyagok adatai vannak feltüntetve, a Baross et al. (2018) publikációnak megfelelően. A

kezdeti felületi érdesség adatai mindegyik esetben az összehasonlítás érdekében: $b = 23,7/2 \mu\text{m}$, $h = 0,14 \mu\text{m}$, az iteráció számítására pedig a 0-ik időpillanatban megadott $a = 0,001 * b$ lett megadva az a_{foly} kiszámításához. Ez az a szélességű nyak növekszik pillanatszerűen a hegesztés elején. A részletes számítást az M4. Melléklet tartalmazza. Az eredményeket a 3.39. ábra mutatja, ahol az üreg magasságának (h_{foly}) számítását most nem ábrázoljuk.

Az irodalom alapján a hegesztéshez képest alacsonyabb hőmérsékleten is vizsgáltuk a 0. mechanizmus (plasztikus alakváltozás) folyamatát pár a fúziós területen fontos acélra. Lásd a 13. táblázatot. Az eredményt elsősorban az adott hőmérsékletre rendelt folyáshatár szabja meg, ezért azokat feltüntetjük.

13. táblázat A folyáshatár $R_{p0,2}$ [MPa] különböző hőmérsékleten

Anyagok	Hőmérséklet [°C]	Folyáshatár [MPa]	Referencia
PM 2000 (ODS)	20	857	(Sittel et al., 2013)
PM 2000 (ODS)	800	113	(Sittel et al., 2013)
SS 316L	20	250	(Barabash, 2012)
SS 316L	700	125	(Barabash, 2012)
SS 316L	900	88	(Barabash, 2012)
EUROFER 97	20	560	(Tanigawa et al, 2011)
EUROFER 97	700	170	(Tanigawa et al, 2011)



3.39. ábra A kontakt felület aránya a teljes felülethez képest a nyomás és folyáshatár függvényében

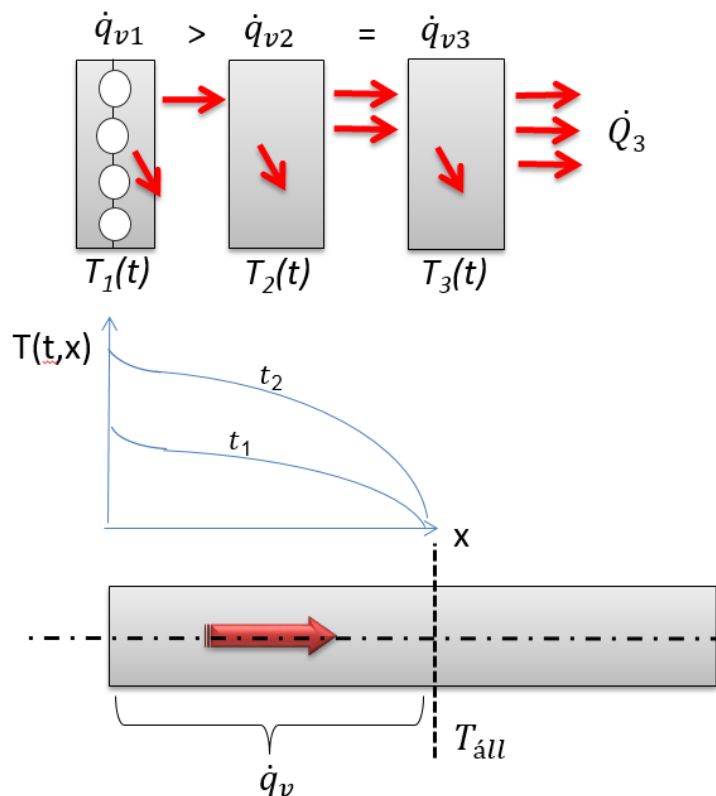
A korábbiaknak már kifejtésre került, miszerint a mechanikai kontakt nem feltétlenül jelenti a fémes vezető kontaktot a felületi oxid rétegek miatt. Továbbá a plasztikus alakváltozás által létrehozott kontakt nem helyettesíti a jóval lassabb folyamatok által végbemenő szemcsék közötti kontaktot, és az oxid réteg eltűnését. Így a magas hőmérséklettel elért alacsony folyáshatár és a gyors plasztikus alakváltozás nem helyettesítheti a diffúziós hegesztésnél a lassabb mechanizmusokat.

Az eredmények szerint a 30 MPa –s választott axiális terhelés megfelelő a kezdeti hegesztési nyak 15% körüli kontakt felület kialakulásához vezet 1000°C / 1050°C körül. Ezzel a megfelelően nagy kontakt felület mellett el lehet kerülni a minta jelentősebb hordósodását 800 – 1050°C között.

A csatlakozó felület hőeloszlásának ellenőrzése

A kontakt felületek kezdeti geometriájának meghatározása alapján az üregek geometriájával közelítve számoltam a kontakt felület hőfejlődését. A Hill és Wallach féle modellben látható elliptikus üreget alapul véve számoljuk a keresztmetszet változását a kontakt felület közelében. Igaz itt hengerkoordinátákkal számolva határozzuk meg a keresztmetszetet, de az eredményeknél feltüntetjük a kötési felületét %-s arányát. Így összehasonlíthatóvá téve a Hill és Wallach -féle modellel.

Az 3.3.1. fejezetben leírt véges differencia szerint számoljuk az elemi szakaszok közötti hőátadást, elhanyagolva az üregeknél kialakuló nyak geometriájának gyors változását az üregek körül. Bár a valóságban a felületen számos üreg képződik, mi helyette egy egyenértékű elliptikus hengeres geometriával számolunk. A kontakt felület közelében a hőeloszlást a 3.40. ábra szerint feltételeztem.

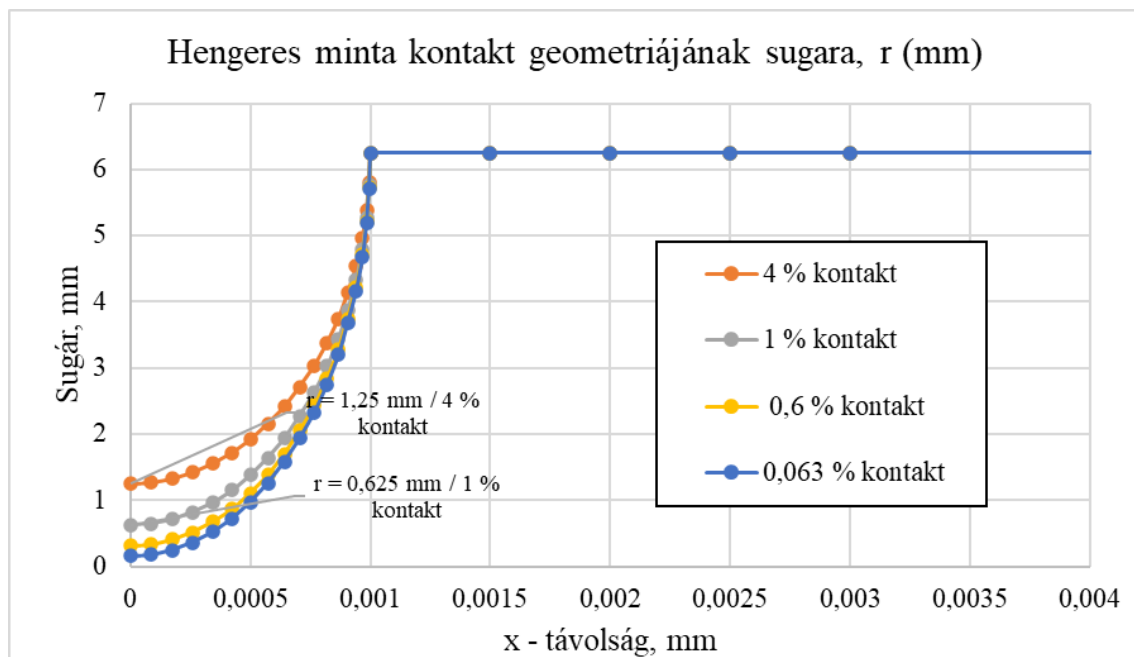


3.40. ábra A tengely menti hőeloszlás illusztrációja a tranziens esetben

Összefoglalva: a kontakt felületnél azt elemekben a hőfejlődését a hengeres keresztmetszet változásával számoljuk. A kontakt felület közeli tengely irányú hőeloszlást (a 3.3.1. fejezetben leírt) véges differencia számítás szerint modellezzük - az elemek sugara a 3.41. ábra szerint egy elliptikus geometria szerint változik. Az elemekben nem számolunk a hővezetés radiális irányával, illetve a villamos feszültség és így a villamos áramsűrűség térbeli változásával, annak összetettsége miatt.

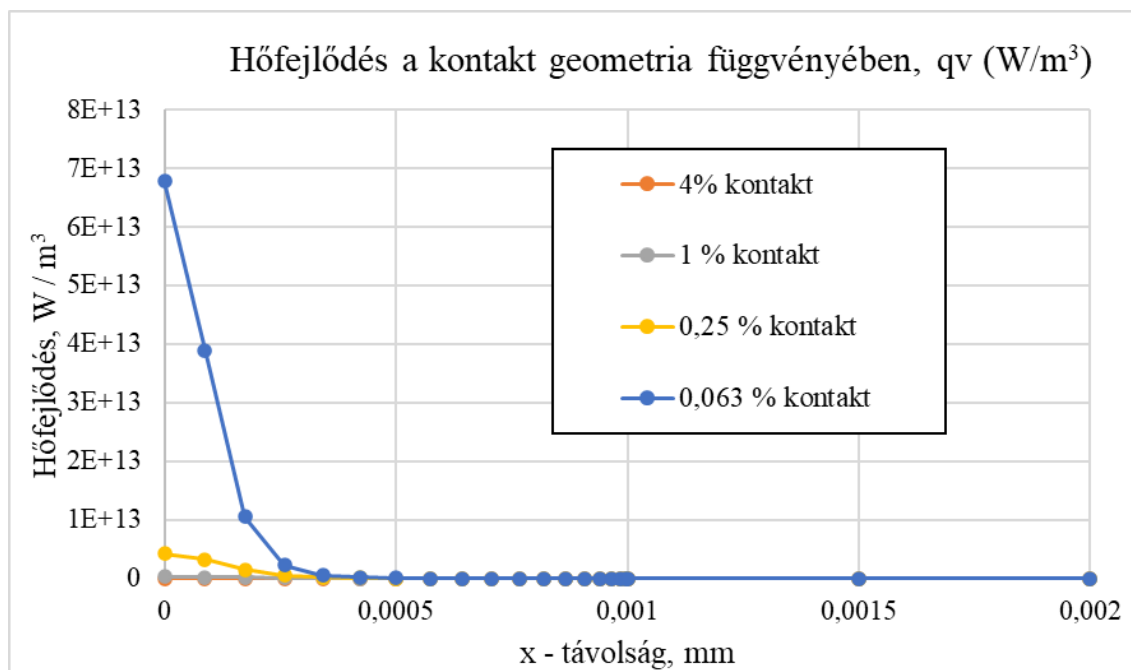
A kontakt villamos ellenállás pontosabb számítását a későbbiekben az irodalom alapján a következő fejezetben végezzük el Zhang (2012) modellezésével.

Jelen számításban a becsléseket állandósult állapotnak vesszük a lassú felfűtés miatt. A geometriában a legszűkebb nyak 0,06 – 4% közötti kontakt értékeket jelent a minta teljes, azaz a 12,5 mm átmérőjű mintához képest. Az egyenértékű hengeres geometriát a 3.41. ábra mutatja, a hőfejlődés mértékét a 3.42. ábra, a hőeloszlást pedig a 3.43. ábra mutatja a hegesztési varrathoz közel. A 3.44. ábra pedig a hegesztési varratot a Gleeble berendezésben.



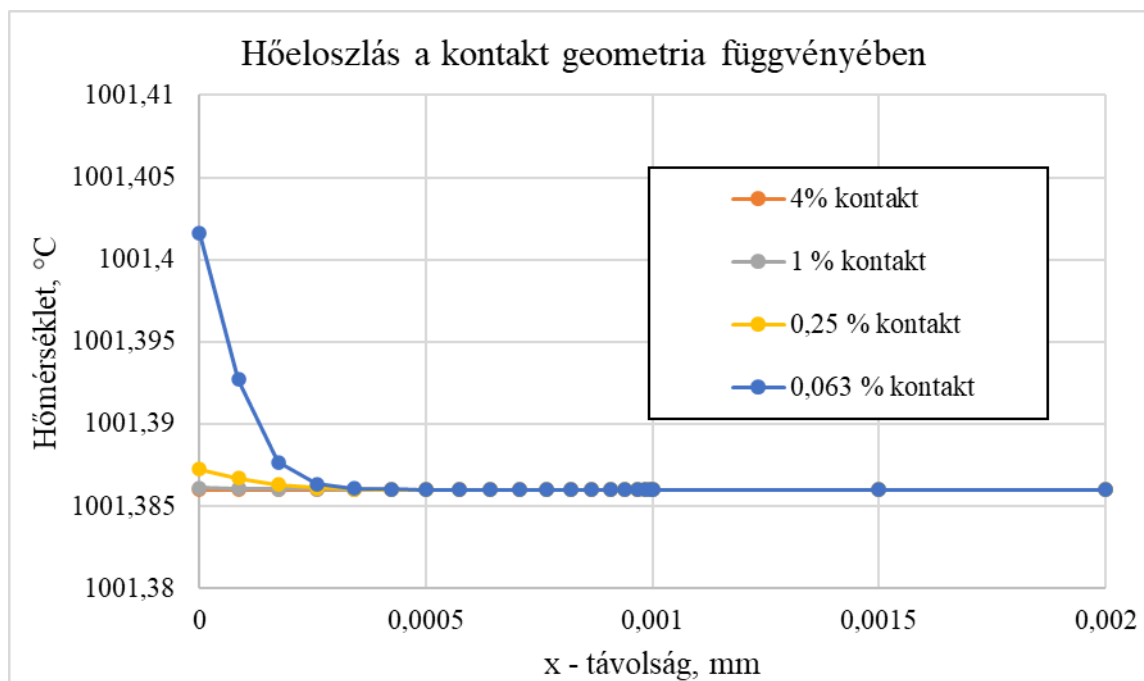
3.41. ábra A hegesztési varrathoz közeli geometria 1D hőfejlődés számításához, egyenértékű keresztmetszettel helyettesítve

Az ábrákon feltüntetett kontakt felületek a kör területe alapján a legkisebb sugárral lettek számolva. Az elemek hővezetési tényezője, villamos ellenállása az 1000°C hőmérsékletnek megfelelően lettek figyelembe véve.

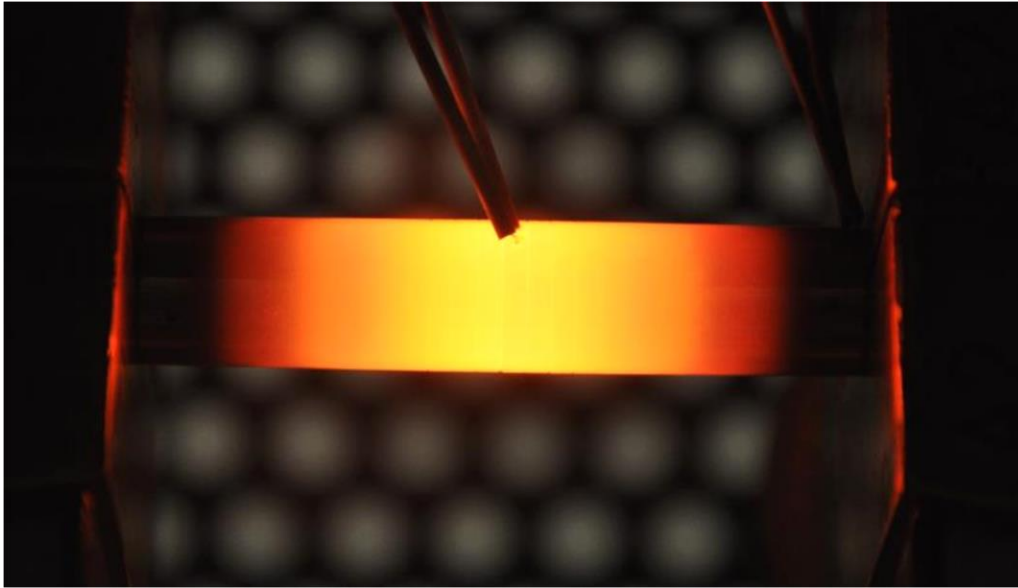


3.42. ábra Hőfejlődés a mintában a kontaktfelülethez közel, logaritmus skálán

A különböző keresztmetszetek esetében látható az eltérő hőfejlődés, amely így több nagyságrenddel eltérő értékeket mutat a keresztmetszet függvényében.



3.43. ábra A kontakt felülethez közeli hőeloszlás számítása állandósult állapotban különböző kontakt felületek esetében



3.44. ábra Hegesztési varrat a hegesztési folyamat kezdeti szakaszában

A kontakt felületnél az 1D hőleoslási számítások bár jelentős elhanyagolásokat tartalmaznak, és igen kis hőfejlődést mutatnak, de a jellegéből adódóan bizonyos következtetéseket le lehet vonni.

Egyfelől a kompressziós erő és a hőmérsékletfüggő folyáshatár kombinációját úgy érdemes megválasztani adott anyagpárnál, hogy a kontakt felületen ne legyen nagyságrendekkel nagyobb hőfejlődés. Célszerű lehet a későbbiekben egy ($\sim 10^\circ\text{C}$) maximumot meghatározni a kontakt felületnél, azért is, hogy a kísérlet összevethető legyen más diffúziós hegesztési eljárásokkal.

Másfelől a kontakt felülettel - vagyis a Hill és Wallach modellben értelmezett „nyak” szélességével - drasztikusan csökken a hőfejlődés. Így a minta gyors felfűtésének elkerülésével és az axiális terhelés megfelelő megválasztásával elkerülhető a kontakt felület túlzott hőfejlődése.

A pontosabb felületi villamos ellenállás modellezést a következő fejezetben közöljük.

3.4. A kontakt villamos ellenállás modellezése

Az irodalomban bevezetett (2.5. fejezet) kontakt villamos ellenállás modellezését az ún. Zhang-féle számításokkal végezzük el. Így a Gleeble 3800 berendezés ellenállásfűtéssel fűtött mintáinak a kontakt felületénél keletkező hőmennyiséget fogjuk meghatározni az elmélet szerint.

Ennek kimérése és modellezése számos technológiai jelentőségű megfontolást adhat egy diffúziós hegesztési folyamathoz, például az optimálisan megválasztott paraméterekhez. Továbbá a hegesztési folyamat jobb megértéséhez vezethet.

3.4.1. Kontakt ellenállás a Zhang (2012)–féle hengeres modellel

Ebben a fejezetben Zhang (2012) PhD munkája alapján a hengeres koordinátára rendszerben kiszámolt ellenállás modellt összegezzük. Tézisében részletes számítást közöl henger és derékszögű koordináta rendszerben a szűkületi R_c ellenállásról. A dolgozatomban a henger

koordináta rendszert alkalmazom, az általa hivatkozott kísérleti minták és a saját mintáim hasonlósága miatt.

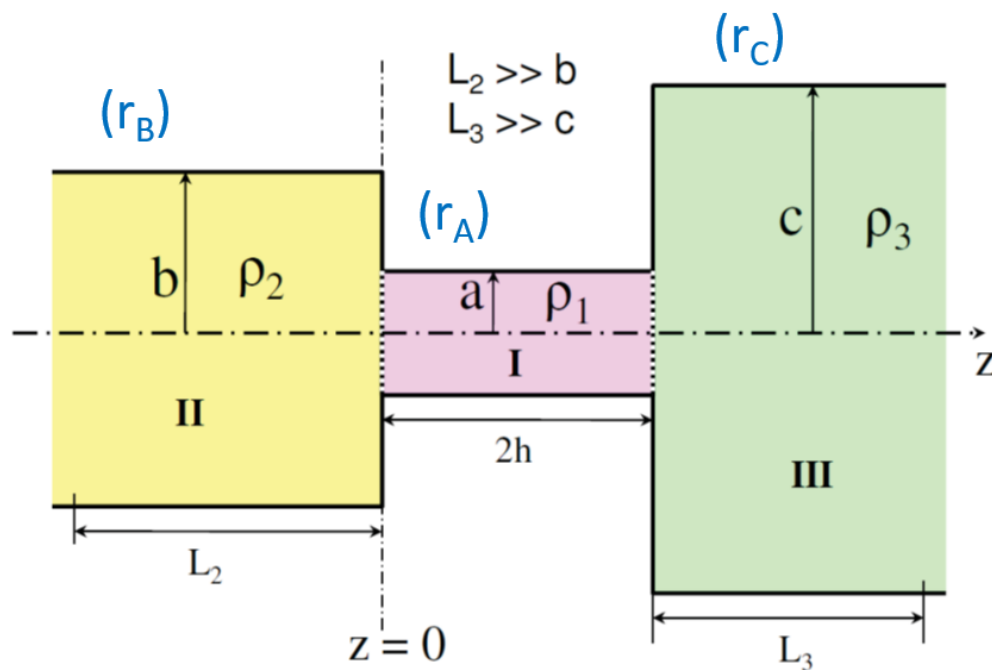
A henger koordináta rendszerben közölt számítások sematikus ábráját a 3.45. ábra mutatja.

Az általa használt általános ábrán az „a”, „b” és „c” a testek sugarakat r_A , r_B és r_C jelölésekkel fogom helyettesíteni. Bár az ábra két eltérő sugarú vezető csatornák találkozásával számol, eltérő villamos ellenállással, ami az elektronikai csatlakozóknál igen hasznos lehet, viszont a mi esetünkben teljesen szimmetrikus kontakt felülettel számolva, $r_B = r_C$ -t feltételezünk.

Zhang (2012) számításának jelentősége a diffúziós hegesztés szempontjából:

- A villamos ellenállás és a hegesztés során kialakult kötési felület között arányos összefüggést feltételezhetünk.
- A kontakt réteg felületi ellenállásának hatását is figyelembe tudja venni. (Pl. szennyeződések)
- Az anyagpárok felületének geometriája nem szükségszerűen ugyanakkorák. Így a későbbiekben eltérő felületi érdességi profilok, jellegzetességek is modellezhetőek.

Zhang (2012) Laua nyomán (Laua, 2009) kiterjesztette és általánosította a Holm-féle modell tetszőleges anyagpárosításokra.



3.45. ábra Zhang-féle modell a két áram csatornával és a köztes híddal, a, b és c értelmezhető derékszögű és hengeres koordináta rendszerben is, $h=0$ esetén a Holm-féle „a-a hengeres geometriát kapjuk, $a \ll b$, $a \ll c$. (Zhang, 2010, 2012)

A hengeres koordináta rendszerben az „I” szakasz (híd) jelképezi a felületi oxid réteget, vagy a szennyeződést a villamos ρ_1 ellenállás megfelelő értékével, illetve az érdességi profilból származtatott csatlakozó csatornát. A hengeres érintkező profil sugara r_A , magassága pedig „2h”. A „II” és a „III” szakasz (vezető csatorna) jelöli a kontaktban résztvevő tömbök geometriáját, r_B és r_C a hengeres vezető csatorna sugarát. Az L_2 és L_3 -csatornák a kontakthoz képest végtelen hosszúságúak, így az áramsűrűség profil kiegyenesedik.

A modellben értelemszerűen az 3.3.3. fejezetben számoltaknak megfelelően az egyes szakaszoknak a hossz- és a keresztmetszet függvényében megállapíthatunk egy-egy ellenállás értéket.

$$R_{I,II,III} = R_{2h} + R_{L_2} + R_{L_3} = \frac{\rho_2 \cdot L_2}{\pi \cdot r_B^2} + \frac{\rho_1 \cdot 2h}{\pi \cdot r_A^2} + \frac{\rho_3 \cdot L_3}{\pi \cdot r_C^2}. \quad (3.22)$$

Ehhez az értékhez adódik hozzá a Holm-Timsit által meghatározott, illetve Zhang (2012) által meghatározott szűkületi ellenállás értéke a II/I átmenetnél és az I/III átmenetnél. Bár az L_2 és L_3 szakasz ellenállása nem közvetlenül tartozik a felületi ellenálláshoz. Ugyanakkor az átmeneti felületek miatt figyelembe vesszük őket.

Így a szűkületi ellenállás számítására Zhang et al. (2010, 2012) az igen összetett számítást igénylő egzakt elmélet helyett egy analitikus közelítést javasolt a normált felületi ellenállásra (szűkületi ellenállásra):

$$\bar{R}_c \left(\frac{r_B}{r_A}, \frac{\rho_1}{\rho_2} \right) \cong \bar{R}_{c0} \left(\frac{r_B}{r_A} \right) \Big|_{Timsit} + \frac{\Delta}{2} \cdot \left(\frac{2\rho_1}{\rho_1 + \rho_2} \right) \cdot g \left(\frac{r_B}{r_A} \right), \quad (3.23)$$

ahol $\bar{R}_{c0}$ a normált kontakt ellenállása. $\bar{R}_{c0}$ és a g függvényét Rosenfeld, Timsit (1981) és Timsit (1999) határozta meg egy speciális esetre: $h = 0$, $b = c$ és $\rho_1 = \rho_2$. Peng Zhang ezt az elméletet kiterjesztve határozta meg a második tagot a fenti összegben.

Egy további érdekes eredménye a számításainak, hogy a felületi ellenállás (érték szennyeződések) „I” szakasz és az alapanyag ellenállásának igen eltérő aránya is alig befolyásolja az ellenállás végeredményét: vagyis $\bar{R}_c$ értéke $10^{-2} < \rho_1/\rho_2 < 10^2$ között maximum $\Delta \cong 0,08076$ különbséget jelent egy adott r_B/r_A aránynál. Így az egyenletekben szereplő $\Delta = 0,08076$.

Bár $\bar{R}_{c0}$ a függvény r_B/r_A szerint ábrázolandó a behelyettesítést r_A/r_B arányában adjuk meg.

$$\begin{aligned} \bar{R}_{c0} \left(\frac{r_B}{r_A} \right) \Big|_{Timsit} &= 1 - 1,41581 \left(\frac{r_A}{r_B} \right) + 0,06322 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^2 + 0,15261 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^3 + 0,19998 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^4, \\ g \left(\frac{r_B}{r_A} \right) &= 1 - 0,3243 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^2 - 0,6124 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^4 - 1,3594 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^6 + 1,2961 \left(\frac{r_A}{r_B} \right)^8. \end{aligned} \quad (3.24)$$

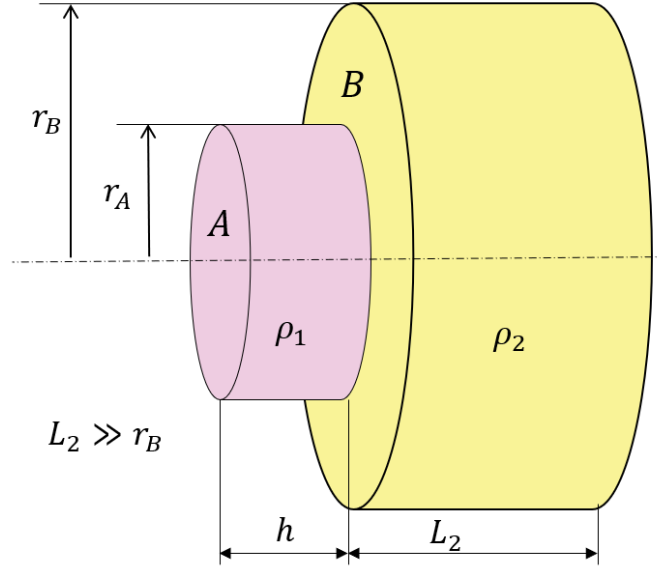
A fenti függvény nem az egzakt megoldás, hanem annak közelítése, viszont jól illeszkedik az egzakt elméleti számítással.

Így a vezető csatornáknak és a szűkületi ellenállások összegeként a teljes ellenállás a következőképpen számolandó:

$$R_{Teljes} = R_{I,II,III} + \frac{\rho_2}{4 \cdot r_a} \cdot \bar{R}_c \left(\frac{r_b}{r_a}, \frac{\rho_1}{\rho_2} \right) + \frac{\rho_3}{4 \cdot r_a} \cdot \bar{R}_c \left(\frac{r_c}{r_a}, \frac{\rho_1}{\rho_3} \right), \quad (3.25)$$

ahol a második és a harmadik tag lesz a szűkületi ellenállás. Azonos anyagpár hegesztésénél ugyanakkorák lesznek. A modellezést Gomez, Zhang (2009) eredményével összevetve validálta.

Az általam számolt szimmetrikus fél kontakt felület geometriáját a 3.46. ábra mutatja.



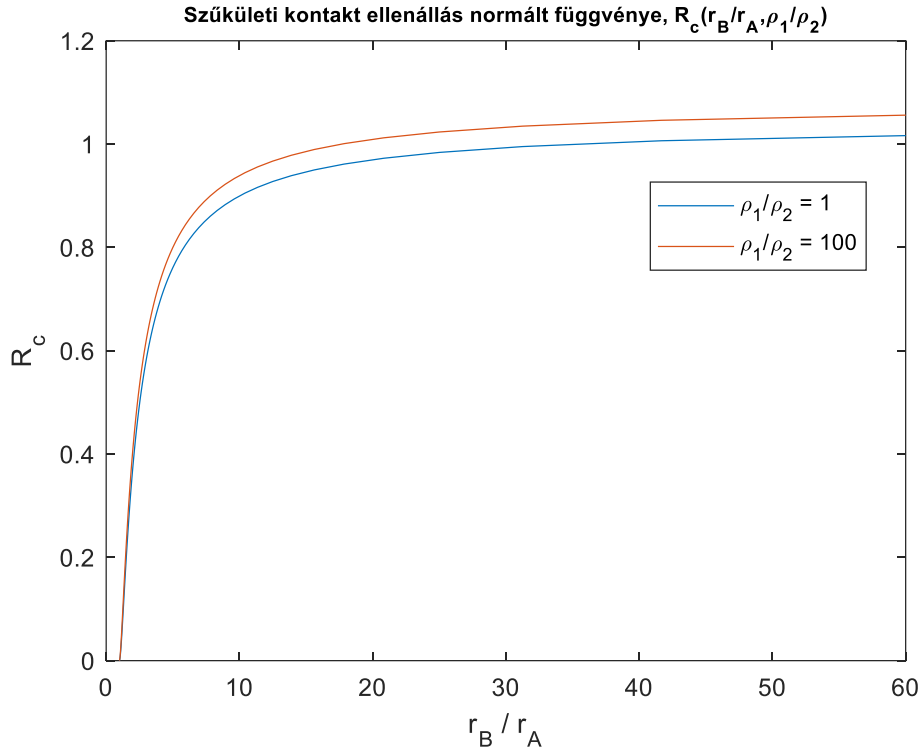
3.46. ábra A Zhang-féle villamos kontakt ellenállás geometriai modellje szimmetrikus esetre

3.4.2. A Timsit-Zhang-féle kontakt modell eredményei

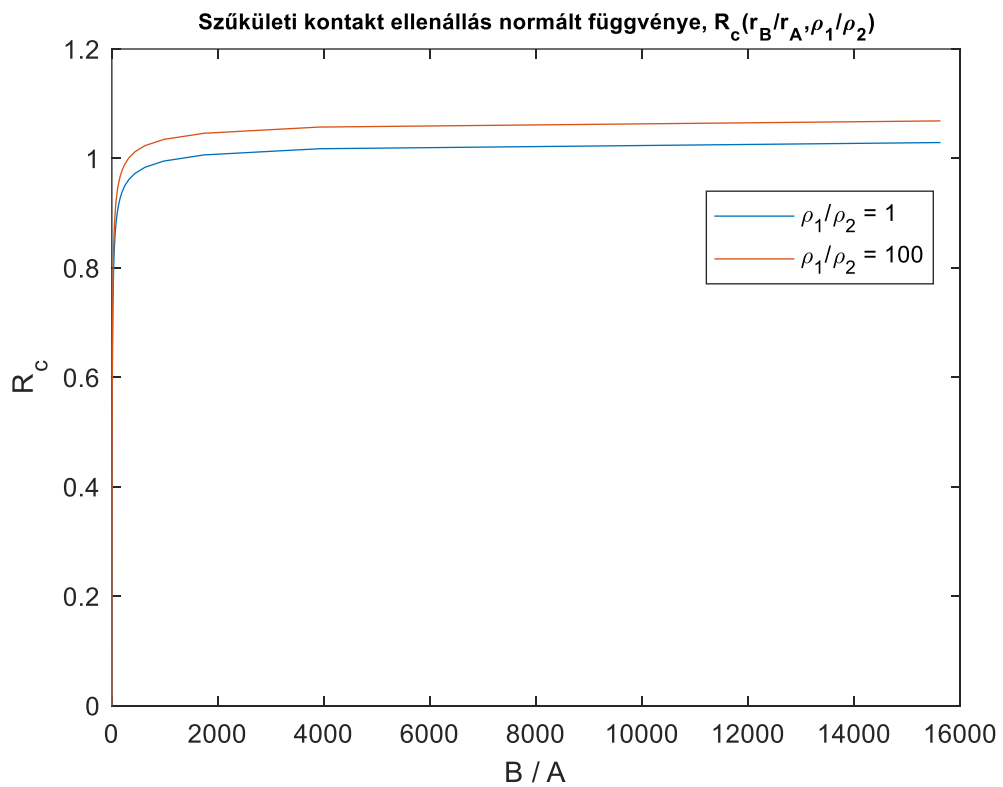
Az előző fejezetben leírt függvényeket ábrázolva az $\bar{R}_c \left(\frac{r_B}{r_A}, \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)$ szűkületi kontakt ellenállás normált függvényének kirajzolását mutatja a 3.47. ábra. A hengeres modellnek megfelelően az ábrán (balról jobbra) a 100% kötési állapotától, azaz $\frac{r_B}{r_A} = 1$ -től $\frac{r_B}{r_A} = 60$ -ig ábrázoltuk, Zhang (2012) alapján. A 3.48. ábra és 3.49. ábra pedig a szemléletesebb kontakt felületek arányában: B/A , A/B mutatja az ellenállás értékét. Érdemes megjegyezni, hogy az ábrázolt függvények a szűkületi ellenállás normált függvényét ábrázolják. A szűkületi villamos ellenállást a 3.25. egyenletnek megfelelően a következő képlettel számolhatjuk:

$$R_{c\,I/II} = \frac{\rho_2}{4 \cdot r_A} \cdot \bar{R}_c \left(\frac{r_B}{r_A}, \frac{\rho_1}{\rho_2} \right), \quad (3.26)$$

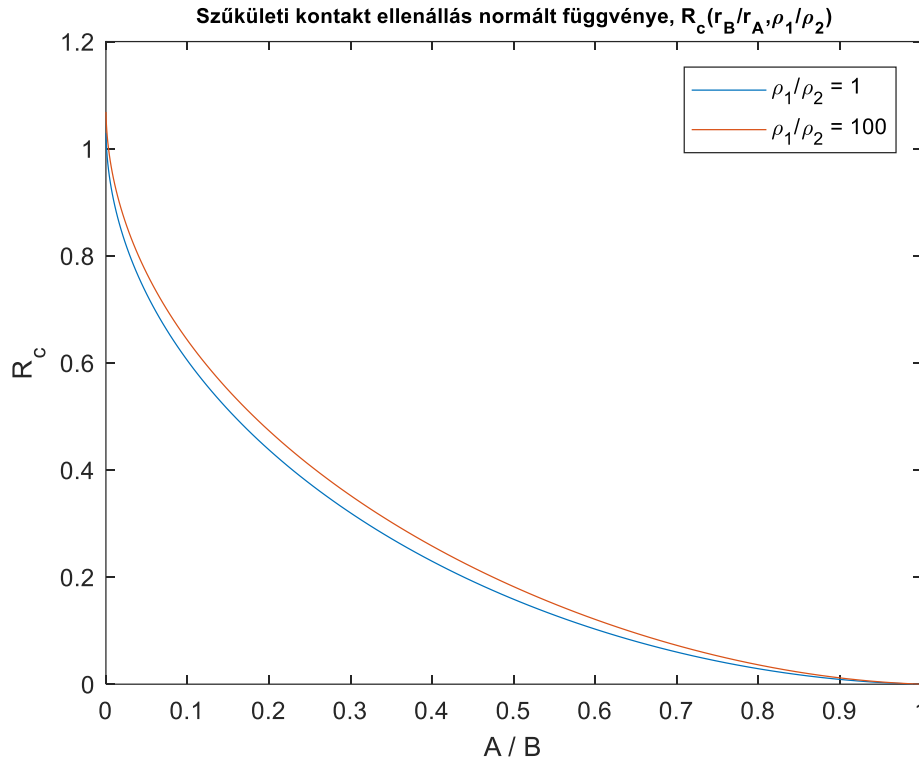
ahol ρ_1 a felületi nyak ellenállása – a megnövekedett ellenállást itt a szennyeződéseknek és az oxidrétegnek tudhatjuk be -, ρ_2 pedig az alapanyag ellenállása. Bár normált függvényként írja le Zhang, ugyanakkor a függvény a szélső esetben „1” fölötti értéket vesz fel. Azonban a normált értéket az $\bar{R}_{c0} \left(\frac{r_B}{r_A} \right)$ esetében értelmezi Zhang, ehhez adódik hozzá a fajlagos villamos ellenállás arányából adódó növekmény a $g \left(\frac{r_B}{r_A} \right)$ függvénnyel számolt értéke.



3.47. ábra Szűkületi kontakt ellenállás függvénye $\bar{R}_c(r_B/r_A, \rho_1/\rho_2)$ a keresztmetszet sugarának függvényében



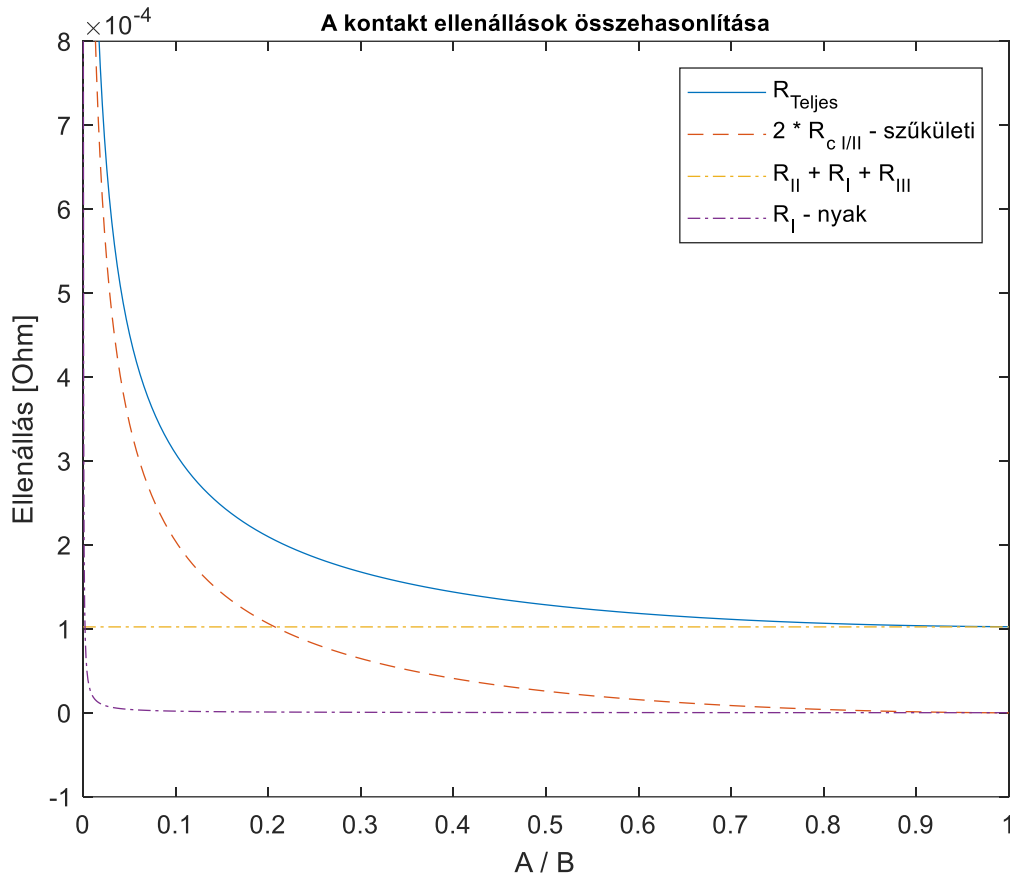
3.48. ábra Szűkületi kontakt ellenállás függvénye $\bar{R}_c(B/A, \rho_1/\rho_2)$, ahol B és A a hengeres keresztmetszetek területének aránya



3.49. ábra Szűkületi kontakt ellenállás függvénye a keresztmetszetek területének függvényében A/B szerint ábrázolva, $\bar{R}_c(A/B, \rho_1/\rho_2)$

Ahogy Zhang (2012) is felhívja a figyelmet rá, az ellenállás értékét minimálisan befolyásolja a modellben a kontakt (nyak) fajlagos ellenállása / és az alapanyag ellenállásának aránya: $\rho_1/\rho_2 = 1 \dots 100$ – a 3.49. ábra szerint kevésbé jelentős. Bár a diffúziós hegesztés első szakaszában, ahol a felületi szennyeződések és oxidok még inkább jelen vannak, nagyobb különbséget kell feltételezni. A későbbiekben, ahogy ezek beolvadnak az alapanyagba, ennek az eltérésnek jelentős csökkenésére számíthatunk. Tehát a valós mechanikai kontakt, amit a Hill és Wallach modell alapján számolunk, a későbbiekben válik valóbban vezető kontakttá.

A 3.50. ábra a vezető és teljes felületek arányában már a teljes számolt villamos ellenállást mutatja A/B arányában (3.25 egyenlet). A jelölések a 3.45. ábra és a 3.46. ábra szerint értelmezendők. Az ábrán összehasonlítható az előző fejezetben is közelített nyak ellenállása R_I és az $2 \cdot R_c$ szűkületi ellenállás. A eredeti modellezés alapján hozzászámoltuk a kontakt felületről számítva a mintáknak egy $5 + 5$ mm-s szakaszát: $R_{II} + R_{III}$ -al jelölve. Ugyanis a szűkületi ellenállás nem közvetlenül a kontakt felületen értelmezhető, hanem a hirtelen keresztmetszetváltozás miatt, a minta térfogatában az eredetileg L_2 / L_3 hosszúságú szakaszban. A nyak hosszát (magasságát) $h = 0,5 \mu\text{m}$ -nek vettük, a fajlagos ellenállást $\rho_{2,3}(1050^\circ\text{C})$ -nek vettük, és $\rho_1 = 100 \cdot \rho_{2,3}$ értékűnek lett választva.



3.50. ábra A kontakt ellenállás és A/B arányában ($h = 0,5 \mu\text{m}$; $b = 6 \text{ mm}$; $a = 0,1 \div 6 \text{ mm}$, $L_2 = 5 \text{ mm}$, $L_3 = 5 \text{ mm}$), a $\rho(1050^\circ\text{C})$ értéken lett számolva

Általánosságban mondhatjuk, hogy Timsit és Zhang (2012) eredményei jól mutatják, hogy a szűkületi ellenállás figyelembevétele jelentős ellenállás többletet eredményez a kezdeti kisebb kontaktnál: pl. 60% alatti kontakt esetén. Így a korábbi 1D-s közelítéshez képest szükséges figyelembe venni. A 3.3.3 fejezetben számolt ellenállás a 3.50. ábra jelölése szerint a R_I , ami igen kis értéket vesz fel, még 100-szoros értéke esetén is.

A modellezés bemutatta, hogy a felületen a létrejövő kontakt – „A” felület - a szennyeződés és oxidréteg miatt esetlegesen nagyobb villamos ellenállása az alapanyaghoz képest (pl. $\rho_1 = 100 \cdot \rho_2$) sem befolyásolja számottevően a szűkületi ellenállás értékét. Ugyanakkor ahogy látjuk egy kisebb A/B arány esetén már igen jelentős lesz a szűkületi ellenállás értéke.

3.5. A fizikai szimulációk és a modellezések összefoglaló értékelése

A hegesztési és referencia kísérleteket a lehetőségeknek megfelelően azonos körülmények között végeztük el. Az összehasonlíthatóság érdekében létrehoztunk referencia méréseket azonos terheléssel a hegesztéshez képest. Így biztosítottuk azt, hogy a hegesztéskor fellépő kontakt villamos ellenállás adja az egyedüli különbséget a két mérés között. A Gleeble-n mért adatok mellett a minták kontakt felületének érdességét is rögzítettük, melynek értékeiből fogjuk származtatni a Hill és Wallach-féle modell bemeneti adatait.

A minták hőeloszlását 1D-s számításokkal közelítettük, ahol a hőszugárzásból adódó sugár irányú hőeloszlást ellenőriztük. Megállapítottuk, hogy a jelentős hőszugárzás ellenére az 1D-s

hőeloszlás megfelelő közelítés a hőszugárzási veszteség figyelembevétele mellett. Azonban indokolt a hővezetési tényező és a villamos ellenállás hőmérsékletfüggő anyagjellemzőjének használata egy pontosabb modellezésnél. Ezért indokoltnak láttam egy összetett numerikus modell létrehozását, amit a következő fejezet tartalmaz.

A hegesztési kontakt felületen ébredő villamos ellenállást célszerűnek láttam Zhang (2012) eredményei alapján elvégezni, ahol a szűkületi ellenállás jelentős többletet ad a nyak ellenállásához képest. Így a Baross et. al (2020)-ban leírt magas kontakt villamos ellenállás időfüggő függvénye a Zhang-féle ellenállás modellel összehasonlítható eredményt fog adni a Hill és Wallach-féle kontakt felület modellezésével.

4. EREDMÉNYEK

Ebben a fejezetben a fizikai szimulációk és a numerikus modellezések összehasonlítását mutatom be. További eredményeket ismertetek a felületi kontakt villamos ellenállás és a diffúziós kötés modellezésére. A numerikus modellezéssel, a Zhang-féle kontakt villamos ellenállással és a Hill és Wallach (1989) alapján modellezett kötési felület arányával a diffúziós hegesztési folyamat vizsgálatának egy új lehetőségét mutatom be.

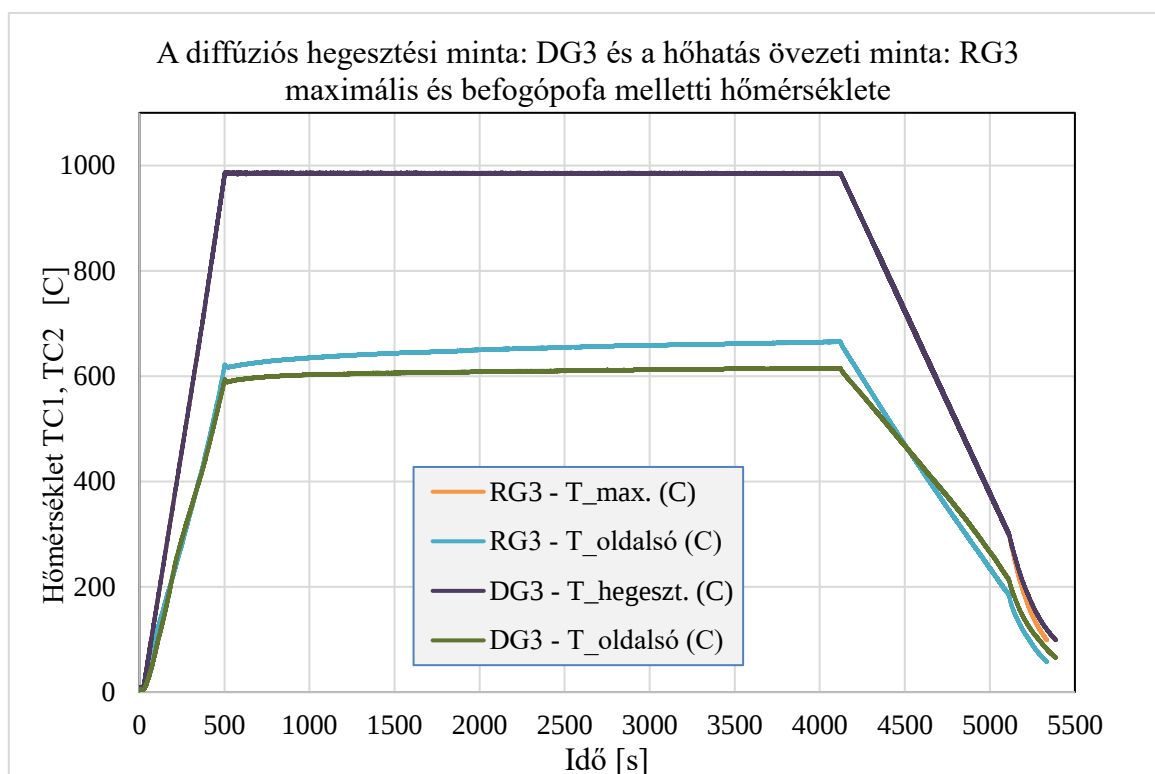
4.1. Diffúziós hegesztések és a referencia minták mérései

Az előzetes tesztmérések mellett három párba sorolható méréseket azonos paraméterek mellett végeztem el, azaz a diffúziós hegesztéseket és a hozzá tartozó referencia kísérleteket, ahogy azt 6. táblázat összegzi. Ugyanakkor két párt választottam ki, ahol a kísérletek jól összehasonlíthatóak voltak: DG3 / RG3, DG7 / RG7 – a táblázatban a D a hegesztési kísérleteket (mintákat), R a referencia kísérletet (mintákat) jelenti. A folyamatok jellemző paraméterei: 1000 °C / 30 MPa / 60 min, valamint 1055 °C / 30 MPa / 40 min. Ezeknek a méréseknek a numerikus modellezését a következő fejezetekben leírtaknak megfelelően publikáltam a FED folyóiratban (Baross et al., 2020).

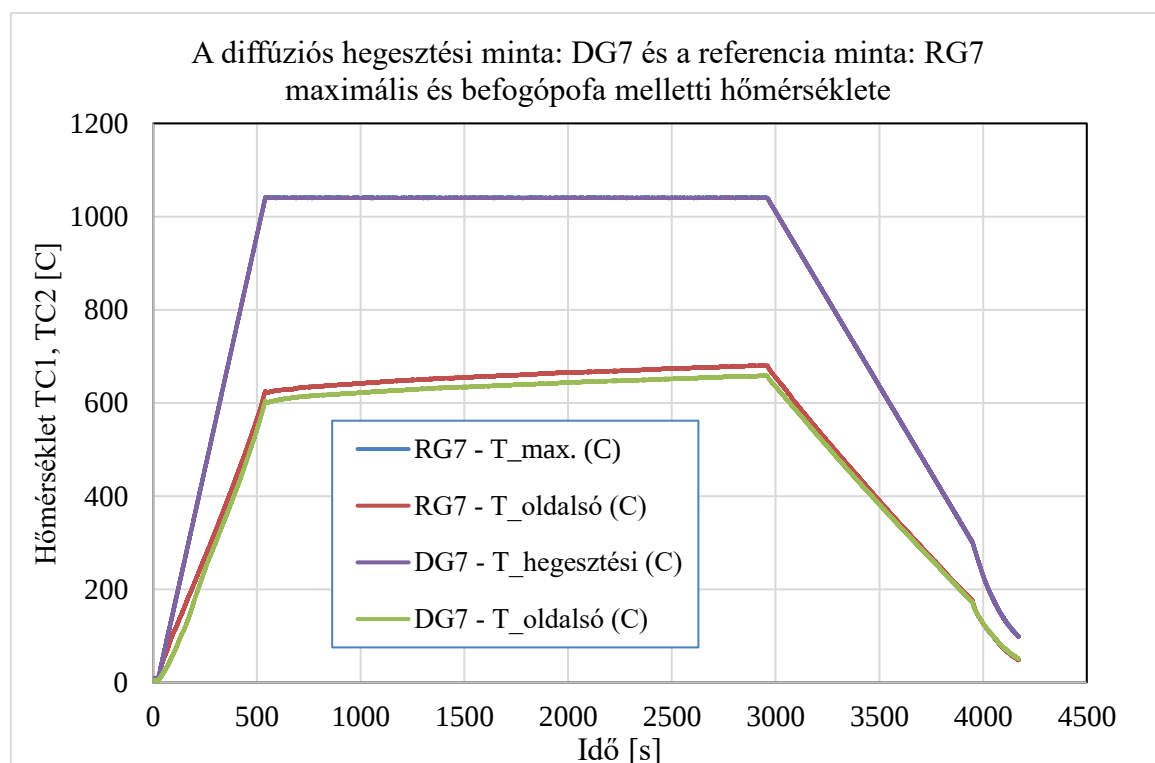
A hegesztési folyamat mindegyik esetben a 540 s felfűtési szakaszból, 2400 s és 3600 s hegesztési szakaszból majd 540 s hűlési szakaszból állt. A következő fejezetben leírt numerikus modellezés a névleges hegesztési szakaszt szimulálja, abból 2400 s hosszal számolva.

A korábbi fejezetben leírt első mérések tapasztalatai azt mutatták, hogy az egytengelyű nyomás (25-30 MPa), magas hőmérséklet (1050 °C) és a hosszú hegesztési idő (80 perc) jelentős tengely irányú torzulást eredményezett, ahogy az a DG1 esetében is látható, az eredmények összefoglalását a 6. táblázat mutatja. Így a méréseket 40-60 percre korlátoztam a hőmérséklet függvényében. Ezzel feltehetően nem érjük el a hegesztési minták kontakt felületén keletkező üregek teljes bezáródását és eltűnését, azonban az irodalomban használt paraméterek mellett a fizikai kísérletek és a numerikus modellezések összehasonlítása így is értékelhető eredményt adott.

A kísérletek mérési eredményeit az összehasonlíthatóság miatt a DG3, RG3 és a DG7, RG7 esetben a 4.1. ábra és a 4.2. ábra mutatja. A hőmérséklet mérését minden esetben a hegesztési varrathoz közel, illetve amennyire lehetett a befogó pofához közel mértük. A mérési pontok helyeit a későbbi modellezésben a megfelelő helyhez számolt hőmérséklettel hasonlítottam össze. A négy fizikai szimuláció axiális deformációját a 4.3. ábra mutatja. Az ábrán a modellezéssel való összehasonlíthatóság miatt: a névleges hőmérséklet és nyomás elérése (540 s) pozíciója a 0 pontban lett eltolva. A méréseknél a vizsgálokamrában lévő nyomás értékét manuális rögzítettem.



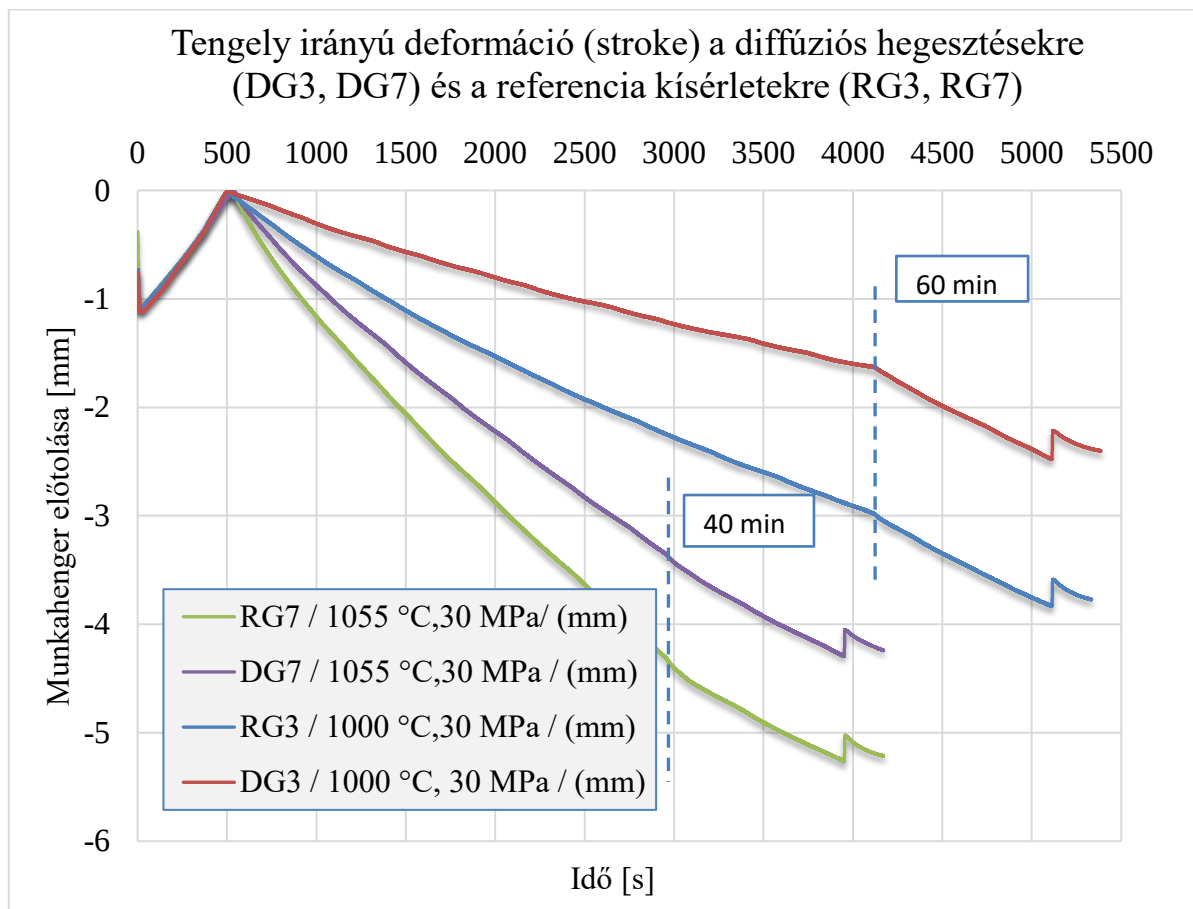
4.1. ábra A DG3 / RG3 vizsgálat hőmérsékletmérése, kontrollált felfűtés, hőn tartás, kontrollált hűlési szakasszal



4.2. ábra A DG7 / RG7 vizsgálat hőmérsékletmérése, kontrollált felfűtés, hőn tartás, kontrollált hűlési szakasszal

A tengely irányú elmozdulásnál (4.3. ábra) érdemes megjegyezni, hogy a tengely irányú nyomást a fűtés felfutási szakaszán magasabb értékre választottuk, majd onnét csökkentettük a névleges értékre 540 s-ig. Ezért látható egy 0,5 mm körüli axiális deformáció az első

másodpercekben. Utána azonban a tengely pozitív irányú növekedése a hasznos szakasz hőtágulásának köszönhető – ekkor még 60 mm.



4.3. ábra A minta tengely irányú deformációja, munkahenger elmozdulása (stroke) diffúziós hegesztési és a referencia mintákon

4.2. A Gleeble kísérletek numerikus modellezése

A hegesztés során a referencia és a hegesztési minta pároknál megfigyelhető volt a tengely irányú kúszás (alakváltozás) különbsége, ahogy ezt az eltérést a DG3/RG3 és a DG7/RG7 esetben a 4.3. ábra is mutatja.

A referencia és a hegesztési kísérleteknél az azonos körülményeket igyekeztem a Gleeble labor vezetőjével létrehozni. Így a vizsgálatok közötti különbséget a varratnál fellépő villamos ellenállás adja egyedül az előzetes feltételezésem alapján. Ennek következtében a minta hőeloszlása módosul, ami jelentős kihatással lesz a minta tengely irányú kúszásából adódó alakváltozásra. Mivel a kontakt villamos ellenállás előzetesen nem ismert, és egyéb mért paraméterhez sem volt köthető, ezért időben függő függvénnyel közelítem. Az modellezésben ez plusz villamos ellenállást fog jelenteni a minták kontakt felületén – a két minta között.

A numerikus modellezés leírása

A tengely irányú deformáció számítását és a kúszási jelenség elméleti hátterét és az 4.2.1. fejezet írja le. A hőeloszlást a hőszugárzási számításoknak megfelelően 1D hőeloszlással közelítettem hőmérsékletfüggő anyagjellemzőkkel számolva, amit az 4.2.2. fejezet foglal össze. A teljes numerikus modellezés vázlatos leírását az 4.2.3. fejezet tartalmazza. A valóságnak megfelelő tengely irányú terhelés feszültség értékeinek számítását és összevetését a mérésekkel

a 4.3.1. fejezet mutatja be. A hegesztési felületen a kontakt villamos ellenállás meghatározását és a valós hegesztési kísérleteknek megfelelő paraméterek beállítását az 4.2.4. fejezet mutatja be.

A numerikus modellezések összehasonlítható értékeket adtak a fizikai szimulációban mért értékekkel, azok abszolút értékeivel, illetve tendenciáival.

4.2.1. A minta deformációjának geometriai leírása és kúszással való közelítése

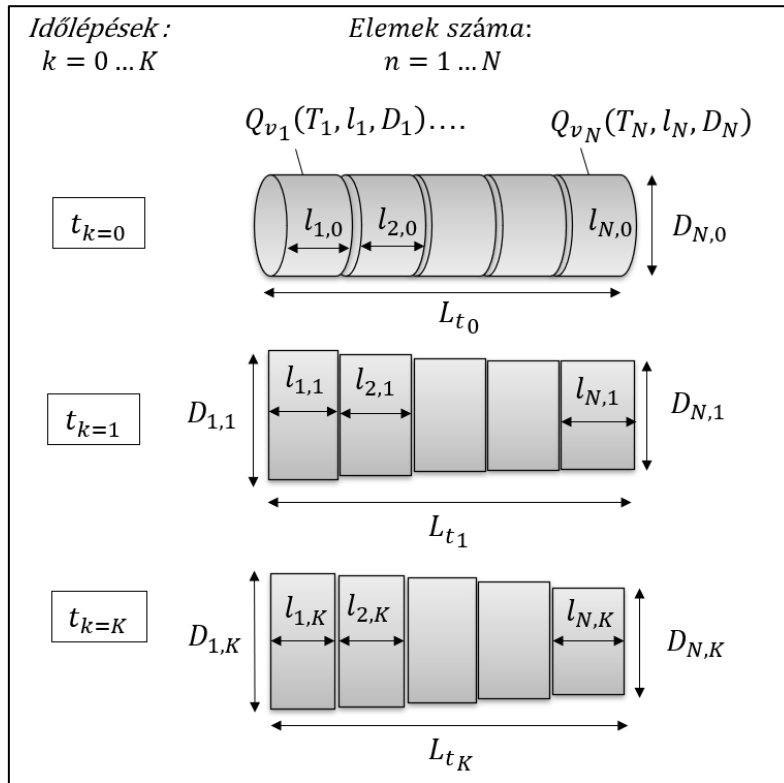
A numerikus modellben egy időlépésben a hőeloszlást állandónak véve számoltam a minta deformációját egy kúszást leíró függvénnyel. Így a fél minta teljes hosszának a változása az összes elem tengely irányú változásának az összege lesz, ahol egy elem a teljes minta rövid hengeres szeletét jelenti. A nyomott elemben a deformálódott térfogatot állandónak véve számoltam a hengeres geometria változását. Így ha k az időlépés aktuális számát jelöli, és n az adott elem számát, akkor a k -ik időhöz képest az n -ik keresztmetszet a következő időpillanatban ($A_{n,k+1}$) így számolható:

$$A_{n,k+1} = \frac{A_{n,k} \cdot l_{n,k}}{l_{n,k+1}} = \frac{A_{n,k} \cdot l_{n,k}}{l_{n,k} \cdot (1 + \varepsilon)}, \quad (4.1)$$

ahol ε a kúszásnak megfelelő tengely irányú nyúlás mértékét jelöli, meghatározását a fejezet későbbi részében definiáljuk.

Az n -ik elemek sugarát és hosszát a k -ik időlépésben a térfogattmegmaradással számolva:

$$\frac{D_{n,k+1}}{2} = \sqrt{\frac{A_{n,k+1}}{\pi}}. \quad (4.2)$$



4.4. ábra A szimmetrikus modell elemeinek változása időben

Az 4.4. ábrának megfelelően egy elem méretei az időlépéssel így változnak: $l_{n,k} > l_{n,k+1}$ és $D_{n,k} < D_{n,k+1}$. Az összes elem együttes rövidülése pedig így számolható ki:

$$L_{tk+1} = L_{tk} - \sum_{n=0}^N \Delta l_n(\dot{\epsilon}, \Delta t, T_n) \quad (4.3)$$

14. táblázat A program során használt modellezési paraméterek

Jelölés	Elnevezés	Érték
$n = N$	Elemek száma	200
$k = K$	Teljes hegesztési ciklushoz tartozó lépésszám	1200
Δt	Időlépés	2 s
$k * \Delta t$	Hegesztés hossza	2400 s
j	Iterációs lépés a hőeloszlás számításához	120

A minta kúszási alakváltozásának közelítése

A fent leírt modellben a kúszást a minta tengely irányú alakváltozásaként értelmeztem, amelyben a kúszási kísérleteknél használt húzó igénybevétel helyett tengely irányú nyomással számoltam. A kísérletek alatti deformáció bár a hegesztési eljárások szempontjából lassúak, ugyanakkor a standard kúszási kísérletekhez képest igen gyors folyamatok voltak, amihez magas hegesztési hőmérséklet párosult (950°C – 1050°C). A magas hőmérsékletre ugyanakkor az igen alacsony folyáshatár lesz a jellemző, ami meghatározza az anyagszerkezeten belüli folyamatokat.

A 316L folyáshatárának meghatározása ezen a hőmérsékleten az irodalom alapján nehezebben fellelhető. Azonban az ITER dokumentumai közt a 316L 600°C-ig érvényes függvénye helyett a 316 acélra Davis (2005) javasolt egy közelítő függvényt. A függvény alapján a következő 9. táblázatban feltüntetett 0,2% hosszváltozáshoz tartozó értékekkel számoltam:

15. táblázat A 316 R_{p0,2} folyáshatára a hőmérséklet függvényében

	900°C	925°C	950°C	975°C	1000°C	1025°C	1055°C
R _{p0,2} (MPa)	85	77,6	69	59	49	38	23

A lassú folyamat mellett és a magas hőmérséklet miatt alakítási keményedést nem feltételeztem. Jóllehet a minta középső deformációja és a hőmérséklet eloszlás összetett mechanikai feszültségállapotot okozhat, amire egy 2D hengerszimmetrikus számítás pontosabb modellezést eredményezne. Azonban a számítások egyszerűsítése miatt és a minták hosszához képest kisebb hasasodás miatt az 1D közelítésnél maradtam, az 4.4. ábrán látott elemekben egytengelyű szilárdságot feltételezve.

A kúszási mechanizmusok jelentősen eltérőek a különböző hőmérsékleteken és a különböző terheléseken a 316L(N) acélra. Erről részletes tanulmányt ír Rieth (2004) 500 - 750 °C között vizsgálva, kifejtve a mérések és modellezések összehasonlítását. Ezek a kúszási kísérletek rendszerint igen hosszú folyamatok ellentétben a diffúziós hegesztéshez képest, valamint a modellezések kiterjesztése magasabb hőmérsékletre nem egyértelműem következik az

alacsonyabb hőmérsékleten leírt modellekkel. Esetünkben nagyobb kúszásra a minta magasabb 850 – 1050 °C tartományán számítunk, így ezzel a hőmérséklettartománnyal érdemes elsősorban foglalkozni.

Hill (1983) felhasználva a korábbi tanulmányokat (Frost és Ashby, 1982) megmutatta, hogy a jellemző diffúziós hegesztési hőmérsékleten és nyomáson az ún. Arrhenius típusú hatványfüggvényes közelítés a megfelelően univerzális leírás. Leírása alapján a diszlokációk csúszása mellett megjelenik a diszlokációk mászása is a magas hőmérséklet és nyomás mellett, amit már kevésbé állítanak meg a szomszédos diszlokációk. Így a szemcséken belüli diszlokációk dominálják a növekvő kúszást. A hatványfüggvények a 316L(N)-re való leírását részletezi még Rieth (2004). A Hill (1983) által használt modellnek megfelelően a hatványfüggvény:

$$\dot{\epsilon} = A_c \left(\frac{\sigma}{G} \right)^n, \quad (4.4)$$

ahol A_c anyagtól függő állandó meghatározható, n a hatványfüggvény kitevője, σ a mintán alkalmazott feszültség.

Az A_c értéke meghatározható a következő egyenlettel:

$$A_c = \frac{A \cdot G \cdot b_v \cdot D_v}{k \cdot T}, \quad (4.5)$$

ahol A a Dorn konstans, b_v a Burgers vektor, k a Boltzmann konstans, D_v pedig a térfogati diffúziós tényező (Hill, 1983), (Hill, Wallach, 1989)

A D_v térfogati diffúziós tényező értéke pedig a következő egyenlettel számolandó:

$$D_v = D_{0v} \cdot \exp \left(- \frac{Q_{crp}}{R \cdot T} \right), \quad (4.6)$$

ahol D_{0v} a térfogati diffúzió exponenciális előtti tag, Q_{crp} a kúszást aktiváló energia, R az ideális gázállandó, T a hőmérséklet.

A térfogati diffúzió miatt a $Q_{crp} = Q_v$ térfogati aktiválási energiával számolunk.

Érdemes megjegyezni, hogy az n kitevőt Hill (1983) Ashby (1982) alapján a 304 rozsdamentes acélra 7,5-nek, a 316L acélra 7,9-nek vette, ugyanakkor rézre például 4,8 értéket vett fel. Az egyenlet további paraméterei a 5. melléklet 1. táblázatában találhatóak.

Rieth (2004) általános leírása alapján az $n = 3 \div 10$ közötti értékeket vehet fel magasabb hőmérsékleten, amit a mérésekhez igazítanak. Jóllehet az újabb fejlettebb kúszás modellek a fizikai háttérrel már jobban leírják, viszont Rieth (2004) alapján ez a hatvány-függvény jól használható 316L(N) acélra kb. $0,6 \cdot T_{olv_absz}$ - azaz $0,6 \cdot 1673K = 1000^\circ C$ felett.

A fenti kúszási modell esetében a 316L(N) acélra Rieth (2004) $n=5$ értéket választott, viszont az eltérő fizikai jelenséget feltételezve más paramétereket használ fel. Ennek megfelelően a Hill (1983), mely a Hill, Wallach (1989) – s cikkében is megtalálható a Dorn konstans (A) helyett egy c_3 előtagot használ, a térfogati diffúzió (diszlokációk mászása) helyett a diffúziós kúszás paramétereivel számol: Q_{core} , D_{0c} . A két modellezés megegyezik formájában, de a mögöttes feltételezett fizikai jelenség eltérő, tehát a felhasznált paraméterek is eltérőek voltak. Rieth (2004) továbbá a folyáshatár felett és alatt – ezen a hőmérsékleten - is más-más folyamatokat vesz dominánsnak a jelen kutatásoknak megfelelően. Monteiro et al. (2017) hasonló modellezés

mellett $n = 6,1-6,4$ értéket határozott meg a 316L acélra különböző hőmérsékletekre: 750 – 800°C.

A fenti modelleket áttekintve a számításaim során a korábbi Hill (1983, 1989) modellezését használtam az összehasonlíthatóság miatt. Azonban a fentiek alapján látható, hogy a kúszás pontos modellezése számos megfontolást igényel, és eltérő modellezés közelíti megfelelően a folyamatot.

A minták zömítési jellege és a mérések összevetése

A hegesztéskor fellépő torzulás hasonlít a zömítési kísérlethez, azonban a zömítési kísérletnél a minta teljesen azonos hőmérsékleten tartandó, illetve állandó „nyomószánsebesség” mellett határozandó meg (Horváth, 2005). Az utóbbi részben teljesül, különösen a kísérlet második felében.

A mintáinknál az állandó nyomás mellett (30 MPa) mértük a relatíve lassú alakváltozást. A minták deformációjának vizsgálatára a hegesztéshez közeli felületekhez 2 mm-ént karcolt rovátkákat vittem fel a mintákra (DG3 és RG3 esetében). A rovátkák 4+4 mm 6+6 mm –n lettek elhelyezve. A hegesztés után a minta középső szakaszának hosszában tehát a következő rövidüléseket mértem le A 8. táblázatban láthatóak az eredmények és abból származtatott értékek.

16. táblázat A minták hegesztéshez közeli 6+6 mm-s és 4+4 mm-s szakaszán mért rövidülése

		DG3		RG3		
Eredeti hossz	L_0	12	8	12	8	mm
Végleges hossz 60 perc után	L_1	11,3	7,63	10,8	7,17	mm
Fajlagos nyúlás 60 perc után	$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0}$	-0,05833	-0,04625	-0,1	-0,10375	-
Zömítési sebesség	$v_0 = \frac{\Delta L}{\Delta t_{heg.idő}}$	0,000194	0,000103	0,000333	0,000231	mm/s
Fajlagos nyúlás sebessége	$\dot{\varepsilon} = \frac{\Delta L}{L_0} \frac{1}{t}$	-1,6E-05	-1,3E-05	-2,8E-05	-2,9E-05	1/s



4.5. ábra A Gleeble mintadarabok fentről lefele: RG3 (referencia vizsgálat), DG3 (hegesztési vizsgálat) azonos hőkezeléssel, alatta illusztrációnak a nyers kiindulási minták

A zömítési kísérleteknél látható kísérletekhez képest jóval alacsonyabb értékeket kaptunk (Horváth, 2005), (Lindgren, 2017) így a minta alakítási keményedésére kevésbé számítunk ezen a magas hőmérsékleten. Az alkalmazott feszültség igen közel van ugyanakkor - a 9. táblázat szerint – a folyáshatár értékeihez.

A fentieknek megfelelően feltételezésem szerint, a térfogatban lezajló kúszási jelenséget leíró egyenletek ebben a tartományban, azaz a lassú alakváltozás, magas hőmérséklet és alacsony folyáshatár, valamint az alkalmazott viszonylag alacsony nyomás mellett alkalmasak voltak a húzás mellett a tengely irányú nyomásból származó deformációk leírására is. A modell feltételezi az egytengelyű feszültségállapotot az egyes elemekben, amelyeken eső aktuális feszültség csupán az elem keresztmetszetétől függ.

Összefoglalva mondhatjuk, hogy a kúszás igen összetett jelenségére számos modell fellelhető az irodalomban a 316L acélra, melyek alkalmazhatósága számos jelenséget vesz figyelembe az eltérő hőmérsékletek és feszültségek esetében.

A jelen dolgozat kutatásán bár túlmutató, de a Gleeble-ben tapasztalt kúszási jelenséget befolyásolhatja az Ohmikus fűtés, ahogy azt Varga (2020) a „Maradó alakváltozás modellezése egyenáram jelenlétében” című értekezésében kutatja. Ennek és az újabb kúszási, illetve plasztikus alakváltozási modellek vizsgálatát is fontosnak tartom a pontosabb modellezés leírására.

4.2.2. A minta hőeloszlásának számítása

A hőeloszlást a mintán áthaladó Joule-hő általi fűtésből számoltam DC egyenáramot feltételezve. A teljes mintában a hegesztés során az 3.33. ábra szerint az egyes elemekben fejlődő hőmennyiség egyensúlyban lesz a hőszugárzásból származó hővesztéssel és a befogásnál lévő hőelvezetéssel. A félminta „baloldalán” nincs hőtranszport, ahol helyi maximum van, a „jobboldalán” azonban a befogási hőátadási tényező határozza meg a hőelvonást. Így az egyirányú hőtranszporton keresztül a keletkező hőmennyiség a hőszugárzási veszteséggel csökkentve a befogásnál távozik.

A véges differencia modellezésben egy elem villamos ellenállását a módosult keresztmetszettel és hosszal számoljuk ki a villamos ellenállás időfüggő értékével $\rho(T)$. Pontos függvényét lásd az M3. Mellékletben a 23. táblázatban és a 8.2. ábrán. Így az n -ik elem villamos ellenállása a k -ik időpillanatban a következő lesz:

$$R_{n,k} = \rho(T_{n,k}) \cdot \frac{l_{n,k}}{\left(\frac{D_{n,k}}{2}\right)^2 \cdot \pi} \quad (4.7)$$

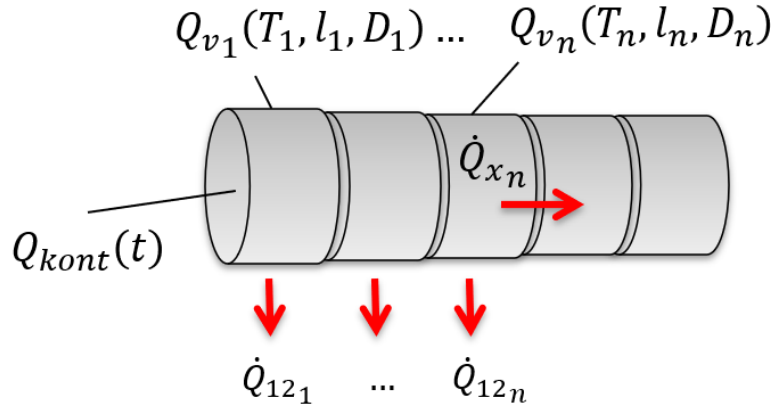
Így kiszámolva az n -ik elemben (véges térfogatban) fejlődő hőt - Q_{v_n} -al jelölve - a k -ik időlépésben meghatározott áramerősséggel számolva kapjuk, ahol a hőszugárzási veszteséggel csökkentve - $\dot{Q}_{12n}$ -al jelölve - kapjuk meg egy elemre nézve a tengely irányú hővezetést:

$$\dot{Q}_{x_{n,k}} = Q_{v_{n,k}} - \dot{Q}_{12_{n,k}} \quad (4.8)$$

Az egyenletekbe behelyettesítve kapjuk a következőt:

$$\dot{Q}_{x_{n,k}} = R_{n,k} \cdot I_k^2 - F_{1n,k} \cdot \varepsilon_{12} \cdot \sigma_0 (T_{1n,k}^4 - T_{2kamra}^4), \quad (4.9)$$

ahol $F_{1n,k}$ az n -ik elem palástfelülete k -ik időlépésben, $T_{1n,k}$ a palást felületi hőmérséklete, T_{2kamra} a vizsgálókamra feltételezett hőmérséklete. A hőszugárzási tényezőket a korábbi fejezetben leírtaknak megfelelően vesszük. Az 4.6. ábra összefoglalja a hőfejlődés és a hővesztés irányát az elemek szempontjából.



4.6. ábra A hőfejlődés és hővezetés ábrázolása a mintában

Balról az n -ik elemen áthaladó hőárama az összes előző $1 \dots n$ elemekben fejlődő hőfejlődés összege lesz, vagyis $\sum_1^n \dot{Q}_{x_n}$, mely összegből már kivontuk a hőszugárzási veszteséget.

Ez a hőmennyiség fog egyensúlyt tartani állandósult állapotban adott elemben számolt - annak adott hosszán vett - tengely irányú hővezetésével. Így írhatjuk k -ik időpillanatban, hogy

$$\sum_0^n \dot{Q}_{x_{n,k}} = \lambda(T_{n+1,k}) \cdot \frac{A_{n,k}}{l_{n,k}} (T_{n-1,k} - T_{n,k}), \quad (4.10)$$

ahol $\lambda(T_n)$ a n -ik elem hővezetése.

Természetesen az elemek hőmérsékletei is a k -ik időpillanatban számolandóak, így azok értéke előre nem ismertek. A nagy elemszám miatt az n -ik elem hővezetési tényezőjét a szomszédos $(n+1)$ -ik elem hőmérsékletével számoltam, azt közelítve.

A hőmérséklet eloszlását ugyanis jobbról balra számolhatjuk ki ismerve a legszélső elem és a hűtővíz kapcsolatát a hőátadási tényezőn keresztül, ahol a hőátadási tényezőt a mérés teljes hosszának figyelembevételével választottam meg. Így a legszélső elem ($n=N$) hőmérsékletén a minta teljes hosszán keletkező hő távozik, a következőképpen írhatjuk le:

$$\sum_0^{n=N} \dot{Q}_{x_{N,k}} = \alpha_{befogás} \cdot A_{N,k} (T_{N,k} - T_{hűtővíz}), \quad (4.11)$$

ahol $\alpha_{befogó} = 2000 - 4200 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ között volt meghatározva. A fenti egyenletekből a nem ismert $T_{N,k}$, $T_{n-1,k}$ értékeit átrendezéssel fejeztem ki a programban. A maximális, azaz hegesztési hőmérséklet így a T_1 lesz.

A villamos ellenállás, a hőszugárzás, a hővezetési tényező hőmérsékletfüggése miatt az aktuális hőmérséklet-eloszlás pontosítása érdekében 120 lépéses iterációs számítást végeztem. Az e fölötti iterációs lépések már nem hoztak számottevő változást a modellben. Így a kúszás által módosult időlépés után a fenti számítások és az iteráció követi.

A kísérletek alatt tapasztaltaknak megfelelően, ahol a befogó pofához közel mért hőmérséklet növekszik, annak megfelelően modellezésben is a szélső hőmérséklet hasonlóan mértékben növekszik. Bár feltételezésem szerint a hőátadási tényező a hosszú kísérlet alatt valamelyest változhat a gyakorlatban az állandó értékkel való számítás megfelelően közelítette a kísérleteket.

4.2.3. A numerikus modellezés vázlatos leírása

A következőkben a numerikus modellezés vázlatos összefoglalását adom meg. A teljes modellezés megtalálható az 5. Mellékletben.

A. A modellezés bemeneti adatai:

- A geometria: a fél minta hossza: 30 mm és a keresztmetszete: 12,5 mm.
- A hegesztés paraméterei: hőmérséklet, nyomás, a hegesztés ideje.
- A befogási hőátadási tényező a minta jobboldala és a hűtővíz között teremt kapcsolatot.
- A hőmérsékletfüggő anyagjellemzők a 17. táblázatnak megfelelően számoltam.
- A hőszugárzás állandó értékekkel lett figyelembe véve ($\epsilon_{1\text{minta}}$, $\epsilon_{2\text{kamra}}$) a 3.3.2. fejezetnek megfelelően.
- A kontakt villamos ellenállást időtől függő függvénnyel közelítettem.

B. A szakasz: a hőeloszlás számítása

- A tranziens folyamatok ellenére a mintában állandósult állapotot feltételezhetünk, egy időlépés (2 s) alatt a hőeloszlás szempontjából. A rövid időlépés alatt a geometriát állandónak vettük.
- A modell figyelembe veszi a hőmérsékletfüggő anyagjellemzőket, illetve a deformálódott elemek hossz és keresztmetszet változását. Így például a hőfejlődést a rövidülő minta nagyobb keresztmetszete mellett csökkenteni fogja, azonban a hőmérséklettel növekvő ellenállás értékével növelni fogja.
- Az állandósult hőeloszlást iterációval számolva éri el a modell, ahol az egyenáramot a program a hegesztési hőmérsékletnek megfelelően szabályozta – így szimulálva a Gleeble berendezés szabályozását.

C. A kúszás, illetve deformáció számítása

- Első időpillanatban a keresztmetszet végig ugyanakkora, ahol az elemek megegyeznek egymással. Ez a geometria fog deformálódni a későbbiekben a hőmérséklet függvényében.
- Az elemek kúszásánál a térfogat megmaradásával számoljuk a geometriát.
- A modellezésben a Gleeble-nek megfelelő vezérlőszoftver szerint lett szabályozva az erő.

D. A modellezés következő időlépése:

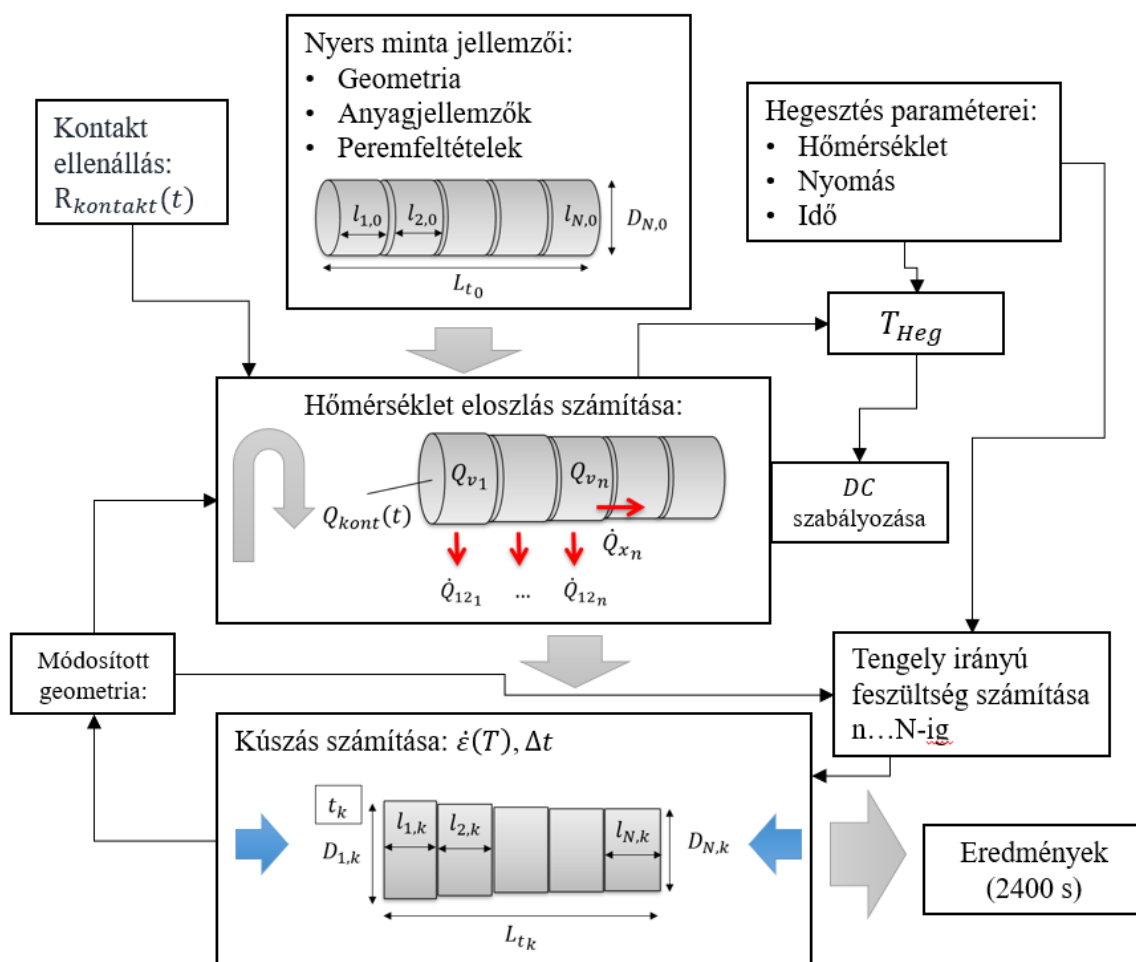
- A kúszás által módosult elemekkel létrejön egy új geometria, amely hőeloszlását a korábban leírt állandósult állapot szerint újra számoljuk.
- A kontakt felületen megadott villamos ellenállást időben előre lépve csökkentjük.
- A Gleeble vezérlésnek megfelelően a munkahenger terhelését szabályozta a modell.

A kúszási függvény feszültség kitevőjét a referencia mérések alatt mért kúszáshoz igazítottam (RG3, RG7), amely értékeket a hegesztésnél felhasználva állapítottam meg a kontakt villamos ellenállás függvényét (DG3, DG7).

A modellezés és mérés egyéb megfontolásai:

- A mérésnél a szélső hőmérsékletet a termoelem lemért körülbelüli helyével vettem figyelembe (0,5...2 mm). Így az ehhez a ponthoz számolt modellezési hőmérséklethez állítottam be a befogási hőátadási tényezőt.
- Összevetve a K-típusú és R-típusú hőelemet, látható volt, hogy az R típusú hőelem 10-15 fokkal kisebb értéket mutatott. Ezért az első kísérleteknél 10°C s később 15°C különbséggel láttam célszerűnek vezérelni a maximális hőmérsékletet. Ezt a modellezésben is figyelembe vettem. Így 1040°C-t beállítva valójában 1055°C hőfokot jelentett.
- A modellezés a hőmérsékletmező mellett nem konvergált egy értékhez. Ezért az egyes pontokban a hőmérsékletek iterációs lépésekre vett súlyozott átlagával számoltam - csökkentve a változás mértékét.

A numerikus modellezés blokkdiagramját a 4.7. ábra mutatja.



4.7. ábra A numerikus modellezés blokkdiagramja

A hőmérsékletfüggő anyagjellemzők összefoglalását a 17. táblázat tartalmazza. Azonban a források részletesebb feldolgozását a 3. Melléklet mutatja be.

17. táblázat A hőmérsékletfüggő anyagjellemzők alkalmazása

Paraméterek megnevezése	Egység	Referencia
Villamos ellenállás, T(°C)	$\Omega \text{m e-8}$	Davis, 2005
$\rho(T) = 76.2063 + 7.1375 \cdot 10^{-2} \cdot T - 2.3109 \cdot 10^{-5} \cdot T^2$		
Hővezetési tényező T(°C)	W/(mK)	Barabash et al., 2013
$\lambda(T) = 1,502 \cdot 10^{-2} \cdot T + 13,98$		
Hőtágulási együttható, T(°C)	1/K	Barabash et al., 2013
$\alpha(T) = 15,13 + 7,93 \cdot 10^{-3} \cdot T - 3,33 \cdot 10^{-6} \cdot T^2$		

A tengely irányú terhelés alapján létrejövő kúszási függvény feszültség kitevőjét a referencia mérésekhez igazítottuk (RG3, RG7) $n = 6-6,15$ értéket kapva. A részletesebb leírást a hegesztések és a numerikus modellezések összehasonlítása tartalmazza.

A minta párok (DG7 / RG7) (DG3 / RG3) hőmérséklet és tengely irányú terhelésének összehasonlíthatósága miatt a feszültség kitevők azonosak. Így a kontakt villamos ellenállás függvénye fogja módosítani a mintán belüli hőmérsékleteloszlást, mely függvényt a következő fejezet részletesen ismertet.

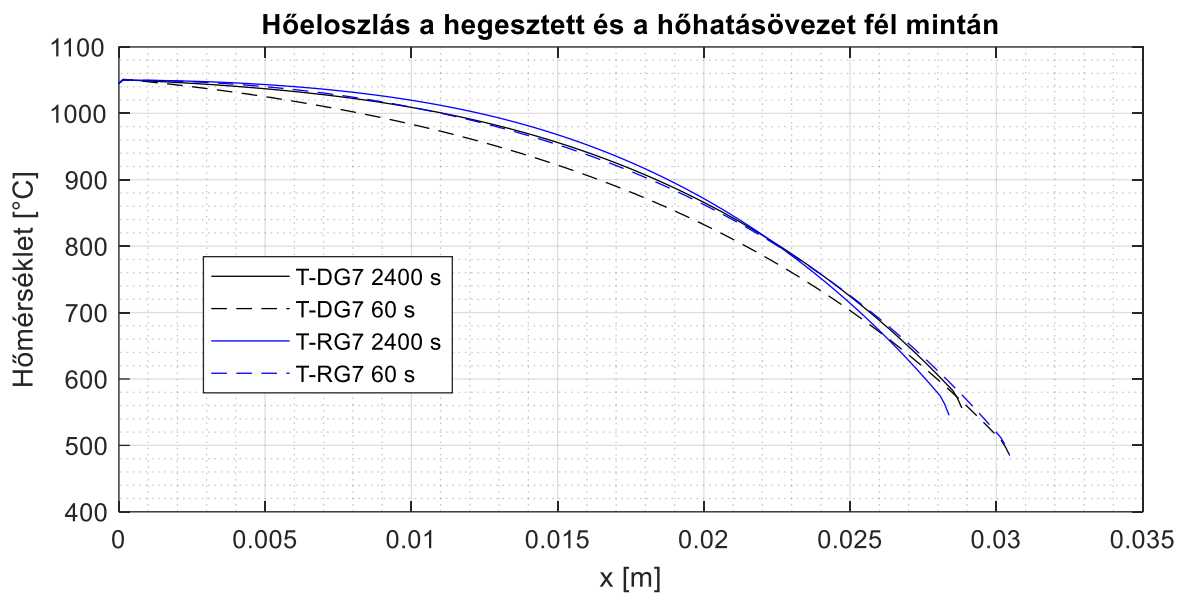
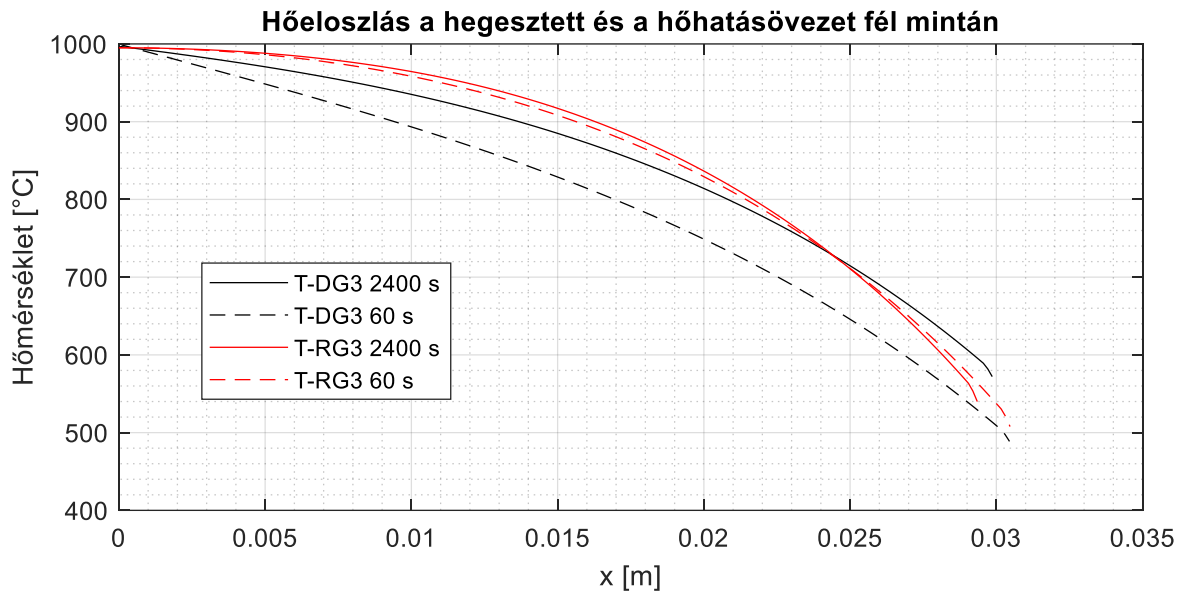
18. táblázat A numerikus modellezések főbb adatai

	DG7	RG7	DG3	RG3
Kontakt villamos ellenállás: $R_{kont} = k_1 \cdot e^{-k_2 \cdot t} [\Omega]$	$k_1 = 2,12E - 5 (\Omega)$ $k_2 = 3,8 E - 4 (1/s)$	-	$k_1 = 8,2 E - 5 (\Omega)$ $k_2 = 4 E - 4 (1/s)$	
T_{max}	1055°C	1055°C	1000°C	1000°C
Normális irányú felületi nyomás	30 MPa	30 MPa	30 MPa	30 MPa
Hőátadási tényező a befogó pofáknál mért értékek alapján [W/(m²K)]	4000	4570	2600	3700
n - feszültség kitevő [-]	6,146	6,146	6,06	6,06

Érdemes megjegyezni, hogy a hőtágulásból és a tengely irányú nyomásból származó geometriai hosszváltozás is számottevő, valamint a munkahenger pozíciója sem mindig a nulla pontból indult. Ezért a bizonytalanságok kiszűréséhez és modellezés egyszerűsítéséhez a modellezést a névleges hegesztési hőmérséklettől (annak elérésétől) indítottam.

A hőeloszlás jellegét a 4.8. ábra szemlélteti a fél minta kezdeti: 60s és a szimuláció szempontjából végsőnek határozott hőeloszlását DG3 / RG3 és DG7 / RG7 esetére. Az ábrákon látható, ahogy a kontakt ellenállás módosítja a hőeloszlást a hegesztési mintán (DG3. DG7) -

meredekebb hőeloszlást előidézve a hegesztés elején. Ez a jelenség a hegesztés előrehaladásával csökkenni fog a kontakt villamos ellenállás várható csökkenésével együtt.



4.8. ábra A fél minta hőeloszlása DG3 / RG3, DG7 / RG7 kísérletekhez 60s és 2400s-nál
Baross et al, (2020) alapján

4.2.4. A kontakt villamos ellenállás modellezése a hegesztési folyamat közben

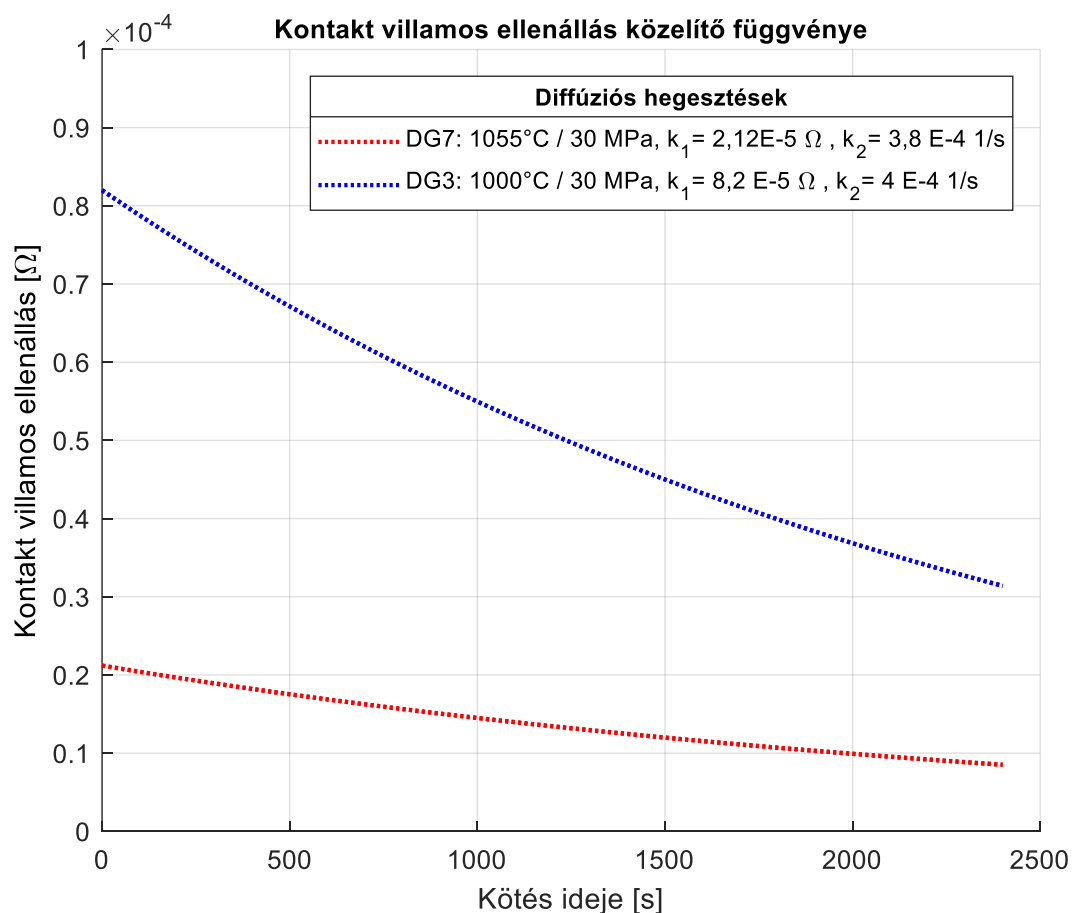
A diffúziós hegesztés folyamatát a kontakt villamos ellenállás csökkenésével közelítettem. Az ellenállást a félminta esetében a baloldali (kontakt) elem ellenállásához adtam hozzá. A kúszási függvény feszültség kitevőjét a mért referencia mintán mért kúszás/plasztikus alakváltozáshoz igazítottam, annak a 40. perchez mért előtolás értékéhez (RG3, RG7). A hegesztési minták esetében (DG3, DG7) egy általam választott időfüggő függvénnyel közelítettem a fellépő kontakt villamos ellenállás változását. Az k_1 és k_2 paramétereket manuálisan adtam meg úgy, hogy a minta kúszása/plasztikus alakváltozása a 40. percben egyezzen a kísérletben mértekkel.

A gyakorlati méréseket jól lehetett közelíteni így egy exponenciálisan időben csökkenő függvénnyel:

$$R_{kontakt} = k_1 \cdot e^{-k_2 \cdot t}, \quad (4.12)$$

ahol k_1 mértékegysége Ω , a k_2 mértékegysége 1/s lesz.

Az így megállapított két hegesztéshez tartozó függvényt a 4.9. ábra mutatja. A függvényt nem igazítottam pontról pontra a méréshez a numerikus modellezést lekövetve, hanem a függvény paramétereinek hangolásával közelítettem a valós kísérlet előtolási értékeit. Elsősorban azért, mert a kúszási/plasztikus alakváltozás mind a referencia mintáknál, mind a hegesztési mintáknál először nagyobb mereedséget mutattak az általam készített modellezéshez képest. Így feltételezhetően a modellezésbe további eltérések lehetnek a valósághoz képest. Ezért a modellezésemet szerettem volna egységesen megtartani, tapasztalva, hogy ezek az eltérések – modellezési pontatlanságok - mind a referencia és hegesztési kísérletnél jelen vannak, azaz nem a hegesztési varrat ellenállása hozza létre őket. Az eltérésekre magyarázatot adhatnak a kúszás nem teljesen ismert mechanizmusai, illetve a minta deformációjából adódó egyéb jelenségek és további modellezési pontatlanságok.



4.9. ábra A kontakt villamos ellenállás közelítő függvényei (Baross et al., 2020)

Mindezek miatt a keresett függvényt, időtől függő függvénnyel adtam meg. Azonban a későbbiekben célszerű lehet a mérési eredmények alapján – például az aktuális előtolási sebesség alapján becsülni a folyamat során a villamos ellenállás változását. Ebben az esetben

viszont a kúszási folyamatok pontos modellezése a hőtani modell pontosításával nagyban befolyásolhatja a becsült ellenállás valós értékét.

Az előzetes számításaim alapján (3.3.3. fejezet) a felületen elért hőmérséklet esetében kimutatható, hogy bár a hegesztési folyamat legelején előfordulhat jelentősebb hőmérséklet növekedés a varrat közelében, de valós villamos kontakt felület növekedésével 2-5% -s felett már jelentősen alacsonyabb a kontakt felülethez közeli hőmérséklet. (Baross et al., 2018)

A Zhang-féle modell alapján kiszámolt villamos ellenállásnál (3.50. ábra) a kontakthoz közel a szűkületi ellenállás fog dominálni, mely a 20%-s kötés után esik a 10^{-5} (Ohm) nagyságrendbe. Valójában az ott látott függvény a teljes mintára vett szűkületi ellenállást számítja, azaz annak a felét véve hasonlíthatók össze az időbeli közelítést leíró 4.9. ábra a függvényei.

A kontakt villamos ellenállás időbeli függvényét az irodalomban említett Hill és Wallach-féle felületi modellezéssel a Zhang-féle villamos ellenállás függvényeivel tehetjük összevethetővé. E két modell eredményeit a 4.3.2. és 4.3.3. fejezetben részletezzük.

4.3. A hegesztések és a modellezések összehasonlításai

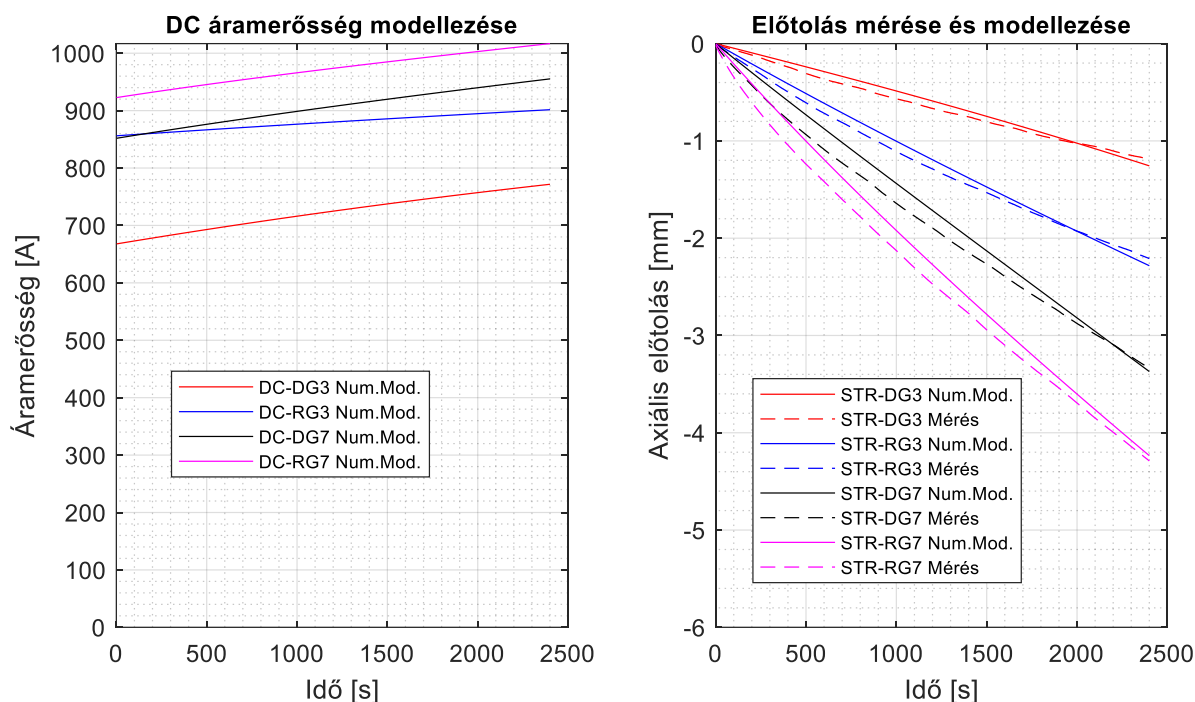
A hegesztés modellezése során a felhasznált bemeneti értékek közül a makro és mikro szinten a legnagyobb bizonytalanságot a hegesztés előtti felületi tulajdonságok (felületi érdesség, oxid réteg mértéke), illetve a kúszás függvényének hőmérsékletfüggő modellezése jelentette. Így a numerikus modellezés és a kísérletek néhány fontosabb összehasonlítását elvégeztük és ezek alapján állítottuk be a modellezés megfelelő paramétereit.

4.3.1. A modellezés és a Gleeble mérések paramétereinek összehasonlításai

A mintákon keletkező fordított parabola hőeloszlások szabad szemmel igen hasonlóak voltak minden kísérletben. A mintákat két ponton tudtuk mérni. A modellezésben az oldalsó befogásoknál mért hőmérsékletek alapján hőátadási tényezőt határoztunk meg minden egyes kísérlet alapján. A hegesztések kísérleteinél a kontakt felülethez hozzáadott villamos ellenállás megadásával igazítottam a modelleket a mért előtolás értékéhez – a modellezés a referencia mérésekkel azonos kúszási paraméterek mellett futtattam.

A kúszás, előtolás mérése és numerikus modellezése

A numerikus modellezések, DG3 / RG3 és DG7 / RG7 párok esetében ugyanazzal a feszültség kitevővel (kúszási paraméter) számoltunk. A modellezett áramerősség egyenáram értékét és a méréssel összevethető axiális előtolás modellezését a 4.10. ábra mutatja.



4.10. ábra a) Az áramerősség modellezése a kísérletekben, b.) 2400 s-ig az előtolás mértéke DG3, RG3, DG7, RG7 fizikai kísérletekre összevetve a modellekkel (Baross et al, 2020)

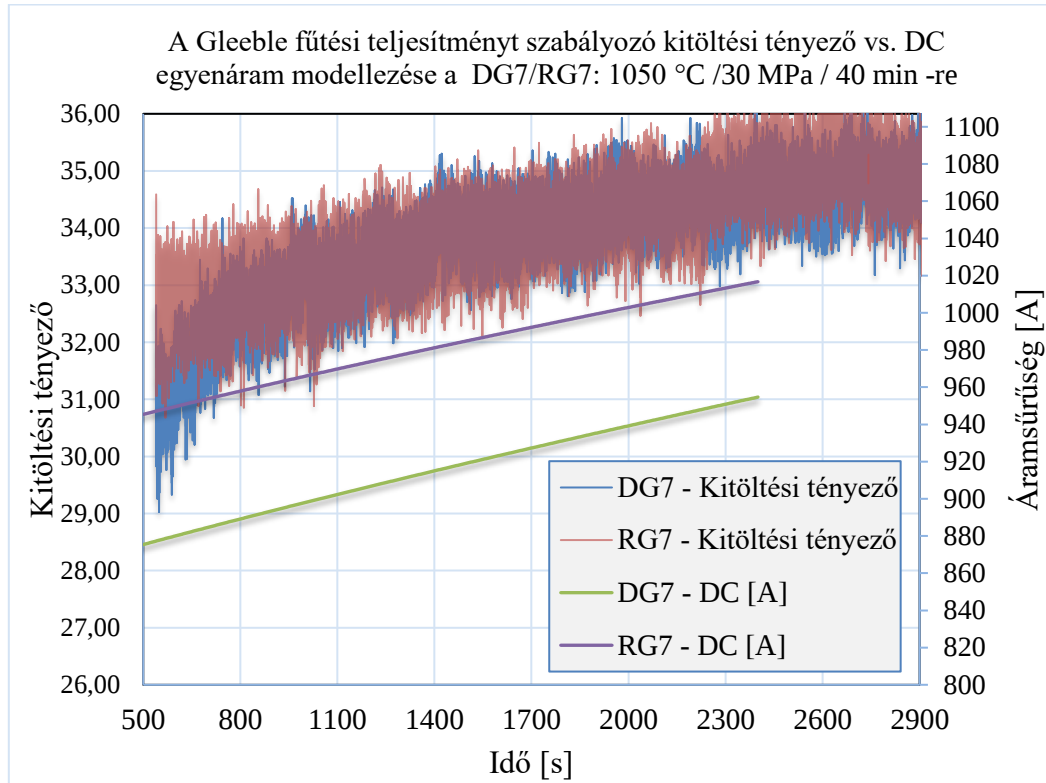
A mérések alapján látható, hogy a kísérlet kezdeti 8-10 perces szakaszán nagyobb axiális deformációt látunk, ami ezután egy kevésbé meredek szakaszba fordul. Mivel számos modellezési vizsgálat az állandó paraméterek mellett nem adott erre választ, ezért a primer kúszás meredekebb jelenségére gondolhatunk az első szakaszban, amit követett egy állandósult állapotú szakasz. A minták mikroszerkezeti vizsgálata további magyarázatot adhat a jelenségre. A kúszáshoz választott n feszültség kitevőt egy átlagos tengely irányú deformációval közelítettük. A magas hőmérsékletű kúszási kísérletek relatíve gyors kúszása miatt a jövőben érdemes összevetni a 316L acélra Lindgren et al. (2017) által pontosabb plasztikus deformációs modelleket és méréseket, melyet 900 – 1100°C hőmérséklet tartományon végzett.

Kitöltési tényező és a modellezett egyenáram összehasonlítása

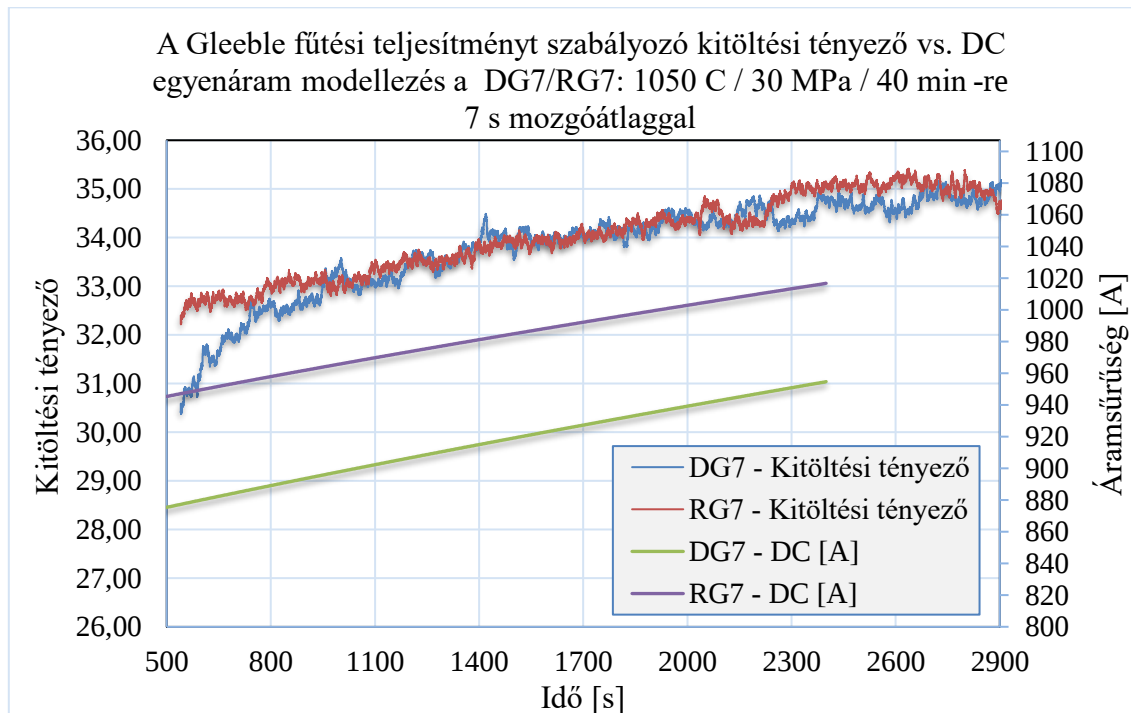
A Gleeble modellezések irodalma alapján a váltóáram helyett egyenáram alkalmazásával számolható a fűtési teljesítmény (Spittle et al., 1997, Brown et al, 1997, Norris, Wilson, 1999), ahol a kitöltési tényező pontosabb kifejtése is megtalálható - ezeket a 0., illetve a 3.2.1. fejezetben részleteztük. A DG7 / RG7 kísérlet kitöltési tényezője és a 40 perces hozzá tartozó szimulációt mutatja a 4.11. ábra, ahol a baloldali függőleges tengely szerint ábrázoltuk a kitöltési tényezőt, a jobboldali tengely pedig a modellezett villamos áramot. A 4.12. ábra az előző ábrát mutatja a kitöltési tényező mozgátlagával (7 s) átszámolva. Jóllehet pontos megfeleltetést nem lehet adni a mért kitöltési tényező és a modellezett egyenáram között, viszont néhány fontos megállapítást tehetünk.

- Mindkettő lineáris növekvő tendenciát mutat, a rövidülő mintának növekvő fűtési teljesítményre van szüksége a konstans csúcshőmérséklet tartásához. Az összes további fizikai kísérletben is növekvő kitöltési tényezőt láttunk.
- Ugyanakkor a kitöltési tényező esetében nem kapunk egyértelműen magasabb értéket a referencia mérések esetén, ahol a modellezés esetében magasabb áramerősséget kaptam.

- Az eltéréseket magyarázhatja még, hogy a réz befogó pofák, illetve a minták minden esetben újra lettek rögzítve, csavarkötéssel. Valamint a befogó felületek állapotának tisztítása is más eredményt hozhat, ez a befogásnál eltérő kontakt ellenállást jelenthet.



4.11. ábra A DG7 / RG7 mérés kitöltési tényezője és a modellezés alapján becsült egyenáram

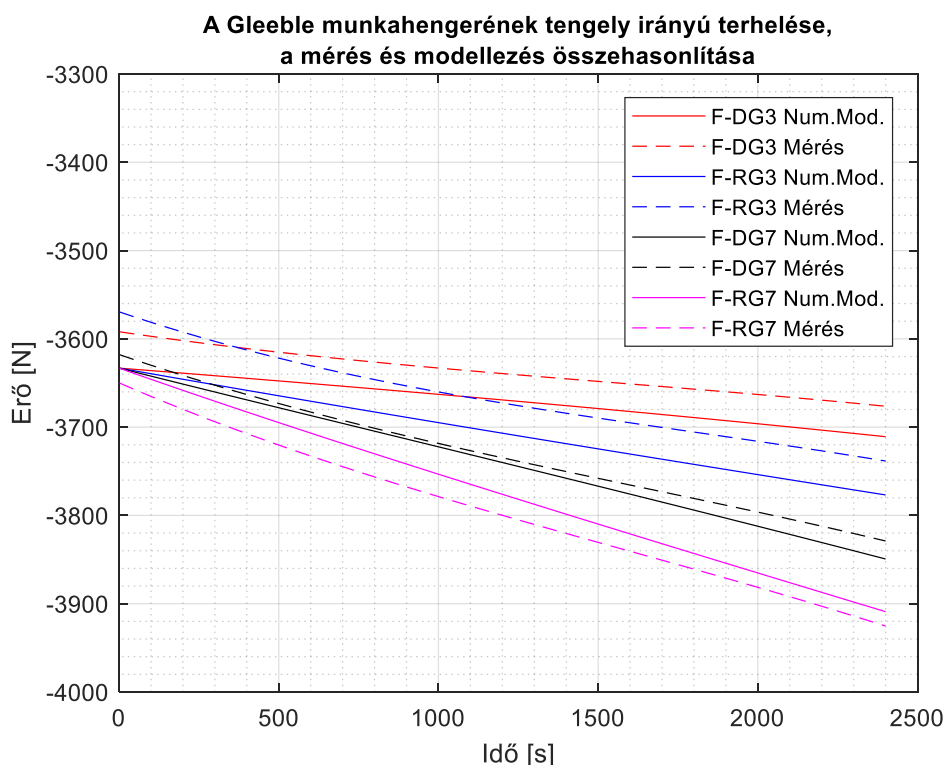


4.12. ábra A DG7 / RG7 mérés kitöltési tényezői (mozgóátlaggal: 7s) és a modellezés alapján becsült egyenáram számítása (Baross et al, 2020)

Az értékének pontosabb megértéséhez és felhasználásához a Gleeble transzformátorok működésének, szabályozásának jobb megértése adhat választ a későbbiekben.

A tengely irányú terhelés mérése és modellezése

A tengely irányú terhelést a Gleeble kontrollálja, amely a névleges feszültségi értéket egy adott keresztmetszethez és hosszhoz szabályozza be. Így a minták 12,5 mm s átmérőjéhez és 60 mm-s hosszához szabályozta a 30 MPa feszültséget, azt állandó értéken tartva. Ez kb. 3600 – 3650 N jelentett a gyártási pontatlanságok figyelembevételével. Az előtolás mértékével azonban a szükséges axiális terhelés növekedését a minta teljes hosszának egyenletes deformációjával számolta a Gleeble vezérlő egysége. Az egyenletesen növekvő mintával ellentétben a valóságban a minta 800°C - 1000°C körüli közepe jobban kúszik, mint a kevésbé meleg tartománya 500°C – 600°C – ahogy azt a 4.3. ábra is mutatja. Ezért a kúszást előidéző feszültséget a modellezésben az egyes keresztmetszetekben a valós terhelésnek megfelelően számoltam – eltérve így valamelyest a 30 MPa-tól. A keresztmetszet területére megadott nyomás és az erő származtatása között 1-2% -s különbséget tapasztaltam, ami a Gleeble mérési pontatlanságának, illetve a modellezés pontatlanságnak tudható be.



4.13. ábra A tengely irányú terhelés mérése és modellezésének eredménye

A numerikus modellezés összefoglalása

Egydimenziós hővezetési modell készült a diffúziós hegesztés Gleeble kísérleteinek megfelelően, amely a minta kúszását figyelembevéve modellezte a tengely irányú kúszást. A modell alkalmas volt a változó geometria és hőmérséklet mellett az egyes keresztmetszetek eltérő hővezetésének és hőfejlődésének számítására. A numerikus modellben a Gleeble berendezéshez hasonlóan szabályozta a szükséges egyenáramot, és tengelyen alkalmazott axiális erőt. A kontakt felületen ébredő villamos ellenállás modellezésével a hegesztési mintákon az eltérő tengely irányú kúszás mértékét lehetett modellezni a hegesztési folyamat alatt.

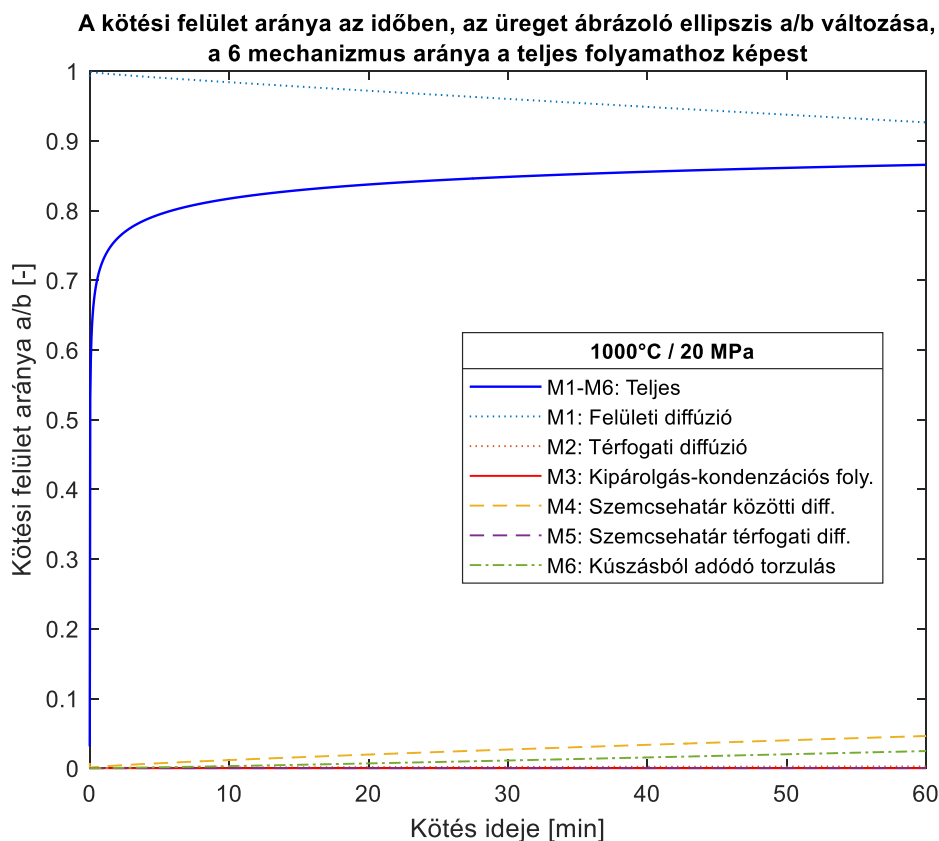
A numerikus modellezés alapján látható, hogy a diffúziós hegesztési kísérletek becsült áramerősség értéke alacsonyabb a referencia mérésekhez képest, bár a Gleeble által mért kitöltési tényezővel nem feleltethető meg egyértelműen. Azonban a kitöltési tényező növekedése láthatóan korrelál a numerikus modellezésben látható növekvő egyenáram értékével.

4.3.2. A kísérletek Hill és Wallach-féle diffúziós modellezésének eredményei

Az irodalom alapján láthatjuk, hogy a Hill és Wallach-féle felületi diffúziós modell egy igen összetett modell, amely körültekintő alkalmazása mellett jó segítséget jelenthet a diffúziós hegesztés előmenetelének szimulálására. A kontakt felület modellezését a 2.3. fejezet tartalmazza, azonban a mechanizmusok részletesebb leírását az M4. Melléklet tartalmazza.

Az irodalomban található (Hill, 1983) összetett modellezésének ellenőrzése miatt megismételtem először azonos paraméterekkel a 2.16. ábra futtatási adataival. Ezt a 4.14. ábra mutatja. A modell számos bemeneti adatait a mellékelt M5.1. Táblázat mutatja a 316L acélra.

Az folyamatok esetében a különböző felületi és terfogati diffúziós, kondenzációs és kúszási mechanizmusok aránya jelenik meg eltérő színű szaggatott vonalakkal, ahogy azt a 4.14. ábra mutatja. Az irodalomtól eltérően (2.16. ábra), itt az mechanizmusok hozzájárulásának arányát ábrázoltam a teljes változáshoz képest szaggatott vonalakkal.



4.14. ábra A 316 L acél diffúziós kötésének modellezése a Hill (1983, 105 oldal) publikált eredményekkel: 1000 °C, 20 MPa, $h_{foly} = 0,22 \mu\text{m}$, $a_{foly} = 1.586 \mu\text{m}$, $b_0 = 51 \mu\text{m}$, szemcseméret 100 μm

Az eredeti modellezések bemeneti adatai nem álltak egyértelműen rendelkezésemre, viszont a fellelhető információk alapján az általam feltételezett bemeneti adatokkal lefuttatva pár %-s eltérésen kívül azonos eredményt kaptam (v.ö. 2.16. ábra). Az eredményekből látható, hogy a felületi diffúzió fog dominálni ezen a hőmérsékleten és nyomáson. A kipárolgás, szemcsék közötti diffúzió, valamint a kúszásból adódó deformáció hatása az ellipszisre jóval kisebb szerepet játszik.

A modellezés egy tökéletes elemi térfogatot feltételezve igen gyors kötést mutat. Ugyanakkor fontos szem előtt tartani, hogy a tapasztalatok szerint, a mechanikai kontakt gyors kialakulása 10-20 perc után még nem megfelelő fémes kötést eredményez. A megfelelő kontaktot az oxid réteg és a szennyeződések jelenléte bizonytalanná teszi a hegesztés első fázisában.

A Gleeble hegesztések számításai (DG3, DG7) a Hill és Wallach-féle modellezéssel

Ahogy az irodalom számos helyen említi az oxid rétegek és szennyeződések csökkentése igen fontos a megfelelő varrat létrehozásához, lásd a 2.2. fejezetben. A 316L(N) ITER GRADE tesztek alapján előzetes kifűtést javasolnak az ITER esetében Barabash (2004) leírásában: 800 – 1000°C 2 h 10^{-5} – 10^{-6} torr mellett a HIP kamrában, valamint a hegesztési paramétereket jellemzően a következőre választották: 1050°C, 2 h, 120 – 150 MPa. Ezeket a magas értékeket az 1050°C al közelítettük, alacsonyabb nyomás mellett (30 MPa), azonban a fenti értékeket az egytengelyű terhelés mellett a gyors deformáció miatt nem tudtuk beállítani. A jövőben az alacsonyabb hőmérséklet és a magasabb nyomás kombinációja további hasznos eredményeket adhat. A mintadarab előzetes kifűtésére az ellenállásfűtés elrendezése miatt nem volt lehetőségünk. A fizikai kísérleteknek megfelelően és a numerikus modellezésben bemutatott főbb hegesztési paraméterekkel számolva a 19. táblázat további a felületre jellemző értékeket foglal össze, ahol hullámosság értéke: λ_a (μm), a 3.2.3. fejezet alapján számítható. A 316L anyagparamétereit a mellékletben az M5. 1. táblázat tartalmazza. A Hill és Wallach – féle Matlab program kódjai megtalálhatóak az M5. Mellékletben.

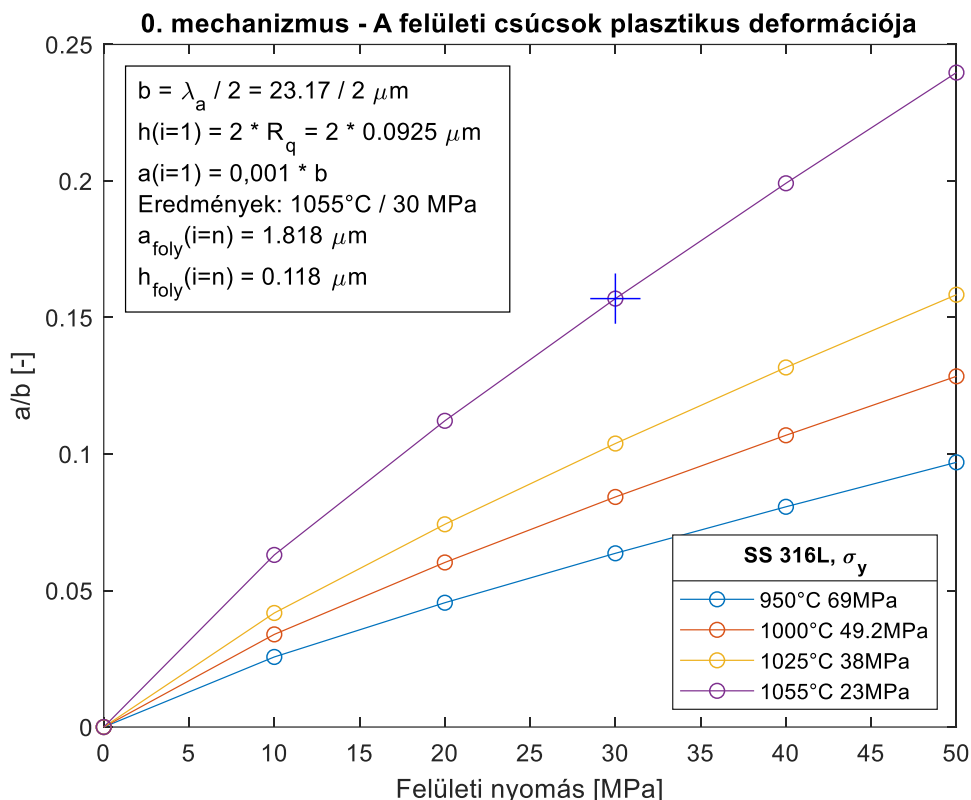
19. táblázat A folyamat és a felületi érdességből származtatott értékek

	Minta sz.		R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	λ _a (μm)
DG7	Nr. 1.	1. mérés	0,06	0,75	0,08	23,24
		2. mérés	0,06	0,8	0,08	22,47
	Nr. 4.	1. mérés	0,09	0,92	0,13	28,42
		2. mérés	0,06	0,67	0,08	18,55
1055°C / 30 MPa / 40 min		Átlag	0,0675	0,785	0,0925	23,17
DG3	Nr. 8.	1. mérés	0,06	0,58	0,07	20,84
		2. mérés	0,06	0,93	0,08	20,46
	Nr. 11.	1. mérés	0,06	0,6	0,07	21,76
		2. mérés	0,06	0,59	0,07	22,13
1000°C / 30 MPa / 40 min		Átlag	0,06	0,675	0,0725	21,30
Geometria ellipszis bemeneti adatok		Szemcseméret: 20 μm			$h = 2 R_q$	$2 b = \lambda_a$

A Hill és Wallach modellezés első lépése a 2.3.1. fejezetben leírtaknak megfelelően a pillanatszerű plasztikus deformációval kezdődik: A. Hegesztési szakasz. Az M5 mellékletben található 8.1. egyenlet a_{foly} kiszámításával a folyáshatárhoz tartozó nyak méretét számoljuk ki. Ekkor a nulladik időpillanatban $a(0) = 0$ lenne elméletben, a 0-val való osztás elkerülése miatt azonban a $0,001 \cdot b$ hosszal kezdjük az iterációs számítást. A többi párhuzamos mechanizmus

kiinduló geometriáját az A. Hegesztési szakasz eredményeivel számolja tovább az ellipszis alakváltozását, vagyis a B. C. és D. Hegesztési szakaszokat.

A folyáshatárhoz számolt ellipszis magasságot a h_{foly} 8.3. egyenlete adja meg. A pillanatszerű plasztikus alakváltozás után a 4.15. ábra mutatja a kötések arányát a felületi nyomás és hőmérséklet függvényében a DG7-hez tartozó felületi érdességgel számolva. Összehasonlításuképpen 950 - 1055°C hőmérséklet tartományon és eltérő tengely irányú nyomáshoz tartozó értékek is meg lettek határozva. Itt a 30 MPa-s felületi nyomáshoz tartozó kb. 15%-s kötési arányt számoltunk az a/b 1055°C mellett vett folyáshatár értékre.



4.15. ábra A (DG7) 1055°C / 30 MPa szerint futtatott Hill és Wallach-féle modell kezdeti pillanatszerű 0. mechanizmusának eredményei a folyáshatár és a felületi nyomás függvényében, a h_{foly} és a_{foly} lesz felhasználva az időben lejátszódó folyamatokban

A B, C, és D hegesztési szakaszok bár eltérő mértékben játszanak szerepet, de a bennük tárgyalt mechanizmusok párhuzamosan számolandóak. A modellezés a $\Delta t = 0.001$ s időlépéshez tartozó Δa és Δh értékeket számolja ki majd adja össze mind a hat mechanizmus esetében, ahol a teljes folyamat 2400 s. Az 1,2,3 mechanizmus és az 5,6 mechanizmus Δa és Δh értékeit azonos geometriai megfontolások mentén számíthatjuk. Ezért egyszerűsítve Δt idő alatt a változás a következő lesz:

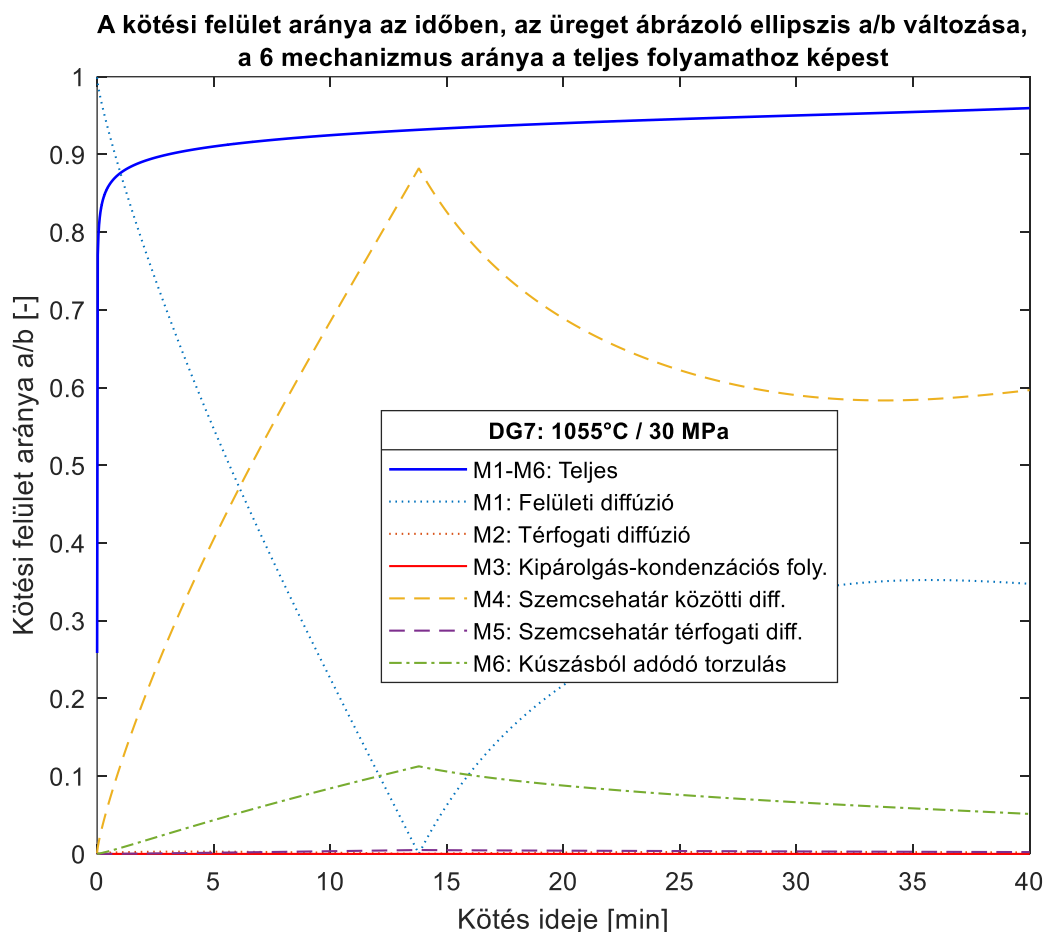
$$a_{i+1} = a_i + \Delta a_{1,2,3} + \Delta a_{4,5} + \Delta a_6, \quad (4.13)$$

$$h_{i+1} = h_i + \Delta h_{1,2,3} + \Delta h_{4,5} + \Delta h_6. \quad (4.14)$$

A következő ábrákon (4.16. ábra, 4.19. ábra) szaggatott vonallal a geometriára ható mechanizmusok hatásai láthatóak a teljes változás értékének összegéhez képest. A

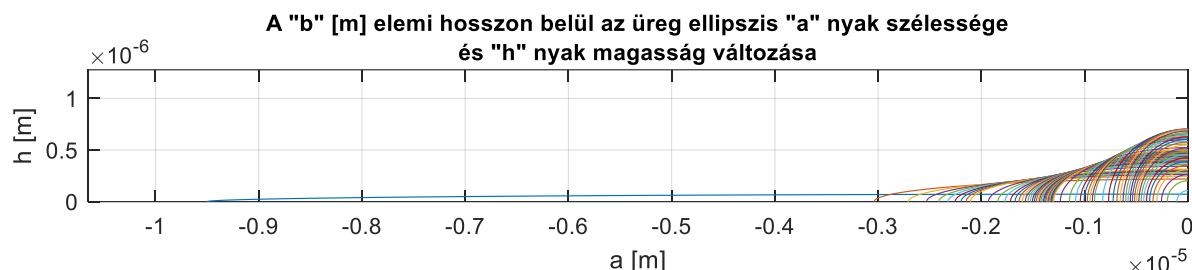
mechanizmusok az üreg alakja és a nyak szélessége miatt, eltérő módon befolyásolják a diffúziós hegesztést.

Az ellipszis üregek geometriáját a 4.17. ábra, és a 4.20. ábra mutatja. Az ábrákon látható, hogy a kezdetben a modellezés szerint igen elnyújtott ellipszissel közelíti a modell a két felület találkozását. Az elnyújtott ellipszis formájú üregek a felületi diffúziós hatások miatt gyorsan körre deformálódnak, majd a további mechanizmusok miatt folyamatosan zsugorodnak, míg végül eltűnnek.



4.16. ábra A DG7 (1055°C / 30 MPa / 40 min) diffúziós hegesztéshez tartozó Hill és Wallach program eredménye, $h_{foly} = 0,118 \mu\text{m}$, $a_{foly} = 1,818 \mu\text{m}$, $2 \cdot b_0 = 23.17 \mu\text{m}$, szemcseméret $7 \mu\text{m}$

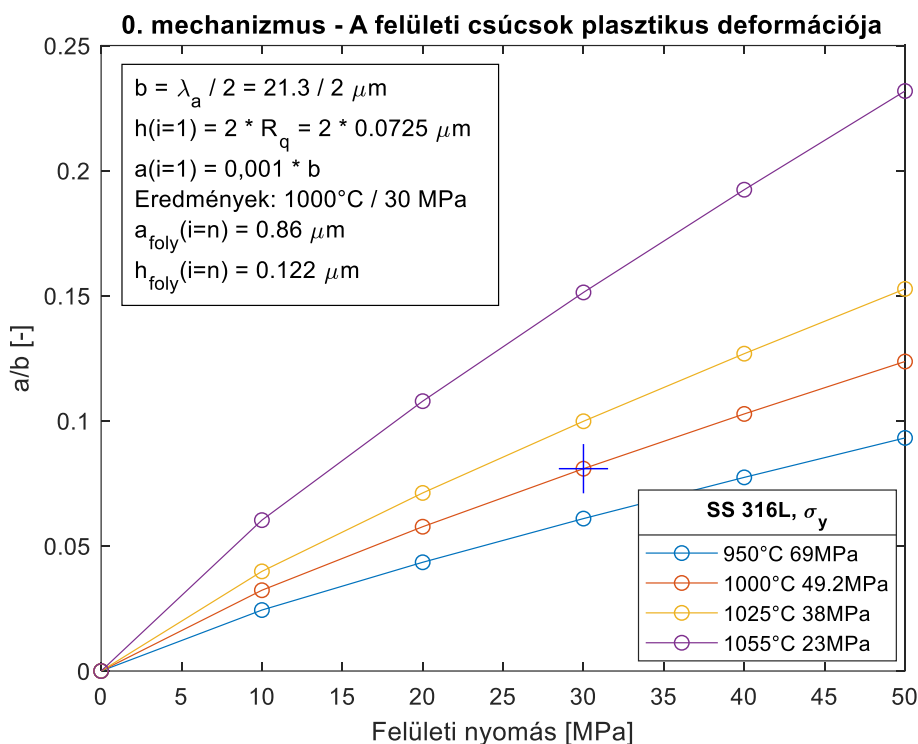
A DG7 modellezésben ha 60 perces futtatást választunk, akkor 50 perc körül 100% -s hegesztett felületet kapunk. Ez a gyakorlat alapján minden bizonnyal több időt vesz igénybe a felületi szennyeződések és oxidok miatt. Továbbá a program rosszul megadott időlépésnél nem minden esetben konvergál, így jelen esetben a 2400 s futtatáshoz igen alacsony: 0,0001 s időlépést lett választva.



4.17. ábra A DG7 hegesztésben a b széles negyed ellipszis üreg alakulása (a kezdeti gyors változás miatt eltérő időlépésekkel ábrázolva)

A kötési felületen létrejövő negyed ellipszis geometriáját a DG7-s hegesztésre a 4.17. ábra mutatja.

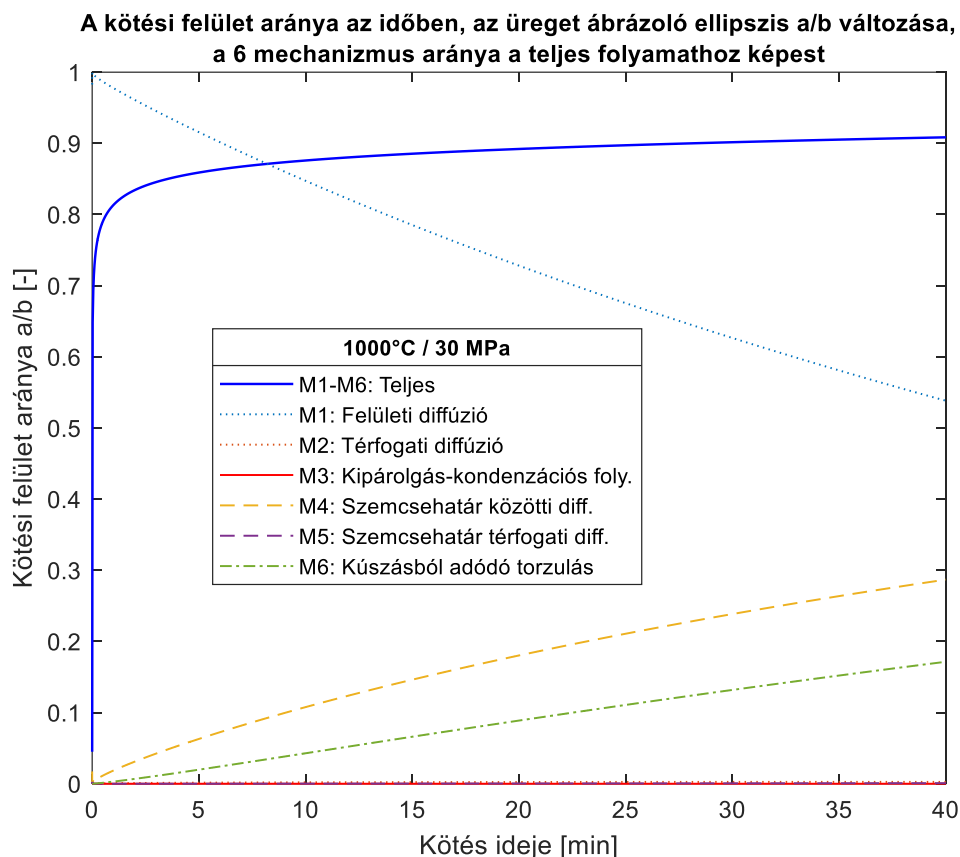
A DG3-hoz tartozó modellezésekhez a 0. mechanizmus számításait elvégezve a 4.18. ábra függvényeiből kapjuk a megfelelő pontból az eredményeket (30 MPa, 1000°C)



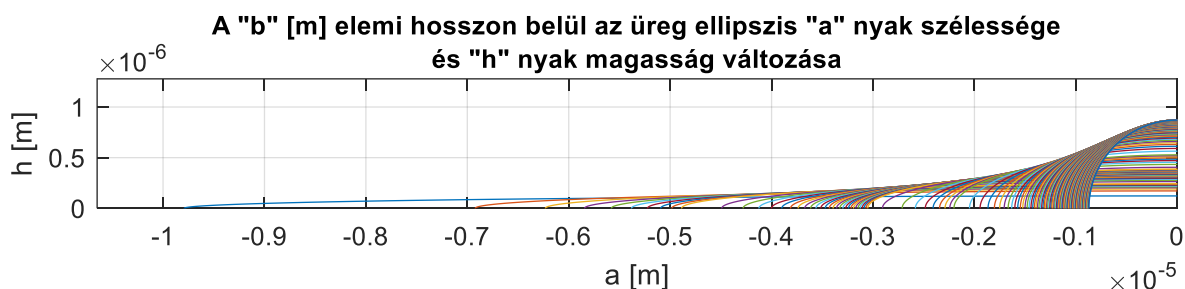
4.18. ábra A DG3 1000°C / 30 MPa szerint futtatott Hill és Wallach-féle modell kezdeti pillanatszerű 0. mechanizmusának eredményei a folyáshatár és a felületi nyomás függvényében, a h_{foly} és a_{foly} lesz felhasználva az időben lejátszódó folyamatokban

A modellek az irodalomban ismert eredményeknek megfelelően igen gyors kötést mutatnak, ahol a modellezés feltételezi a síklapúságot és a felület tökéletes tisztaságát. A 4.20. ábra mutatja a felületi érdességből származó üregek deformációját a DG3 esetben. Megfigyelhető, hogy bár a nyak „a” szélessége igen gyorsan csökken, a nyak magassága a lassabb diffúziós vagy kúszási folyamatok miatt jóval lassabban tűnik el, mint a DG7 esetében. Mivel az egyedüli különbség a hőmérsékletből adódik, így ennek a különbségnek és a mechanizmusok közötti látható különbség adja ezt az eltérést. Továbbá minden esetben a felületen keletkező üreg elnyújtott ellipszis formája először rövid idő alatt körre alakul a felületi folyamatok miatt, majd ezek átmérője lassabban csökkennek a kevésbé domináns diffúziós és kúszási folyamatok miatt.

A modellezésekből látható, hogy az irodalom alapján is indokolt a magasabb hőmérséklet (1050°C – 1100°C) választása, amely így biztosítja az üregek 1-2 órás időtartam alatti bezáródását. Természetesen a nyomás növelésével is tovább növeljük a kötés sebességét, ugyanakkor ennek vizsgálatára nem törekedtünk a tengely irányú terheléskor tapasztalt hasasodás miatt.



4.19. ábra A DG3 (1000°C / 30 MPa / 40 min) diffúziós hegesztéshez tartozó Hill és Wallach program eredménye, $h_{foly} = 0,122\text{ }\mu\text{m}$, $a_{foly} = 0,86\text{ }\mu\text{m}$, $2 \cdot b_0 = 23,17\text{ }\mu\text{m}$, szemcseméret $7\text{ }\mu\text{m}$



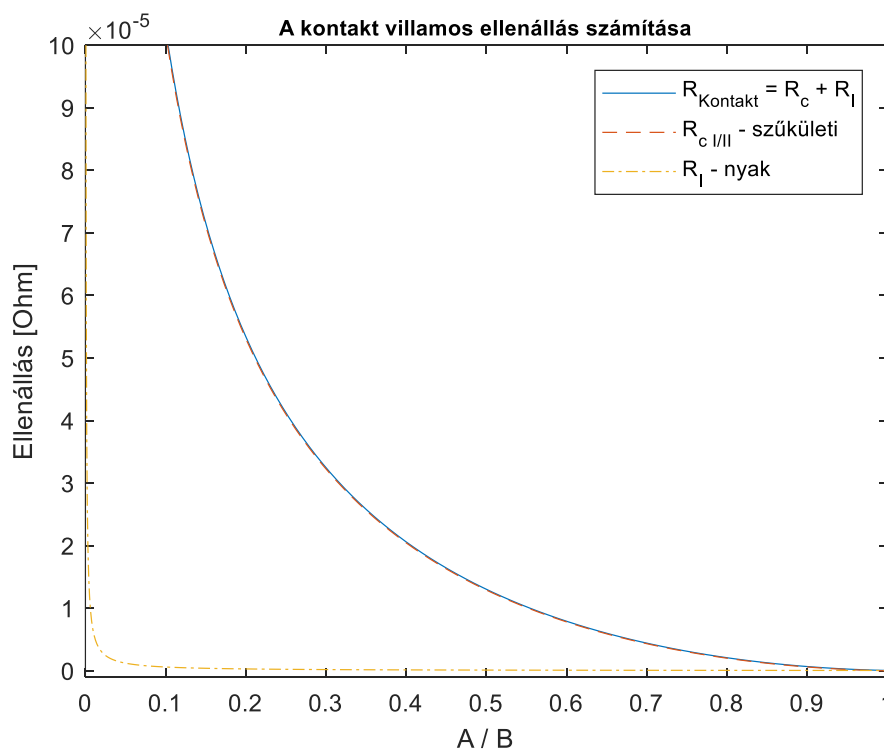
4.20. ábra A DG3 hegesztésben a b széles negyed ellipszis üreg alakulása a hegesztés alatt

4.3.3. A kontakt villamos ellenállás és modellezett függvényének összehasonlítása

A kontakt villamos ellenállást, bár közvetlenül nem tudtuk mérni, a numerikus modellezés alapján egy függvénnyel közelítettük. Zhang (2012) által leírt függvényeivel a valós (vezető) kötés arányát tudjuk becsülni a diffúziós folyamat során. Így össze lehet hasonlítani a fenti hegesztési kísérletek (DG3, DG7) Hill és Wallach féle modellezésével.

Mivel a kontakt villamos ellenállás esetében a domináns a szűkületi ellenállás (3.50. ábra), ezért a fajlagos ellenállás értéke alig befolyásolja a teljes ellenállás értékét. Így számolhatunk a gyakorlatban ugyanazzal a függvénnyel 1000°C - 1050°C hőmérsékleten. Továbbá szintén a várhatóan alacsony befolyása miatt eltekintünk a Hill és Wallach -féle modell nyak (üreg) magasságának (h) változásától. A ρ_1/ρ_2 arányát azonban nem hanyagoltuk el.

A 4.21. ábra és 4.22. ábra a fél modellre a következő értékekkel számol: a nyak magassága $h = 0,12 \mu\text{m}$; a teljes csatlakozó minta sugara: $r_B = 6,25 \text{ mm}$; az érintkező felület sugara $r_A = 0,05 \div 6,25 \text{ mm}$ között; az minta fajlagos ellenállása $\rho(1050^{\circ}\text{C}) = 1,256\text{e-}06 \Omega\text{m}$; a felületi ellenállás és a minta fajlagos ellenállásának aránya $\rho_1/\rho_2 = 50$.

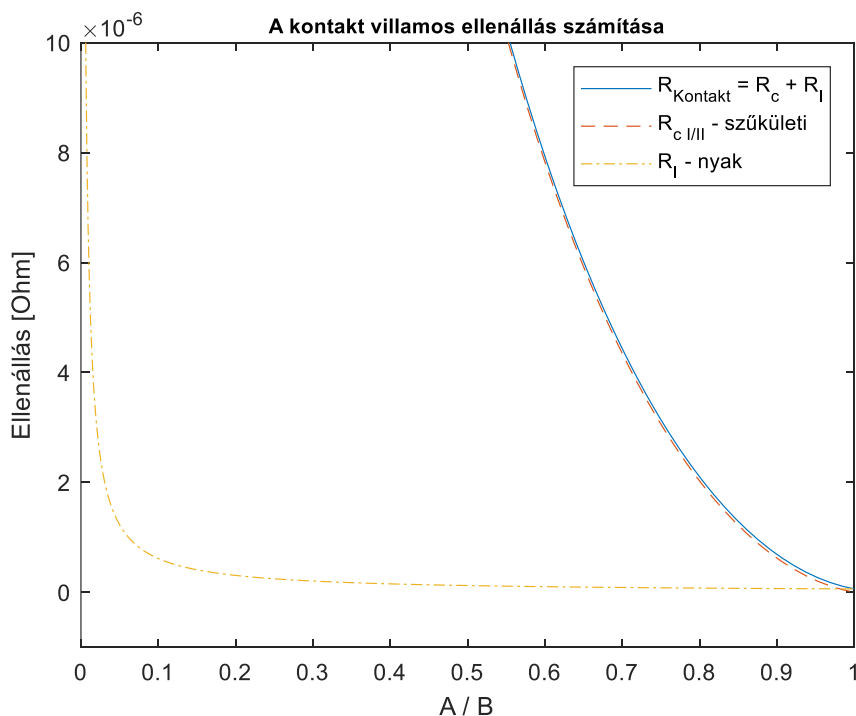


4.21. ábra A kontakt villamos ellenállás fél mintára, különböző kontakt vezető felület arányra, $h = 0,12 \mu\text{m}$; a teljes csatlakozó minta sugara: $r_B = 6,25 \text{ mm}$; az érintkező felület sugara $r_A = 0,05 \div 6,25 \text{ mm}$ között; $\rho(1050^{\circ}\text{C}) = 1,256\text{e-}06 \Omega\text{m}$; $\rho_1/\rho_2 = 50$.

Az ábrákon látható, hogy a szűkületi ellenállás nagyságrendekkel nagyobb értéket fog felvenni, mint a felületi érdességből származó nyak magassága általi ellenállás. Így ha a kontakt ellenállást a szűkületi és a nyak ellenállásának összegeként kezeljük, akkor a kontakt ellenállás egybeesik a szűkületi ellenállás függvényével.

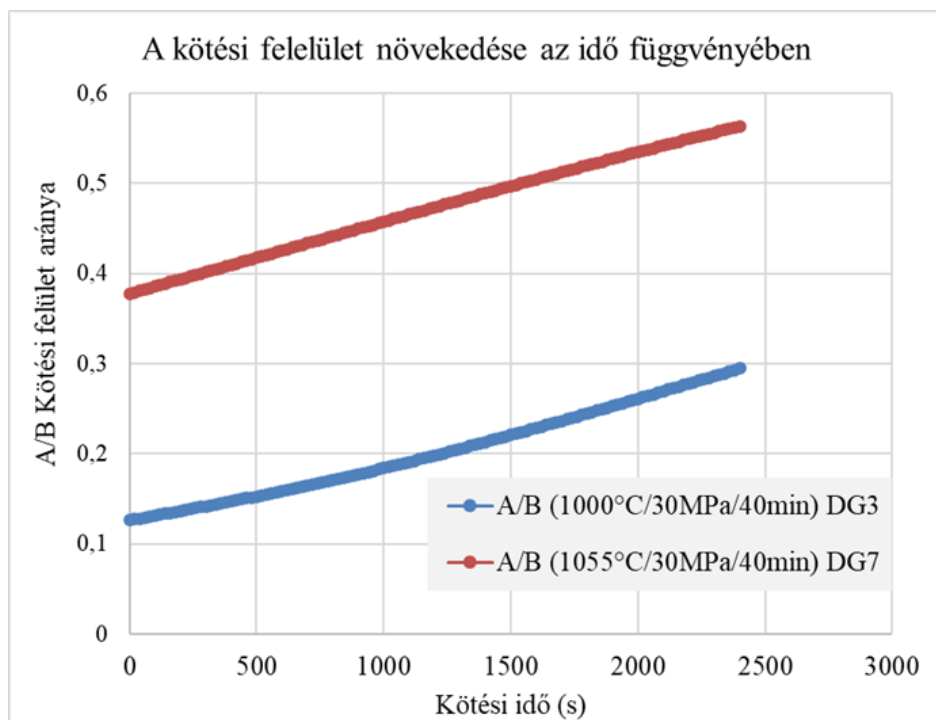
A számításokkal belátható, hogy a Gleeble mérés a felületi ellenállás modellezésével, valamint a jelenlegi Zhang-féle kontakt ellenállással azonos nagyságrendű, tehát összevethető eredményt adott. Ilyen módon a Gleeble mérés és modellezés által meghatározott kontakt villamos ellenállás (4.9. ábra) és a Zhang (2012) elméleti kontakt ellenállás értékével meghatározhatjuk a mérés alapján becsült kontakt felület változását. Ezt fogjuk összevetni a Hill és Wallach (1989) által létrehozott modellel. Tehát az $R_{\text{kontakt}}(A/B)$ helyett az $A/B(R_{\text{kontakt}})$ függvényt hoztam létre. A függvényt a 10×10^{-5} nagyságrend alá eső szakaszán közelítettem polinommal (kb 10% kontaktnál nagyobb esetre), mivel az ennél kisebb kontakt esetében meredeken emelkedik az ellenállás, illetve a saját mérések alapján meghatározott függvény nem vesz fel

ennél nagyobb ellenállást (4.9. ábra). A valóságban is feltételezhetjük a 10% -s kontaktot már a hegesztés első perceiben a plasztikus alakváltozások és a magas hőmérséklet miatt.



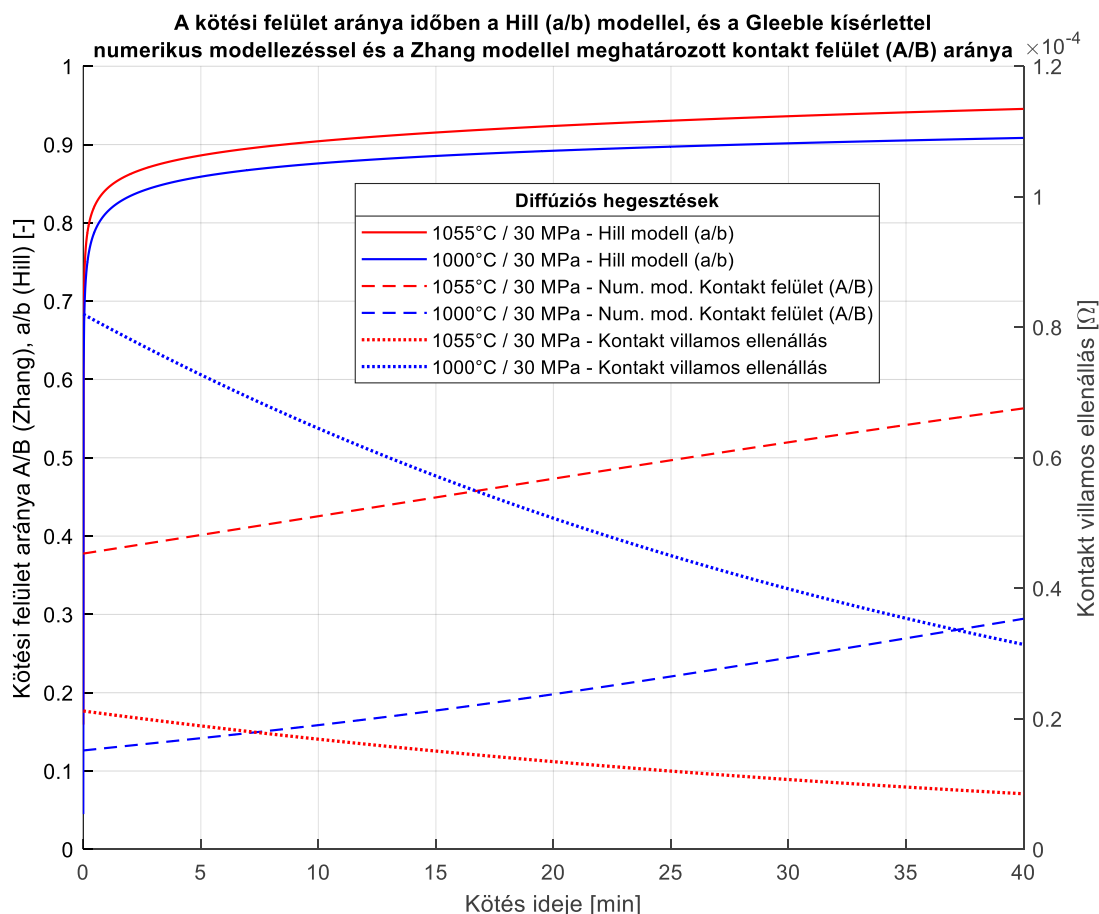
4.22. ábra A kontakt villamos ellenállás fél mintára, különböző kontakt vezető felület arányra (A/B), a korábbi ábrától eltérő skálával számolva

A hegesztések (DG3, DG7) kontakt ellenállás függvényei láthatóak a 4.23. ábrán az idő függvényében.



4.23. ábra A kötési felület aránya a mérés alapján meghatározott kontakt villamos ellenállás alapján

Együtt ábrázolva a diffúziós hegesztések kontakt felületének időbeli változását (a/b) Hill és Wallach modell alapján, a numerikus modellezéssel közelített kontakt villamos ellenállást, és az utóbbi alapján a kontakt felület Zhang függvénye által kiszámolt változását láthatjuk a következő 4.24. ábrán.



4.24. A diffúziós hegesztésekhez tartozó Hill és Wallach program (a/b) kötési felület aránya, összevetve a Gleeble mérés és numerikus modellezéssel, valamint a Zhang elméletével kiszámolt kontakt felület aránya (A/B)

A magasabb hőmérsékleten végzett kísérlet a vártnak megfelelően a kontakt felület gyorsabb kialakulását mutatják az alacsonyabbhoz képest. A kontakt felület törésszettel és mikroszkópiával történő meghatározása a későbbiekben további pontosítást eredményezhet.

Az elméleti modellezés és a mérés által meghatározott kontakt felület azonban jelentős eltérést mutat, ahol az utóbbi alacsonyabb értékeket vesz fel, ez két tényező miatt is lehetséges. Figyelembe véve a lehetséges felületi oxidálódást és egyéb szennyeződések jelenlétét, az elméleti modellezéshez (Hill és Wallach) képest kisebb vezető kontakt felületre számítunk. Továbbá a felületi diffúziós modellezés későbbi javított változatai (Zhang, M. Q. Li, 2015, 2018) (Ruifang et al., 2012) pontosabb modellezést tettek lehetővé, kevésbé gyors folyamatot eredményezve, igaz más anyagot vizsgálva. Az utóbbiak alkalmazását a 316L acélra egy további hasznos kutatási területnek látom.

Ezzel az eljárással a Gleeble berendezés segítségével egy új eljárást dolgoztam ki a diffúziós hegesztés kontakt felületének meghatározására, amellyel a diffúziós hegesztés folyamatában történő vizsgálatára is lehetőség nyílik.

4.4. Új tudományos eredmények

Kutatómunkám során a fúziós környezetben használt 316L acélok diffúziós hegesztésével foglalkoztam. Az eredményeimet tézisek formájában az alábbiakban összegzem.

1. A diffúziós hegesztés folyamatának vizsgálata a Gleeble fizikai szimulátor berendezéssel

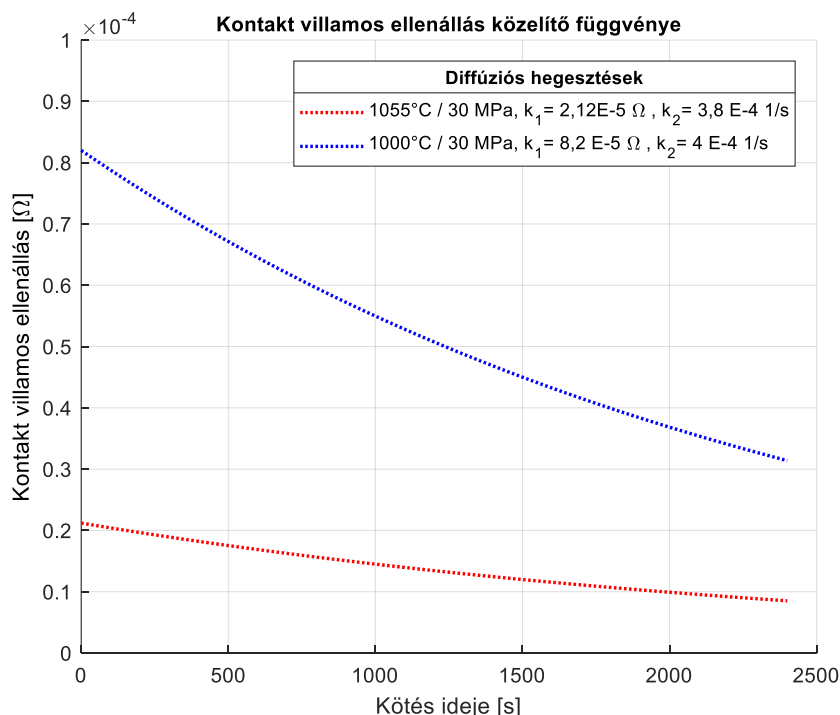
316L rozsdamentes acél mintákon végzett kísérletekkel igazoltam, hogy az ellenállásfűtéssel végzett diffúziós hegesztési kísérletek a referencia mérésekkel együtt alkalmasak a diffúziós hegesztési folyamatok vizsgálatára. Összefüggést találtam a mérések során a diffúziós hegesztések és a referencia kísérletek eltérő tengely irányú alakváltozása, és a diffúziós hegesztés kontakt folyamatai között.

A hegesztési és referencia kísérleteket azonos paraméterek mellett végeztem el: 1000°C/30MPa/60min és 1050°C/30MPa/40min.

Kidolgoztam egy új numerikus modellezést, amellyel a kísérletek alatt a mintán keletkező hőeloszlást és a minta deformációját tudtam modellezni, a modellezést a referencia mérésekhez igazítottam.

2. A diffúziós hegesztés kontakt felületének villamos ellenállással való közelítése

Bevezettem a diffúziós hegesztés modellezésére, a kontakt felületen keletkező, csökkenő tendenciájú kontakt villamos ellenállás függvényét: $R_{kontakt} = k_1 \cdot e^{-k_2 \cdot t}$ [Ω]. A függvényt a referencia vizsgálatoktól eltérő hegesztési kísérletekhez igazítottam a numerikus modellezésben.



A hegesztési felület kontakt villamos ellenállásának közelítő függvénye a két vizsgált hegesztés numerikus modellezéséhez igazítva a hegesztés ideje alatt

A modellezéssel megállapítottam, hogy a hegesztési varratnál fellépő kontakt villamos ellenállás jelentősen befolyásolja a minta hőeloszlását és áramfelvételét. Igazoltam, hogy a

hegesztéskor fellépő kontakt villamos ellenállás a referencia mérésekhez képest a minta tengely irányú alakváltozását mérhető módon csökkenti.

3. A Hill és Wallach-féle diffúziós modell és a Zhang-féle kontakt villamos ellenállás modell használata

Elvégeztem Hill és Wallach alapján a kísérleti diffúziós hegesztések elméleti felületi modellezését. A modellezés alapján 10-20 perc után 90% kontakt felületet kapunk, hasonlóan Hill (1983) eredményeihez. A modellezés és az irodalom alapján megállapítottam, hogy a tapasztalatnak megfelelően lassabb hegesztési folyamatokra, és az elmélethez képest bizonytalan kötési arányra számíthatunk a valóságban.

Kiszámoltam Zhang (2012) modellezése alapján a kötési felület arányához tartozó kontakt villamos ellenállás értékeket a hegesztett minták felületeire. Bemutattam, hogy a kontakt villamos ellenállás általam bevezetett függvénye és Zhang elméleti ellenállás értékek azonos nagyságrendbe esnek, melyeket így egymással összevethetővé tettem.

Igazoltam a Hill és Wallach és a Zhang-féle modellezésekkel, hogy a diffúziós hegesztés kötési felületének kialakulására és arányára a kontakt villamos ellenállás jó jellemző lehet.

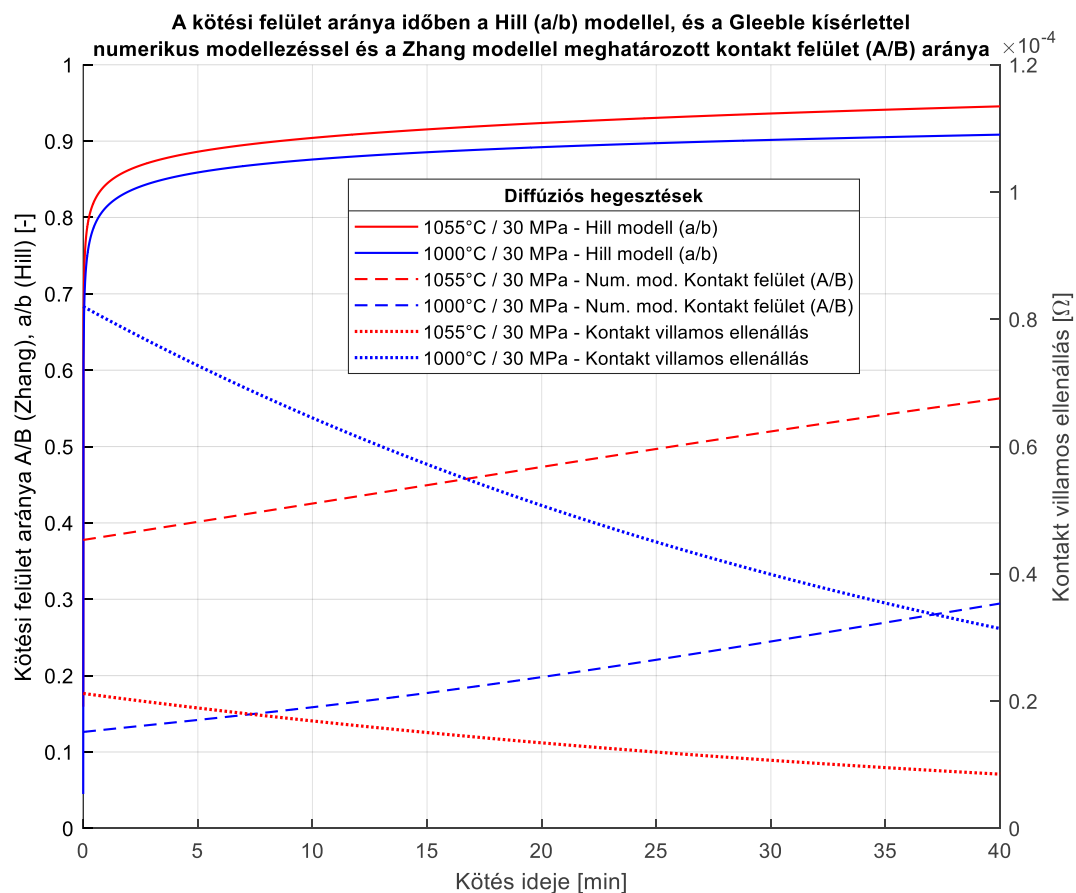
4. A kontakt felület arányának meghatározása a mérések és az elméleti modellezésekkel

Meghatároztam a Zhang-féle modellt felhasználva az időben növekvő kötési felület arányát a mérésnél alkalmazott kontakt villamos ellenállás függvénye alapján. Így a diffúziós hegesztések hosszú folyamatának megállítása nélkül vizsgálhatóvá tettem annak előrehaladását.

Az eredményeket a Hill és Wallach-féle modellel összevettem és megállapítottam, hogy ismerve a Hill és Wallach-féle modell ideális eredményeit, a vártak megfelelően kisebb kontakt felületet kaptunk. Megállapítottam továbbá, hogy a nagyobb hőmérsékletű hegesztés (1055°C) a vártak megfelelően nagyobb arányú kötési felületet adott a kisebb hőmérsékletű hegesztéshez (1000°C) képest.

Ezzel a diffúziós hegesztések folyamatának vizsgálatára egy új módszert dolgoztam ki az alkalmazott fizikai szimulációs berendezéssel végzett kísérletekkel és a numerikus modellezéssel, melyet összehasonlíthatóvá tettem a kontakt felületek elméleti modellezéseivel.

4. Eredmények



A diffúziós hegesztésekhez tartozó Hill és Wallach program (a/b) kötési felület aránya, összevetve a bevezetett kontakt villamos ellenállással, és az abból a Zhang elméletével kiszámolt kontakt felület arányával (A/B)

5. KÖVETKEZTETÉSEK ÉS JAVASLATOK

A fizikai kísérletek villamos ellenállás méréseivel és a numerikus modellezésével a diffúziós kötések folyamatát lehet vizsgálni. Az elméleti modelleket és a kísérleteket igen hasznos lenne eltérő anyagpárookra kiterjeszteni. Az irodalom alapján a Hill és Wallach-féle modellre is vannak ilyen javaslatok. Bár ez utóbbi kiterjesztése alaposabb elméleti és kísérleti kutatómunkát von maga után. A Zhang-féle ellenállás modell ugyanakkor alkalmas erre. Szükségesnek látom azonban az utóbbi modell esetében a valós felületek több ponton történő kontaktra való kiterjesztését, melyet Zhang (2012) munkájának folytatása lenne.

A Hill és Wallach-féle modellezés további javított dinamikus paraméterezésű változatát mutatja be Ruifang (2012), amivel pontosabb modellt ér el a TC4 (Ti-6Al-4V) ötvözetre. Ennek alkalmazása a 316L acélra jelentősen pontosíthatja a modellezését. A 2D ellipszis modell helyett a 3D felület ellipszoid alkalmazása szintén javíthatják és pontosíthatják a modellezést Zhang (2018) alapján.

A hegesztési paraméterek (hőmérséklet, nyomás, idő) érdemes a felső és alsó határát is definiálni adott anyagpárosításánál. Továbbá Sato et al. (2001) külön nem vizsgálja, de az eredményei és az általam elvégzett Hill és Wallach-féle modellezések alapján feltételezhetjük, hogy a hegesztési paraméterek bizonyos tartományon belül kiválthatják egymást. Így érdekesnek tartom az optimális paraméterek keresését a diffúziós hegesztések során.

A Gleeble-1 végzett magas hőmérsékletű kísérletek kúszási jelenségeit (900°C – 1100°C) relatíve gyors kúszása és a modellezés nehézségei miatt, a jövőben érdemes megfontolni a 316L acélra Lindgren et al. (2017) által bemutatott plasztikus deformációjának pontosabb modellezését. A kúszási jelenségnél érdemes megjegyezni, hogy a kúszási egyenleteket jellemzően a szekunder kúszási szakaszra értelmezzük. Ugyanakkor a jelen egy órát el nem érő hegesztési folyamatok feltételezhetően a primer kúszási szakaszban maradnak, amely mint ismeretes a gyorsabb folyamatot jelentenek. További kutatási vizsgálatot jelenthet esetünkben Varga (2020) tézisében kidolgozott modellezése a kúszásra, folyáshatárra ható Joule-hő alkalmazása a 316L acélra. A mérések alapján egyértelműen látható, hogy egy nagy egyenáramsűrűségű mintadarabnál a szakítószilárdság csökken, illetve a kúszási folyamat felgyorsulhat. Ezért igen fontosnak látom a Gleeble berendezés használata esetében a kúszási jelenség pontosabb megértéséhez.

A felületi diffúziós modellek a 316L-re vonatkoztatva jó összehasonlítást jelenthetnek a fúziós szerkezeti acélok HIP kötéseinek vizsgálatára. Ugyanakkor a jövő fúziós erőműveinek anyaga az EUROFER97 diffúziós hegesztése, relevánsabb kutatási területet jelenthet a diffúziós hegesztés modellezésének szempontjából. A kutatásom során lehetőségem adódott 316L összetételű ODS acél és standard 316 L acél diffúziós hegesztésének elvégzésére is. Az ODS acélok fúziós környezetben történő alkalmazása és így a hegesztési jellemzőik különös jelentőséggel bírhatnak az elkövetkező évtizedekben.

6. ÖSSZEFOGLALÁS ÉS KITEKINTÉS

Diffúziós hegesztési kísérleteket és azonos paraméterekkel referencia kísérleteket végeztem el 316L mintákon a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble 3800 GTC fizikai szimulátorán. A hengeres minták 30+30 mm és 60 mm hasznos szakasszal rendelkeztek. A fizikai kísérletekből kiválasztva két párt (hegesztés/referencia) részletes numerikus modellezést készítettem.

A Joule-hővel fűtött mintákon 1D hővezetési és kúszási modell készült a minta axiális torzulására, ahol a hegesztési paraméterek a kísérleteknek megfelelően a következők voltak: 1000 °C / 30 MPa / 60 min és 1055 °C / 30 MPa / 40 min. A numerikus modell alkalmas volt megbecsülni a hengeres minta tengely irányú kúszását, a radiális irányú deformációját, a felhasznált egyenáram mennyiségét és a hegesztési felületen ébredő villamos ellenállást. A modellezés figyelembe vette a hőmérsékletfüggő anyagparamétereket, valamint a Gleeble működésének megfelelően szabályozta a tengely irányú terhelést az állandó felületi nyomáshoz és szabályozta a konstans maximális hőmérsékletet biztosító áramsűrűséget.

Az eredményeket a Baross et al. (2020) cikkben publikáltam, az előzetes tanulmányokat és részeredményeket, illetve kísérleteket a Baross et al. (2015, 2017, 2018, 2019) cikkekben írtam le. A modellezések összehasonlítható eredményt adtak a mérésekkel az abszolút értékeikben, illetve ahol ez nem mérhető ott a tendenciákban. A számítást Matlab programmal végeztem, viszont számos előzetes számítást Excel táblázattal.

A fizikai kísérletekben megfigyelhető volt a hegesztett minták tengely irányú kúszásának alacsonyabb mértéke az azonos paraméterű referencia mintákhoz képest. Ezt a jelenséget a numerikus modellezések is kimutattak a hozzáadott kontakt villamos ellenállással. Így a kísérletek alapján a kúszás erős hőmérsékletfüggése miatt becsülhetővé vált a hegesztési felületen ébredő kontakt villamos ellenállás. Ezzel összefüggést találtam a kontakt villamos ellenállás, a diffúziós hegesztés folyamatának mikro modellezése és a kísérletek által mért és modellezett minták között.

A diffúziós hegesztés kontakt felületének elméleti mikro modellezése és a kontakt ellenállás egybevetése további eredményeket adhat a felületi ellenállás pontosításához. Így számításokat végeztem a Hill, Wallach (1989) modellel a felületi érdességi üregek méretére a 0. mechanizmusa alapján (Baross et al. 2018). Ezek a számítások a kontakt ellenállásra a kontakt felületen jóval kisebb értéket adtak a mérésekhez képest. Ugyanakkor a Zhang (2012) által pontosított szűkületi ellenállással újraszámolva és kiegészítve az eredmények azonos nagyságrendű eredményt adtak a korábban kísérletek által meghatározott felületi ellenállással (Baross et al. 2020).

A kontakt villamos ellenállás és a diffúziós hegesztés folyamatának összekapcsolása a hegesztés lefolyására a szakirodalom alapján új módszer, aminek alkalmazását célszerűnek tartom más diffúziós hegesztési folyamatok vizsgálatára is.

A jelen munka folytatásaként az ODS acélok hegesztésének vizsgálata mellett, a Gleeble kísérleteket leíró numerikus modellezések, valamint a Hill és Wallach (1989) felületi kontakt modellezés és a Zhang-féle (2012) kontakt villamos ellenállás pontosítását látom célszerűnek.

7. SUMMARY

Diffusion bonding and reference heat affected zone tests of the 316L specimens were performed in a Gleeble 3800 GTC physical simulator and a 1D numerical simulation code was developed for diffusion bonding tests. Selecting two pairs from the tests I have prepared detailed numerical simulations for comparison with the diffusion bonding / heat affected zone samples. Based on the modelling general consequences could be made to the mating surface of the diffusion bonding.

1 D heat conduction model using the material's creep properties were developed to estimate the sample axial deformation, where the bonding parameters were the followings: 1000 °C / 30 MPa / 60 min, and 1055 °C / 30 MPa / 40 min. The numerical simulation was able to estimate the axial and radial deformation, the used DC current, and the contact electrical resistivity raised on the mating surfaces. The numerical simulation took into account the material properties and Joule-heating in function of temperature, furthermore the axial force for the constant applied pressure, and the DC current, as it was controlled by Gleeble system for the constant contact temperature.

These results were published in Baross et al. (2020), where the preparatory calculations, partial results and laboratory tests were published in Baross et al. (2015, 2017, 2018, 2019) articles. The numerical modelling show comparable values with the measurements in sense of tendency and absolute values. The modelling were created in Matlab, but pre-calculations were done by Excel.

In the physical tests we could observe the stroke differences as they occurred between physical tests and the heat affected zone tests with same parameters. These phenomena were shown in the numerical modelling with the additional contact electrical resistivity at the mating surface. In this way the surface contact resistivity could be estimated by the physical simulations and because of the strong dependencies of the creep parameters on the temperature. With these I have found connection between the contact electrical resistivity and the progress during the diffusion bonding process. The estimation of the real bonded area with this test method requires several further physical and numerical simulations.

The micro-modelling of diffusion bonding and the theoretical modelling of contact electrical resistivity shall specify more precisely the real contact electrical resistivity. So I have carried out with the Hill, Wallach (1989) model the voids disappearing following the surface roughness by the 0. mechanism, was published in Baross et al. (2018). These estimations gave underestimations for the contact electrical resistivity. After the estimation of constriction resistant determined by Zhang (2012) calculations, the summed results gave similar range to the earlier determined by the help of the physical tests (Baross et al., 2020)

The relation was shown between the contact electrical resistance and the diffusion bonding – could be measured at a Gleeble physical simulator – can be a base of a new method for investigations of diffusion bonding.

In numerical simulation further studies are planned to find a clear connection between the contact electrical resistivity by Zhang (2012) model at bonding surface and the voids appeared on mating surface modelled by Hill, Wallach (1989). These studies can be a base on a new non-destructive test method.

8. MELLÉKLETEK

M1: Irodalomjegyzék

1. Andó, M. (2010): http://www.gepesztuning.hu/images/kepekfile/Feluleti_erdesség.pdf, keresőprogram: Google, (letöltve: 2021.05.14.)
2. Barabash, V. (2015): Overview of Current Status of Materials Procurement for the ITER Vacuum Vessel and Internal Components, ITER Doc - RGER7P_v1_0,
3. Barabash, V. (2013): ITER dokumentum, Appendix A, Materials Design Limit Data (ITER_D_222RLN), (letöltve: 2016.02.07.)
4. Barabash, V. (2005): ITER dokumentum, Fusion Welds and HIPed Joints, G 74 MA 10 W0.3, (letöltve: 2019.03.14.)
5. Barabash, V. (2005): ITER dokumentum, SS/Cu Joining Technologies, G 74 MA 10 W0.3, (letöltve: 2020.05.14.)
6. Barabash, V. (2013): ITER dokumentum, Summary of Material Data For Structural Analysis of the ITER Vacuum Vessel and Ports, (ITER_D_229D7N v2.5), (letöltve: 2020.05.14.)
7. Basuki, W.W., Aktaa J. (2011): Investigation of tungsten/EUROFER97 diffusion bonding using Nb interlayer, Fusion Engineering and Design, Volume 86, Issues 9–11, Pages 2585-2588, ISSN 0920-3796, <http://dx.doi.org/10.1016/j.fusengdes.2011.03.017>.
8. Basuki, W.W. (2008): Optimierung der Diffusionsschweißparameter von Hastelloy® C-22® zur Herstellung von Mikrowärmetauschern, ISSN 0947-8620
9. Bereczki, P. (2015): Ultra-finom és nanoszemcsés tömbi fémötvözetek többtengelyű kovacsolással történő előállításának fizikai és mechanikai modellezése, Ph.D. Thesis, <http://hdl.handle.net/10890/1496>
10. Braams, C. , Stott, E. (2002): Nuclear Fusion: Half a Century of Magnetic Confinement Fusion Research. 10.1088/0741-3335/44/8/701.
11. Braunovic, M. (2007): Electrical Contacts: Fundamentals, Applications and Technology. 6-8 p., 150 p., 168 p,
12. Brown, S.G.R. et al (1997): A 3D numerical model of the temperature - time characteristics of specimens tested on a Gleeble thermomechanical simulator, Modelling Simul. Mater. Sci. Eng. 5 539, <https://doi.org/10.1088/0965-0393/5/6/001>
13. Cai, Qingshan et al. (2015): Diffusion brazing of tungsten and steel using Ti–Ni liquid phase forming interlayer, Fusion Engineering and Design, Volume 91, Pages 67-72, ISSN 0920-3796, <http://dx.doi.org/10.1016/j.fusengdes.2014.12.029>.
14. www.ccf.ukaea.uk, <https://ccfe.ukaea.uk/resources/#gallery>, (letöltve: 2021.05.04.)
15. Davis, J. W. (2005): ITER dokumentum, ITER Material Properties Handbook, Material: TYPE 316 L Stainless Steel Annealed, Property: Electrical Resistivity, ITER Document No. G 74 MA16
16. Davis, J. W. (2005): ITER dokumentum, ITER Material Properties Handbook, Material: TYPE 316 L Stainless Steel Annealed, Property: Yield Strength, ITER Document No. S 74 MA 2
17. Derby, B., Wallach, E. R. (1982) Theoretical model for diffusion bonding, Metal Science, 16:1, 49-56, DOI: 10.1179/030634582790427028

18. Derby, B., Wallach, E.R. (1984) Diffusion bonds in iron and a low-alloy steel. *J Mater Sci* 19, 3149–3158, <https://doi.org/10.1007/BF00549798>
19. "Fu, H.Y., Nagasaka, T., Muroga, T., Kimura, A., Chen, J.M. (2014): Microstructural characterization of a diffusion-bonded joint for 9Cr-ODS and JLF-1 reduced activation ferritic/martensitic steels, *Fusion Engineering and Design*,
20. Volume 89, Issues 7–8, Pages 1658-1663, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2014.02.055>."
21. Gadelmawla, E.S., Koura M.M., Maksoud T.M.A., Elewa I.M., Soliman H.H. (2002): Roughness parameters, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 123, Issue 1, Pages 133-145, ISSN 0924-0136, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00060-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00060-2).
22. Gilley, R. (2011): *Tribology of Electrical Contacts*, Northeastern University, Mechanics of Contact and Lubrication – ME5656
23. Gleeble labor leírása (2016): www.uniduna.hu/images/dokumentumok/Gleeble_labor.pdf, (letöltve: 2018.09.14.)
24. Gleeble Users Training (2010): *Gleeble Systems and Application*
25. Gomez, M. R., French, D. M., Tang, W., Zhang, P., Lau, Y. Y., and Gilgenbach, R. M. (2009): Experimental validation of a higher dimensional theory of electrical contact resistance", *Appl. Phys. Lett.* 95, 072103
26. González-Teodoro, J. R., Martin, P., Edlington, T., Martin, A., Millot, Ch., Baross, T., Palánkai M., Szalárdy S., Korossy-khayll A., Nagy D. (2018): In vessel electrical integration in ITER—Requirements & solutions, *Fusion Engineering and Design*, Volume 127, 2018, Pages 99-105, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2017.12.001>.
27. Goods, S.H., Puskar, J.D. (2011): Solid state bonding of CuCrZr to 316L stainless steel for ITER applications, *Fusion Engineering and Design*, Volume 86, Issues 9–11, October 2011, Pages 1634-1638, ISSN 0920-3796,
28. Greenwood, J.A., Williamson, J.B.P. (1966): "Contact of Nominally Flat Surfaces." *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical & Physical Sciences* 295.1442, 300-319 p.
29. Gróf, Gy. (1999): *HŐKÖZLÉS*, online jegyzet, 1999 Budapest, (letöltve: 2017.02.07.)
30. Hancock D., Barrett T., Foster J., Fursdon M., Keech G., McIntosh S., Timmis W., Rieth M., Reiser J. (2015): Testing candidate interlayers for an enhanced water-cooled divertor target, *Fusion Engineering and Design*, Volumes 98–99, Pages 1323-1327, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2014.12.026>. (<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092037961400670X>)
31. He, P., Klimenkov, M., Lindau, R., Möslang, A. (2012): Characterization of precipitates in nano structured 14% Cr ODS alloys for fusion application, *Journal of Nuclear Materials*, Volume 428, Issues 1–3, pp. 131-138, ISSN 0022-3115
32. Hill, A. D., Wallach E.R. (1989): Modelling solid-state diffusion bonding, *Acta Metallurgica*, Volume 37, Issue 9, Pages 2425-2437, ISSN 0001-6160
33. Hill, A. D. (1983): PhD thesis, *Modelling and assessment of diffusion bonding*, University of Cambridge
34. Ho, C. Y., A Chu, T. (1977): *Electrical Resistivity and Thermal Conductivity of Nine Selected AISI stainless Steels*

35. Holm, R. (1967): *Electric Contact*, Springer-Verlag, Berlin, ed. 4, 1967
36. www.iter.org,
<http://www.iter.org/doc/www/content/com/Lists/WebsiteText/Attachments/129/in-cryostat-overview-110824.jpg>, (letöltve: 2020.05.02.)
37. Davis, J. W. (2005): *ITER Material Properties Handbook*, ITER Document No. S 74 MA 2, File Code ITER-AA01-2102, (letöltve: 2020.02.07.)
38. Jagadeesha T., Jothi, T.J.S. (2017): Studies on the influence of process parameters on the AISI 316L resistance spot-welded specimens. *Int J Adv Manuf Technol* 93, 73–88 (2017).
<https://doi.org/10.1007/s00170-015-7693-y>
39. Johnson, D. L. (1969): New method of obtaining volume, grain-boundary, and surface diffusion coefficients from sintering data. *Journal of Applied Physics*, 40(1): 192–200.
40. Jung, Y.-I., Park, J.-Y., Choi, B.-K., Lee, D.-W., Cho, S. (2013): Interfacial microstructures of HIP joined W and ferritic–martensitic steel with Ti interlayers, *Fusion Engineering and Design*, Volume 88, Issues 9–10, Pages 2457–2460, ISSN 0920-3796
41. Kalinin, G., Barabash, V., Fabritsiev, S., Kawamura, H., Mazul, I., Ulrickson, M., Wu, C., Zinkle S. (2001): ITER R&D: Vacuum Vessel and In-Vessel Components Materials Development and Test, *Fusion Engineering and Design* 55, 231–246
42. Kim, Choong S. (1975): Thermophysical properties of stainless steels, ANL-75-55
43. Kotov, V., Reiter D., Kukushkin, A.S., Pacher, H.D. (2011): Numerical estimates of the ITER first mirrors degradation due to atomic fluxes, *Fusion Engineering and Design*, Volume 86, Issues 9–11, Pages 1583–1586, ISSN 0920-3796,
<http://dx.doi.org/10.1016/j.fusengdes.2010.12.048>.
44. Kuczynski, G. C. (1949): Self-diffusion in sintering of metallic particles. *Trans Am Inst Min Eng*, 185: 169–178.
45. Laua, Y. Y. (2009): Department of Nuclear Engineering and Radiological Sciences, University of Michigan, Ann Arbor, Michigan 48109-2104, USA
46. Li, J., Yang, J.-F., Chen, J.-L. (2011): High heat load properties of actively cooled W/CuCrZr mock-ups by diffusion bonding with Ni or Ti interlayer, *Fusion Engineering and Design*, Volume 86, Issue 12, December 2011, Pages 2874–2878, ISSN 0920-3796,
<http://dx.doi.org/10.1016/j.fusengdes.2011.06.002>.
47. Lindau, R. et al., (2005): Present development status of EUROFER and ODS-EUROFER for application in blanket concepts, In *Fusion Engineering and Design*, Volumes 75–79, Pages 989–996, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2005.06.186>.
48. Lindgren, L.-E., Hao, Q., Wedberg, D. (2017): Improved and simplified dislocation density based plasticity model for AISI 316L, *Mechanics of Materials*, Volume 108, Pages 68–76, ISSN 0167-6636, <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2017.03.007>.
49. Litunovsky, N., Alekseenko, E., Kuznetsov, V., Lyanzberg, D., Makhankov, A., Rulev, R. (2013): Repair of manufacturing defects in the armor of plasma facing units of the ITER Divertor Dome, *Fusion Engineering and Design*, Volume 88, Issues, 9–10, Pages 1739–1743, ISSN 0920-3796,
50. Louhenkilpi, S., Verő, B. (2011): Aalto University, Helsinki, Finland, Internetes jegyzet a Digitális tankönyvtárból: Szerzők:;
https://regi.tankonyvtar.hu/hu/tartalom/tamop425/0036_AFSZ_diffuzios_folyamatok_moodlelese/index.html, (letöltve: 2021.05.14.)

51. Ma, RuiFang, Li, MiaoQuan, Li, Hong, Yu, WeiXin (2012): Modeling of void closure in diffusion bonding process based on dynamic conditions, In Journal of SCIENCE CHINA Technological Sciences, Volume 55, Issue 9, Pages 2420-2431, ISSN 1674-7321, <https://doi.org/10.1007/s11431-012-4927-1>.
52. Masaki, K., Miyo, Y., Sakurai, S., Ezato, K., Suzuki, S., Sakasai, A. (2010): Heat transfer characteristics of the first wall with graphite sheet interlayer, Fusion Engineering and Design, Volume 85, Issues 10–12, Pages 1732-1735, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2010.05.024>.
53. Merola, M., et al. (2010): ITER plasma-facing components, Fusion Engineering and Design, Volume 85, Issues 10–12, Pages 2312-2322, ISSN 0920-3796, <http://dx.doi.org/10.1016/j.fusengdes.2010.09.013>.
54. Monteiro, S. & L., Luz, F. & S., Pinheiro, W. A., Brandao L. P. M, Braga, F. de O., Assis, F. (2017): Creep Parameters and Dislocation Substructure in AISI 316 Austenitic Stainless Steel From 600°C to 800°C. Materials Research. 10.1590/1980-5373-mr-2016-0998.
55. Norajitra, P., Reimann, G., Ruprecht, R., Schaefer, L. (2002): HIP experiments on the first wall and cooling plate specimens for the EU HCPB blanket, Journal of Nuclear Materials 307–311, 1558–1562
56. Norris, S.D., Wilson I. (1999): Application of 3D numerical modelling for thermal profile optimization on the Gleeble thermomechanical simulator, Modelling Simul. Mater. Sci. Eng. 7 297, <https://doi.org/10.1088/0965-0393/7/3/301>
57. Palánkai, M., Zsákai, A., Szabolics, T., Nagy, D. F., Veres, G., Pérez-Lasala, M. (2019): Thermal induced electromotive force measurements on twisted pair mineral insulated cables, Fusion Engineering and Design, Volume 146, Part B, Pages 1463-1467, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2019.02.106>.
58. Park, J.-Y., Jung, Y.-I., Choi, B.-K., Lee, D.-W., Cho, S. (2013): Joining of tungsten to ferritic/martensitic steels by hot isostatic pressing, Journal of Nuclear Materials, Volume 442, Issues 1–3, Supplement 1
59. Park, J.-Y., Jung, Y.-I., Choi, B.-K., Park, S.-Y., Kim, H.-G., Kim, J.-H., Hong, B.G., Jeong, Y.H. (2007): HIP joining of Be/CuCrZr for fabrication of ITER first wall, Fusion Engineering and Design, Volume 82, Issues 15–24, Pages 2497-2503, ISSN 0920-3796, <http://dx.doi.org/10.1016/j.fusengdes.2007.05.063>.
60. Pór, Gábor, (2012), Atomenergetikai alapismeretek, Digitális Tankönyvtár. https://regi.tankonyvtar.hu/hu/tartalom/tamop412A/2010-0017_61_atomenergetikai_alapismeretek/ch06s10.html (letöltve: 2021.05.14.)
61. Powell, R. W., Ho, C. Y., Liley, P. E. (1966): az NSRDS-NBS 8, szabvány alapján a Handbook of Chemistry and Physics, CRC Press, 54th edition-ben, E-10 oldal
62. Rieth, M. (2010), Materials Development for Fusion Reactors, 4th Karlsruhe International Summer School, 2010, Karlsruhe Institute of Technology
63. Rieth, M., Falkenstein, A., Graf, P., Heger, S., Jaentsch, U., Klimiankou, M., Materna-Morris, E., & Zimmermann, H. (2004). Creep of the austenitic steel AISI 316 L(N) Experiments and models (FZKA--7065). Germany
64. Sato, S., Enoda, M., Kuroda, T., Ohara, Y., Mohri, K., Cardella, A. (2001). Characteristic evaluation of HIP bonded SS/DSCu joints for surface roughness. Fusion Engineering and Design - FUSION ENG DES. 58. 749-754. 10.1016/S0920-3796(01)00557-9.

65. Sergio Neves, Monteiro et al. (2017): Creep Parameters and Dislocation Substructure in AISI 316 Austenitic Stainless Steel From 600°C to 800°C. Materials Research (online). 2017, v. 20, n. Suppl 2 (Accessed 7 June 2021) , pp. 231-235. Available from: <<https://doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2016-0998>>. Epub 06 July 2017. ISSN 1980-5373.
66. Singh, K.P., Patel, Al., Bhope, K., Khirwadkar, S.S., Mehta, M. (2016): Optimization of the diffusion bonding parameters for SS316L/CuCrZr with and without Nickel interlayer, Fusion Engineering and Design, Volume 112, Pages 274-282, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2016.09.004>.
67. Singh, K.P., Bhavsar, R., Patel, K., Khirwadkar, S.S., Patel, A., Bhope A. (2017): Joining of WCu-CuCrZr coupon materials by diffusion bonding technique for divertor plasma facing components, Fusion Engineering and Design, Volume 121, Pages 272-281, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2017.08.003>.
68. Sittel, W. (2014): Entwicklung und Optimierung des Diffusionsschweissens von ODS Legierungen
69. Sittel, W., Basuki W. W., Aktaa J. (2013): Diffusion bonding of the oxide dispersion strengthened steel PM2000, Journal of Nuclear Materials, Volume 443, Issues 1–3, Pages 78-83, ISSN 0022-3115,
70. Smith, Donald L. (1979): Neutron dosimetry for radiation damage in fission and fusion reactors Argonne National Laboratory, 9700 South Cass Avenue Argonne, Illinois 60439, USA, International Conference on Nuclear Cross Sections for Technology, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/11/526/11526847.pdf?r=1&r=1
71. Smithells, C.J. (1992): General Physical Properties, Metals Reference Book, 7th ed., E.A. Brandes and G.B. Brook, Ed., Butterworth-Heinemann, p 14–1
72. Spittle, J. A., Brown, S.G.R., James, J.D., Evans R.W. (1997): Numerical Simulation of Temperature Distributions in Gleeble Specimens as a Function of Time, 1997 Proc. 7th Int. Symposium on Physical Simulation of Casting, Hot Rolling and Welding, At Tsukuba, Japan, (Tsukuba National Research Institute for Metals) p 181
73. Tanigawa, H., Shiba, K., Möslang, A., Stoller, R.E., Lindau, R., Sokolov, M.A., Odette, G.R., Kurtz, R.J., Jitsukawa, S. (2011): Status and key issues of reduced activation ferritic/martensitic steels as the structural material for a DEMO blanket, Journal of Nuclear Materials, Volume 417, Issues 1–3, 2011, Pages 9-15
74. Tipton C. R. (1960), ed., "Reactor Handbook, Second Edition, Interscience Publishers, New York, p. 567.
75. https://www.iap.tuwien.ac.at/www/surface/vapor_pressure, (letöltve: 2021.06.21.)
76. Varga, P. (2020): PhD tézis, Maradó alakváltozás modellezése egyenáram jelenlétében, Óbudai Egyetem
77. Visca, E. (2010): Manufacturing processes for high heat flux components, 4th Karlsruhe International Summer School, Karlsruhe Institute of Technology
78. Visca, E., Pizzuto, A., Gavila, P., Riccardi, B., Roccella, S., Candura, D., Sanguinetti, G. P. (2013): Technological review of the HRP manufacturing process R&D activity, Fusion Engineering and Design, Volume 88, Issues 6–8, Pages 571-576, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2013.05.031>.

79. [wikimedia.org, https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/3/3b/Deuterium-tritium_fusion.svg](https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/3/3b/Deuterium-tritium_fusion.svg), (letöltve: 2021.05.06.)
80. Zhang, C., Li, H., Li, M. Q. (2015) Formation mechanisms of high quality diffusion bonded martensitic stainless steel joints, *Science and Technology of Welding and Joining*, 20:2, 115-122, DOI: 10.1179/1362171814Y.00000000258
81. Zhang, Ch., Li, H. & Li, M.Q. (2018): Modeling of Solid-State Hot Press Bonding and Its Application to the Fabrication of Titanium Alloy Joints. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 140. 10.1115/1.4040262).
82. Zhang, P., (2012): Effects of Surface Roughness on Electrical Contact, Thesis, RF Heating and Field Enhancement, University of Michigan, Horace H. Rackham School of Graduate Studies
83. Zhang, P., Lau, Y. Y. (2010): Scaling laws for electrical contact resistance with dissimilar materials, *J. Appl. Phys.* 108, 044914
84. Zhao, S.X., Peng, L.J., Li, Q., Wang, W. J., Wei, R., Qin, S.G., Shi, Y.L., Chang, S.P., Xu, Y., Liu, G.H., Wang, T.J., Luo, G.-N. (2014): Axial strain localization of CuCrZr tubes during manufacturing of ITER-like mono-block W/Cu components using HIP, *Fusion Engineering and Design*
85. Zinkle, S.J. (2005): Fusion materials science: Overview of challenges and recent progress, *Phys. Plasmas* 12, 0+E14:E8558101; <http://dx.doi.org/10.1063/1.1880013>

M2: Az értekezés témaköréhez kapcsolódó saját publikációk*Lektorált cikk világnyelven*

1. **Baross, T.**, Bereczki, P., Jánosi, L., Palánkai, M., Sánta, B., Veres, G. (2020): Diffusion bonding experiments of 316L steels in a Gleeble 3800 thermomechanical simulator for investigation of non-destructive inspection methods, Fusion Engineering and Design, Vol. 160, 111768, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2020.111768> <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920379620303161> (IF: 1,692 2020)
2. **Baross, T.**, Biel, W., Krejczinger, A., Krasikov, Yu., Panin, A. (2013): Retractable tube design issues in ITER CXRS UPP #3, Fusion Engineering and Design, Vol. 88, Issues 6–8, Pages 1352-1356, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2013.02.105>, <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920379613002202> (IF: 1,453 2013)
3. Krasikov, Yu., **Baross, T.**, Biel, W., Litnovsky, A., Hawkes, N., Kiss, G., Klinkhamer, J.F.F., Koning, J.F., Krimmer, A., Neubauer, O., Panin, A. (2011): Development of design options for the port plug components of the ITER core CXRS diagnostic, Fusion Engineering and Design, Volume 86, Issues 9–11, Pages 2055-2059, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2011.01.086>. (<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920379611000986>) (IF: 1,49 2011)
4. Mertens, Ph., Castaño Bardawil D. A., **Baross, T.**, Biel W., Frieze, S., Hawkes, N., Jaspers, R.J.E., Kotov, V., Krasikov, Yu., Krimmer, A., Litnovsky, A., Marchuk, Olaf Neubauer, O., Offermanns, G., Panin, A., Pokol, G., Schrader, M., Samm, U. (2015): Status of the R&D activities to the design of an ITER core CXRS diagnostic system, Fusion Engineering and Design, Vol. 96–97, Pages 129-135, ISSN 0920-3796, <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2015.05.039>. (<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920379615300028>) (IF: 1,301 2015)
5. **Baross, T.**, De Baets, P., Veres, G. (2017): Development of structural materials for fusion reactors, Scientific Bulletin, Serie C, Fascicle: Mechanics, Tribology, Machine Manufacturing Technology, pp. 13-16., ISSN 1224-3264
6. **Baross, T.**, Jánosi, L., Kalácska, G., Veres, G. (2015): Diffusion bonding of plasma facing components of fusion reactor (ITER), Mechanical Engineering Letters, Szent István University, Vol. 12, pp. 101-109., HU ISSN 2060-3789
7. **Baross, T.**, Jánosi, L. and Veres, G. (2017): Analytical and numerical model of the temperature distribution of diffusion welding specimens on a Gleeble 3800 thermomechanical simulator, Mechanical Engineering Letters, Szent István University, Vol. 15, pp. 16-26., HU ISSN 2060-3789
8. **Baross, T.**, Bereczki, P., Jánosi, L., Palánkai, M., Sánta, B., Veres, G. (2019): Non-destructive inspection methods of diffusion bonding on 1.4404 specimens welded in a Gleeble 3800 thermomechanical simulator, Synergy International Conferences - Engineering, Agriculture and Green Industry Innovation Gödöllő, Hungary, November 4-6., Mechanical Engineering Letters, Szent István University, Vol. 18, pp. 17-26., HU ISSN 2060-3789
9. **Baross, T.**, Jánosi, L., Veres, G. (2018): Plastic deformation and heat generation rate at the contact surface during diffusion bonding at Gleeble 3800 thermomechanical simulator,

Mechanical Engineering Letters, Szent István University, Vol. 17, pp. 37-46., HU ISSN 2060-3789

Lektorált cikk magyar nyelven

Nemzetközi konferencia kiadvány

10. **Baross, T.**, Jánosi, L., Veres, G. (2018): Analytical and discretized calculations for the diffusion bonded specimens on a Gleeble 3800 thermomechanical simulator, 6th International Scientific Conference on Advances in Mechanical Engineering, ISCAME 2018 Conference Proceeding, Debrecen, Hungary, 11-13 October 2018, pp. 15-16., ISBN 978-963-490-051-1

Nemzetközi konferencia absztrakt

11. **Baross, T.**, Jánosi, L. and Veres, G. (2018): Analytical and numerical calculations for the diffusion welding specimens on a Gleeble 3800 thermomechanical simulator, SOFT 2018, 30th Edition of the Symposium on Fusion Technology, Giardini Naxos, Italy, p. 411., Book of abstracts
12. **Baross, T.**, Bereczki, P., Jánosi, L., Palánkai, M., Sánta, B. and Veres, G. (2019): Diffusion bonding experiments of 1.4404 steels in a Gleeble 3800 thermomechanical simulator for investigation of non-destructive inspection methods International Symposium on Fusion Nuclear Technology (ISFNT-14), Budapest, Hungary, p. 193., ISBN 978-615-5270-58-1

Nem lektorált cikk világnyelven

M3: A 316L hővezetési tényezője és villamos ellenállása és műbizonylata

Az általam használt 316 L minőségű anyag hővezetési tényezője és elektromos ellenállása jelentősen befolyásolja a Joule-fűtés lefolyásának jellegét ezért a hőmérsékletfüggő paraméterek függvényeit a következők alapján közelíthetjük.

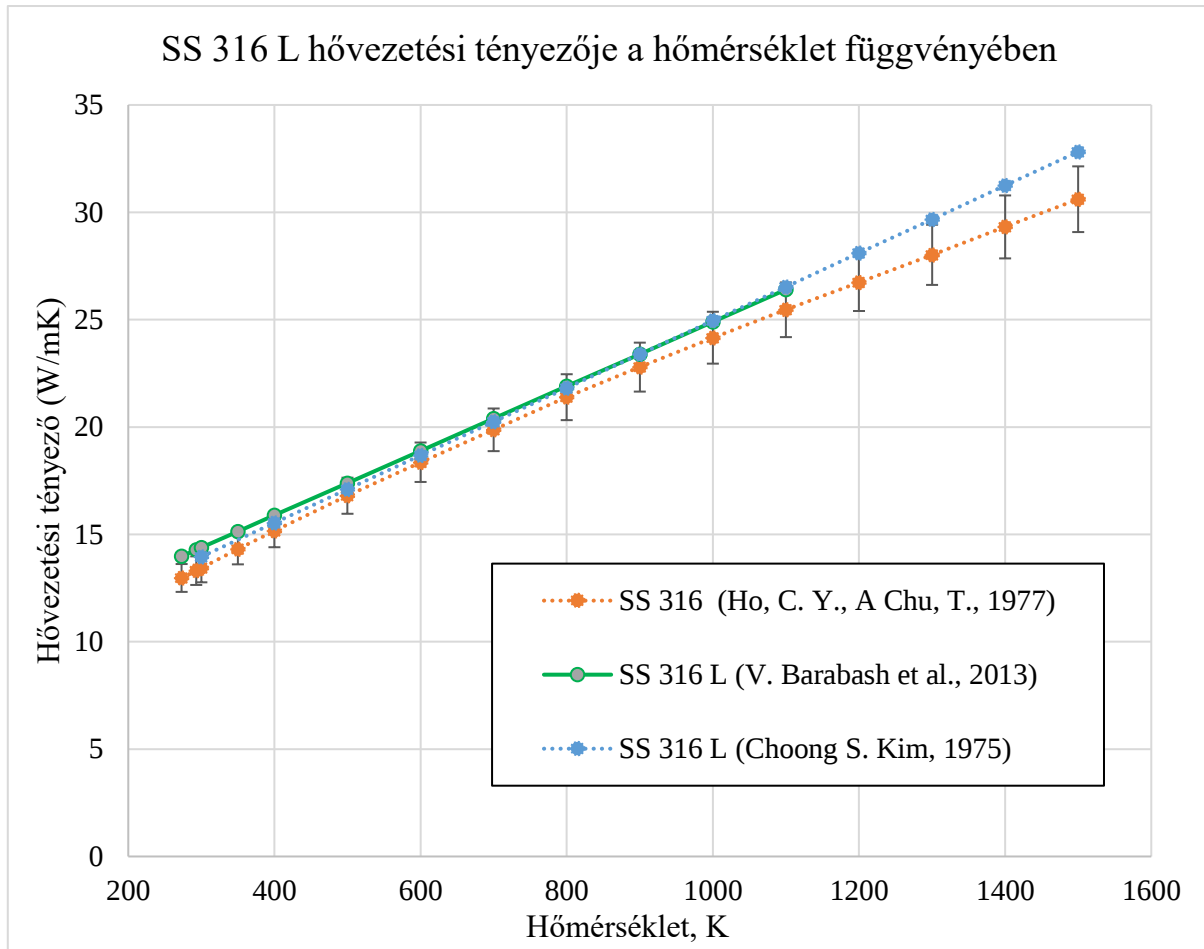
Hővezetési tényező

A hővezetési tényezőre a 20. táblázatban az irodalom alapján összegyűjtött értékek láthatóak, ahol a fúziós irodalomban használt Barabash (2013) által közölt $k = 1,502 \times 10^{-2} T [C] + 13,98$ egyenlet eredményei is láthatóak, ennek érvényességi tartománya 20 – 800 °.

A 8.1. ábra ábrázolja a táblázatban lévő adatokat is egy görbével. Ugyanakkor mivel más 316 L minőségű acél értékekre adott értékek (Kim, 1975) 1% belül egybe esnek ezért a fenti Barabash (2013) által megadott függvényt kiterjesztettem a magasabb tartományra is 1100 °C -ig. Jellemzően az SS316 L SAE osztályozás (USA) alatt a DIN 1.4404 minőségű anyagot értjük és az SS 316 alatt az 1.4401 / 1.4436 is bele tartozik. Így ezzel a tágabb osztályozással is magyarázhatóak a látható eltérések a 316 és a 316 L között.

20. táblázat Hővezetési tényezők az anyagszabványok szerint

T (K)	T (°C)	SS 316 (Ho, Chu, 1977) (W/mK)	SS 316 L (Barabash et al., 2013) (W/mK)	SS 316 L (Kim, 1975) (W/mK)
273	0	12,97	13,98	
293	20	13,31	14,2804	
300	27	13,44	14,38554	13,96
350	77	14,32	15,13654	
400	127	15,16	15,88754	15,53
500	227	16,8	17,38954	17,1
600	327	18,36	18,89154	18,68
700	427	19,87	20,39354	20,25
800	527	21,39	21,89554	21,82
900	627	22,79	23,39754	23,39
1000	727	24,16	24,89954	24,96
1100	827	25,46	26,40154	26,53
1200	927	26,74	27,90354	28,1
1300	1027	28,02	29,40554	29,67
1400	1127	29,32	30,90754	31,25
1500	1227	30,61	32,40954	32,82



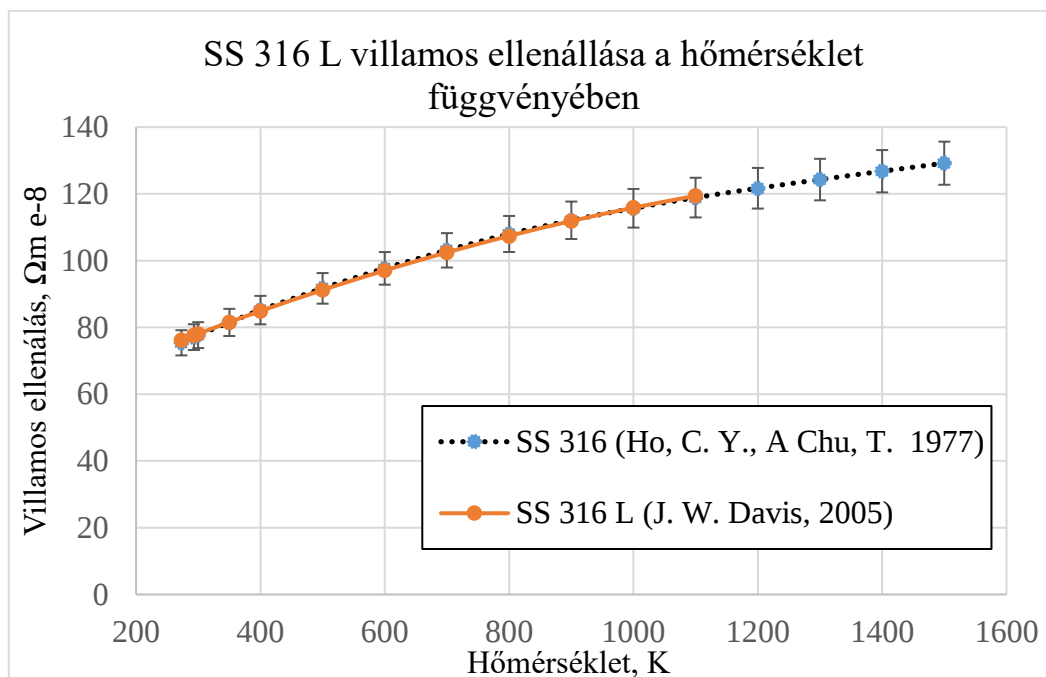
8.1. ábra SS 316L hővezetési tényezője a hőmérséklet függvényében

Villamos ellenállás

A villamos ellenállás a hővezetési tényezőhöz hasonlóan jelentősen függ a hőmérséklettől. Az irodalom alapján (Smithells, 1992, Ho, Chu, 1977, Davis, 2005) a magas króm tartalmú 15-20% Cr rozsdamentes acéloknál szobahőmérsékleten: 20 °C, 65-75 $\mu\Omega\text{cm}$ körüli ellenállás értékeket találhatunk a Cr tartalom miatt, míg 1000 °C-nál 120-125 $\mu\Omega\text{cm}$ ellenállási értékeket találunk. Ugyanakkor az alacsonyan ötvöztött acél, mint egy 1% Cr-Mo acél (hasonló ötvözetű az AISI 1018) alacsony hőmérsékleten jelentősen kisebb elektromos ellenállása van 15-20 $\mu\Omega\text{cm}$ az SS 316 L acélhoz képest. A diffúziós hegesztési hőmérsékleten: 900 – 1100 °C viszont jellemzően a vas ellenállása fog dominálni így a 316L (Davis, 2005) és más ötvözetű acéloknál is. Így összehasonlítva további gyengén ötvöztött acélokkal a villamos ellenállás: 115-125 $\mu\Omega\text{cm}$ körüli értéket fog felvenni a hegesztési (1000°C) hőmérséklet körül, ahogy a 15. táblázatban is látható.

21. táblázat SS 316 L Villamos ellenállása

T (K)	T (°C)	SS 316 (Ho, Chu, 1977) ($\Omega\text{m e-8}$)	SS 316 L (Davis, 2005) ($\Omega\text{m e-8}$)
273	0	75,4	76,2063
293	20	77,1	77,6245564
300	27	77,7	78,11657854
350	77	81,5	81,56516174
400	127	85,2	84,89819994
500	227	91,7	91,21764134
600	327	97,7	97,07490274
700	427	103,1	102,4699841
800	527	108	107,4028855
900	627	112,1	111,8736069
1000	727	115,7	115,8821483
1100	827	118,9	119,4285097
1200	927	121,7	122,5126911
1300	1027	124,3	125,1346925
1400	1127	126,8	127,2945139
1500	1227	129,2	128,9921553



8.2. ábra SS 316L villamos ellenállás értékei a hőmérséklet függvényében különböző irodalom alapján

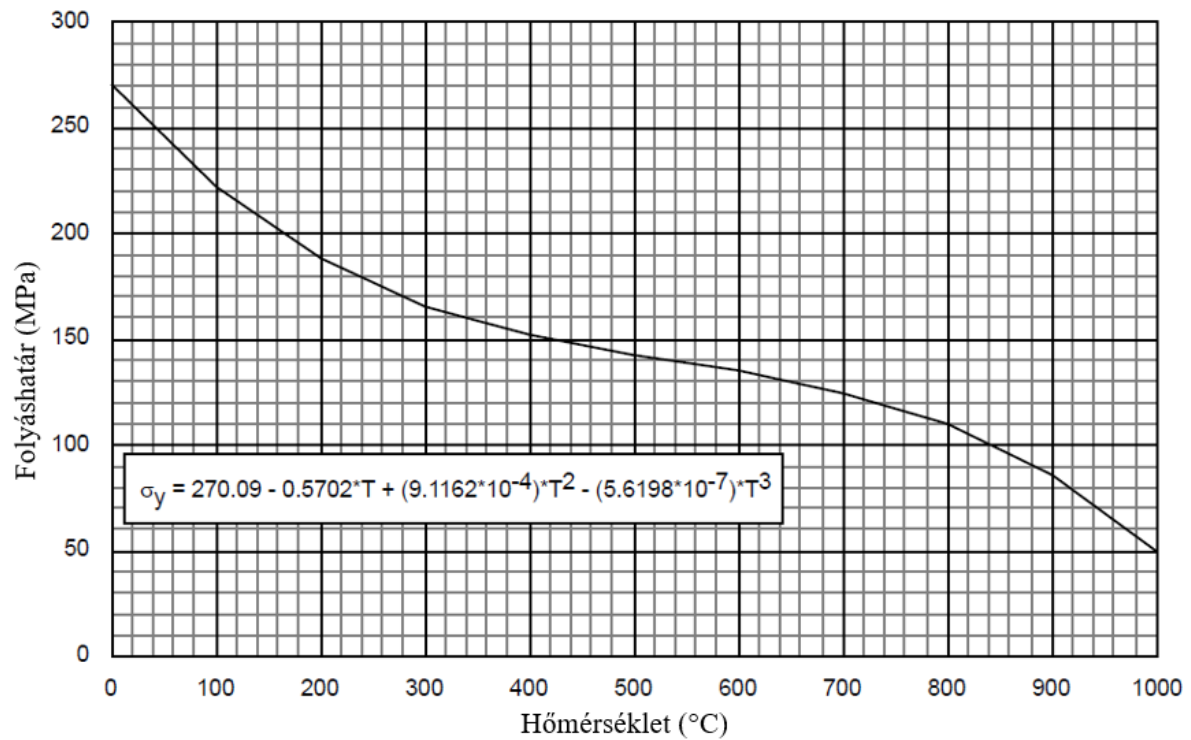
22. táblázat A 316 L és más gyengén ötvözött acélok villamos ellenállása a hőmérséklet függvényében

T (K)	T (°C)	SS 302 / EN 58 A 18% Cr-8% Ni (Smithells,1992) ($\Omega\text{m e-8}$)	1% Cr-Mo (Smithells, 1992) ($\Omega\text{m e-8}$)	EN 3, 060A22 szénacél 0.23C, 0.6Mn (Smithells, 1992) ($\Omega\text{m e-8}$)	Fe 99,998% (Smithells, 1992) ($\Omega\text{m e-8}$)
293	20	69,4	22,3	15,9	10,1
373	100	77,6	27,1	21,9	14,7
473	200	85	34,2	29,2	22,6
673	400	97,6	52,9	48,7	43,1
873	600	107,2	78,6	75,8	69,8
1073	800	114,1	110,3	109,4	105,5
1273	1000	119,6	117,1	116,7	

A 17. táblázat összefoglalja a hőmérsékletfüggő anyagjellemzőket, amelyek esetében a villamos ellenállást és a hővezetést a könnyebb számítás érdekében Celsius fok (°C) helyett Kelvintől (K)-től függő függvénnyel adtam meg a modellezésben.

23. táblázat A hőmérsékletfüggő anyagjellemzők

Paraméterek megnevezése	Egység	Referencia
Villamos ellenállás	$\Omega\text{m e-8}$	Davis, 2005
$\rho(T) = 76.2063 + 7.1375 \cdot 10^{-2} \cdot T - 2.3109 \cdot 10^{-5} \cdot T^2$, T(°C) A numerikus modellezésben használt függvény T(K)-nek megfelelően: $\rho(T) = (1.09841 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 - 5.35766 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 + 1.08688 \cdot 10^{-1} \cdot T + 4.95422 \cdot 10) \cdot 10^{-8}$,		
Hővezetés	W/(mK)	Barabash et al., 2013
$\lambda(T) = 1,502 \cdot 10^{-2} \cdot T + 13,98$, T(°C) A numerikus modellezésben használt függvény T(K)-nek megfelelően: $\lambda(T) = 1.20825\text{E-}09 \cdot T^3 - 5.34378\text{E-}06 \cdot T^2 + 2.05400\text{E-}02 \cdot T + 7.72497$		
Hőtágulási együttható, T(°C)	1/K	Barabash et al., 2013
$\alpha(T) = 15,13 + 7,93 \cdot 10^{-3} \cdot T - 3,33 \cdot 10^{-6} \cdot T^2$		



8.3. ábra A SS 316 rozsdamentes acél folyáshatárának közelítő függvénye, ITER Document No. S 74 MA 2, (2020)

8. Melléklet

A hegesztett mintához rendelt 316 L köracél műbizonylata:



VIRAJ PROFILES LIMITED (SRM Division)
Works: SURVEY NO.- 25/1, 25/2, 26 & 34, Village- MAAN, Taluka- PALGHAR, Dist.- THANE, MAHARASHTRA -401 506, INDIA,
e-mail- vielqc@viraj.com

(A02) INSPECTION CERTIFICATE & MILL TEST REPORT (DIN EN 10204-3.1)												
(A06)CUSTOMER : PROFIL INOX S.P.A. VIA NOBEL 3/A Q.RE INDUSTRIALE SPIP 43100 PARMA , ITALY				Manufacturer's Symbol (A04) 		(A03)MTR NO.		75014164/23				
						(Z02) DATE		17.04.2018				
						MATERIAL SPEC.						
						(B02) GRADE		1.4404/316L				
				DIMENSIONAL SPEC.		h9						
(B01) : STAINLESS STEEL BRIGHT BARS,FLAT						(B04) DELIVERY CONDITION : COLD DRAWN POLISHED - 2H						
Approved acc. To AD 2000-Merkblatt W0 and certified acc. To PED (2014/68/EU) by Certification Body for Pressure Equipment of TUVNORD System (Notified body,reg.no:0045)												
(A07)ORDER NO: Profilinox 18.01						(A09)Article No:						
(B09-B11)ITEM DESCRIPTION			LENGTH		(B08) PIECES(Nos)		NET WEIGHT(TO)		(B07) HEAT NO			
ROUND 14.000 MM			3.00 - 3.20		133		0.490		49335			
Bundle No		1100882644										
(C71-C92) CHEMICAL ANALYSIS												
ELEMENT	%C	%Mn	%Si	%S	%P	%Cr	%Ni	%Cu	%Mo	%Co	%N2	
HEAT	0.0190	1.5800	0.3200	0.0240	0.0350	16.5600	10.0800	0.4900	2.0300	0.2000	0.0700	
MECHANICAL PROPERTIES												
Inspection No.	Test specification ASTM-A370											
			(C03) Test Temp @RT		(C02) Test Direction L							
	(C12) Tensile Strength	Proof Strength			(C13) Elongation%		Reduction of Area%	Hardness				
		Rp=0.2%		Rp = 1%								
		Mpa		Mpa								
	714.00		597.00		34.00		69.00		212			
METALLURGICAL PROPERTIES												
(B03)COROSION TEST				MICRO OBSERVATION				GRAIN SIZE ASTM E-112				
PASSED IGC TEST AS PER ASTM-A262 & DIN EN ISO 3651-2				NO CARBIDE PRECIPITATION OBSERVED ON GRAIN BOUNDARIES				7				
:												
(B06)Product Marking : SIZE, GRADE, HEAT NO., LOGO & INSPECTOR STAMP												
MATERIAL CONFIRMS TO ASTM A276/A276M-17, EN 10277-1 Class 3. ASTM A479/A479M-18 COND -A, EN 10088-3: 2005 COND A, NACE MR0103/ISO 17945-2015, NACE MR 0175/ISO-15156-2015, INTERGRANULAR CORROSION TEST SATISFACTORY AS PER ASTM 262-14 PRACTICE -E. CERTIFIED AS PER EN 10204 3.1. GRADE:1.4401/1.4404, AISI 316/316L. "VERIFICARE L'IDONEITÀ PER L'IMPIEGO NELLE COSTRUZIONI SECONDO REGOLAMENTO (UE) 305-2011 DEL PARLAMENTO EUROPEO E DEL CONSIGLIO". REMARKS : MINIMUM SOLUTION ANNEALING TEMPERATURE 1050°C, SOAKING TIME 01 HR/INCH WATER QUENCHED. MATERIAL HAS BEEN TESTED AND FOUND TO BE FREE FROM RADIOACTIVE CONTAMINATION.												

we certify that the above material has been inspected and tested and complies with the order/contract and is of Indian origin



AUTHORIZED WORKS INSPECTOR
RADHAKRISHNA MURTHY

M4: A Hill és Wallach-féle diffúziós modell mechanizmusai

A Hill és Wallach (1989) által leírt és kidolgozott modell 2.3.1. fejezet alapján bemutatott mechanizmusainak részletes kifejtése olvasható ebben a fejezetben.

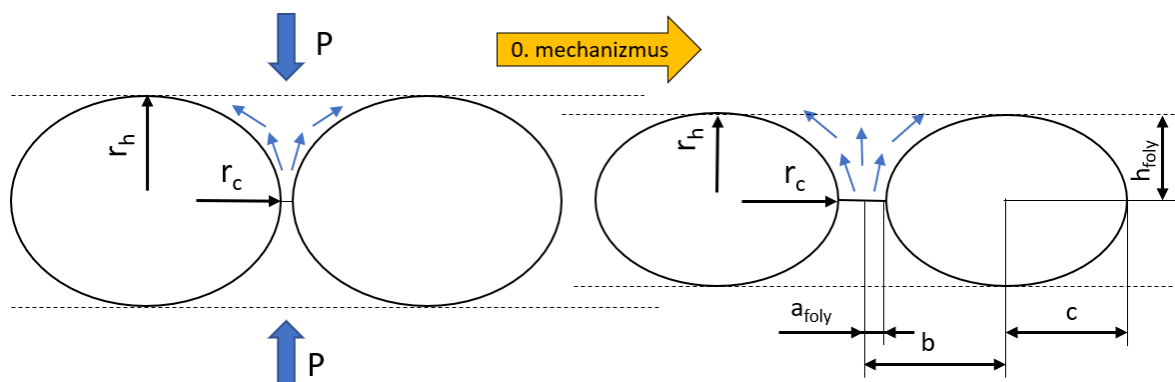
A. Hegesztési szakasz, pillanatszerű plasztikus deformáció

Az „A” kezdeti hegesztési szakasz a diffúziós hegesztésnek a teljes folyamathoz képest, a pillanatszerű plasztikus alakváltozását írja le. A folyamat a normális irányú nyomás által kifejtett felületi érdességi csúcsokból keletkező kontakt felületek gyors növekedését írja le. A folyamat addig tart, ameddig a helyi feszültség az anyag folyáshatára alá nem esik. Mivel a modell teljesen szimmetrikus ezért elég a teljes geometria egy negyedét venni. Így a 2.11. ábra látható jelzéseknek megfelelően az a , h és $c = b - a$ értéke változik, ahol b állandó marad. Az ellipszis kis sugara h , nagy sugara c lesz, illetve a hozzá tartozó görbületi sugarak r_c és r_h . Hill, Wallach (1989) és Basuki (2008) alapján került leírásra, és a későbbiekben modellezve.

A plasztikus deformációs modell feltételezéseinek összefoglalása

- Szimmetrikus felületi érdességi profil, ahol a folyás teljes mértékben a síkban történik. A csúcsok tökéletesen találkoznak, nincs felületi hullámosság.
- Ideálisan plasztikus az anyag, nincs alakítási keményedés, ez magyarázható a felület nagy hőmérsékletével, illetve a mikroszkopikus méretű plasztikus deformációnak nincs hatása a szemcsehatárookra.
- Pillanatszerű folyamat, a modellezésben nincs időfüggése. A teljes hegesztéshez képest rövid idő alatt megy végbe.
- A deformáció során keletkező $2 \cdot a_{foly}$ szélességű nyaknál áll le a folyamat.

A plasztikus alakváltozás ún. 0. mechanizmusának levezetése részletesen megtalálható Basuki (2008), illetve Hill (1983) PhD téziseiben. A plasztikus folyamat grafikus magyarázatát a 8.4. ábra mutatja.



8.4. ábra Az ellipszis üreg plasztikus alakváltozása, 0. alakváltozási mechanizmus általi anyagtranszport

A folyáshatárhoz tartozó kontakt felület becslése, vagyis a plasztikus alakváltozás következtében a kontakt felület az a_{foly} értékhez fog közelíteni a következő egyenlet numerikus megoldásával:

$$a_{foly} = \frac{\sqrt{3} \cdot (P \cdot b - \gamma_s)}{2 \cdot R_{p0,2} \cdot \left[1 + \frac{r_c}{a_{foly}}\right] \cdot \ln\left(1 + \frac{a_{foly}}{r_c}\right)} \quad (8.1)$$

A folyamat hajtóereje a felületre alkalmazott normális irányú nyomás b (cella hossza) szorozva P felületi nyomással, ahol $R_{p0,2}$ a 0,2% -s nyúláshoz tartozó folyáshatár. A számlálóban γ_s pedig az γ -ausztenites fázis felületi energiája (felületi feszültség [J/m^2]).

A felületi érdességet leíró ellipszis kis sugara – az egységnyi cella magassága - meghatározható. Mivel az adott térfogatban lévő anyag térfogata megmarad, ezért az iteráció során két lépés között felírható, hogy

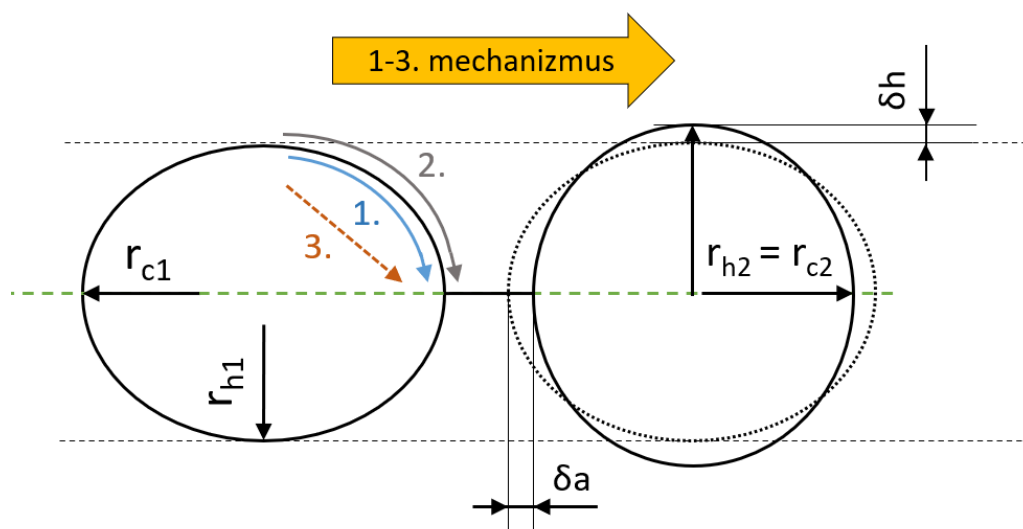
$$h \cdot \left[b - \frac{\pi}{4}c\right] = konst, \quad (8.2)$$

ahol $c = b - a$, illetve az üreg magassága a folyáshatárhoz tartozó feszültségnél: h_{foly} a térfogat megmaradásából kiindulva a következő egyenlettel számolható:

$$h_{i(foly)} = h_{i-1} \frac{b - \frac{\pi}{4}(b - a_{i-1})}{b - \frac{\pi}{4}(b - a_i)} \quad (8.3)$$

B. hegesztési szakasz időben párhuzamosan működő felületi mechanizmusok: 1.,2.,3.

A plasztikus deformációt követően a szabad felületen keletkező mechanizmusok lesznek jellemzőek a diffúziós hegesztésnél. A mechanizmusok hajtóereje a korábbi folyamatból keletkező üregek ellipszis formájának, felületi görbületeinek különbsége, az abból adódó felületi feszültség, a vakancia sűrűség különbsége. Így az 1-3 mechanizmus szerint, az ellipszis elnyújtott geometriája körre alakul – egysúlyi helyzet alakul ki, lásd 8.5. ábra. A folyamat megáll, amint az ellipszis kis és nagysugára egyenlő lesz. Ezáltal az 1-3 mechanizmus a kör keresztmetszet megközelítése után alig játszik szerepet.



8.5. ábra A felületen létrejövő diffúzió / anyagtranszportok befolyása a geometrián

Az 1,2 és 3 mechanizmus hajtóereje a felüli kémiai potenciál különbség, ami az üreg – esetünkben az ellipszis – felületén keletkezik. A folyamat során anyag áramlik a nagyobb sugárral rendelkező (r_h) laposabb görbületi felületről a kisebb görbületi sugárú (r_c) felület felé,

vagyis a kialakult „nyak” felé. A három folyamat tart a nullához, amikor az r_h / r_c arány eléri, illetve közelít az egyhez – azaz az ellipszis eléri a kör keresztmetszetet.

Az 1. 2. és 3. mechanizmusra Kuczynski (1949) alapján, illetve Basuki (2008) részletesebb levezetése alapján felírható, hogy

$$\frac{dV}{dt} = \frac{2 \cdot A \cdot D \cdot \Omega \cdot \gamma_s}{r \cdot k_b \cdot T} \cdot \frac{1}{r_i}, \quad (8.4)$$

ahol az egyenletben: A – a diffúziós keresztmetszet, D – diffúziós tényező, Ω – atomsugár (moláris térfogat [m^3/mol]), k_b – Boltzmann állandó, r – a felület görbületi sugara.

A fenti a kifejezés átalakításával kapjuk meg a három párhuzamosan működő felületi mechanizmusokat, úgy, mint:

- Az anyagtranszport a felület mentén a felületi rétegben
- Az anyagtranszport a felület mentén a térfogatban
- Kigőzölgés és kondenzáció az érdességi profil üregein belül

Az 1. és 2. mechanizmus hajtóerejének kifejtése

Az 1. mechanizmus esetében a „szabad helyek” diffúziójáról beszélhetünk, ahol a felületen a felületi görbület miatt az egységnyi felületre eső eltérő szabad helyek száma (koncentrációja) közötti különbségből adódik egy hajtóerő. A térfogati diffúzió – 2. mechanizmus – a felület mentén ennek megfelelően az anyagon belül értelmez egy diffúziót.

A felületen lévő különböző görbületek miatt a szabadhelyek koncentrációja között különbség alakul ki. Ezt jelöljük Δc_L –el. (Basuki et al., 2008). Basuki (2008) levezetése alapján a szabad helyek különbségére a következőt kapjuk:

$$\Delta c_L = c_{L,0} \frac{2 \cdot \gamma_s \cdot \Omega}{k_B \cdot T \cdot r_i}, \quad (8.5)$$

ahol $c_{L,0}$ a szabad helyek száma egy síkfelületen egyensúlyi esetben: $c_{L,0} = e^{-\frac{Q}{N_A k_B T}}$.

Fick I törvényét felhasználva: $j = -D \cdot \text{grad}C$ ahol a hajtóerő az üres helyek száma szerinti koncentrációkülönbség, amivel adódik a térfogatáram a „nyak” környékén:

$$\frac{dV}{dt} = D' \cdot A \cdot \frac{\Delta c_L}{r_c}, \quad (8.6)$$

ahol A - az áramlásba bevont felület.

A három különböző mechanizmusban szereplő $D'_{v,s,b}$ diffúziós tényező meghatározása szerint lesz térfogati, felületi, és szemcsehatár menti tényező: $D' = D e^{-\frac{Q}{N_A k_B T}}$, ezzel kiszámolható az atomok térfogatáramlási sűrűsége a szabad felületről a nyak területe felé, ahol az Avogadro-szám $[N_A] = \frac{ab}{\text{mol}}$ és a Boltzmann állandó $[k_B] = \frac{J}{\text{ab} \cdot K}$, aminek a szorzata az $[R] = \frac{J}{\text{mol} \cdot K}$ egyetemes gázállandó lesz.

1. mechanizmus - Az anyagtranszport a felület mentén a felületi rétegben

A felületi diffúzió (1. mechanizmus) esetében A helyébe írhatunk egy vékony felületi réteget, amit δ_s – val jelölünk, valamint a diffúziós tényező helyébe egy felületi diffúziós tényezőt fogunk meghatározni: D_s . Valamint egy további csökkentési tényezővel számolva kell

megszoroznunk a folyamatot, ahogy a korábban tárgyalt r_h / r_c aránya közelíti a nullát úgy fog csökkenni a három mechanizmus sebessége. A felületi görbületi sugarak reciprokának különbségéből számoljuk:

$$\frac{1}{r_i} = \frac{1}{r_c} - \frac{1}{r_h} = \frac{c}{h^2} - \frac{h}{c^2}. \quad (8.7)$$

Ennek megfelelően írhatjuk, hogy a

$$\dot{V}_1 = \frac{2 \cdot \delta_s \cdot D_s \cdot \Omega \cdot \gamma_s}{r_c \cdot k_b \cdot T} \cdot \left(\frac{c}{h^2} - \frac{h}{c^2} \right), \quad (8.8)$$

ahol r helyébe r_c -t írhatjuk a feltételezett ellipszis geometria nyak részére jellemző görbületi sugarat.

2. mechanizmus - Az anyagtranszport a felület mentén az anyagon belül

Hasonlóan számítjuk, mint az 1. mechanizmust, ahol a szabad helyek vándorolnak a felület mentén a nyak környezetében. Feltételezve, hogy az A diffúzióban résztvevő felület körülbelül egyenlő a nyak területével, vagyis $A \approx r_c \cdot 1$., így δ_s helyett r_c vel számolunk. Ennek megfelelően a következőképpen alakul az egyenlet:

$$\dot{V}_2 = \frac{2 \cdot D_v \cdot \Omega \cdot \gamma_s}{k_b \cdot T} \cdot \left(\frac{c}{h^2} - \frac{h}{c^2} \right), \quad (8.9)$$

ahol D_v a térfogati diffúziós tényezője.

3. mechanizmus Kigőzölgés és kondenzáció az üregben Basuki után (2008)

A 3. mechanizmust Derby (1984) által meghatározott egyenletét a következőkben Basuki (2008) levezetése alapján vezetjük le. A korábbiakban láthattaknak megfelelően a különböző görbületű felületek között a gőznyomáskülönbség: Δp_v meghatározásához a Kelvin-Thomson egyenletet használjuk fel:

$$\Delta p_v = p_{v,0} \cdot \frac{2 \cdot \gamma \cdot \Omega}{k_b \cdot T \cdot r_i}, \quad (8.10)$$

ahol $p_{v,0}$ az egyensúlyi gőznyomás egy síkfelületen.

A Langmuir-egyenlettel a térfogatáram a következőképpen írható fel:

$$\dot{V}_3 = \Delta p_v \cdot \left(\frac{\Omega}{2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot k_b \cdot T} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot A. \quad (8.11)$$

Behelyettesítve a Kelvin-Thomson egyenletet a térfogatáramba kapjuk:

$$\dot{V}_3 = \frac{2 \cdot \gamma \cdot \Omega}{k_b \cdot T \cdot r_i} \cdot p_{v,0} \cdot \left(\frac{\Omega}{2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot k_b \cdot T} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot A. \quad (8.12)$$

Itt is bevezetve a csökkentési/redukáló faktort $\frac{1}{r_i}$ helyére, - ahogy a felületi diffúzió során megtettük - kapjuk a végleges egyenletet:

$$\dot{V}_3 = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_c \cdot \gamma \cdot \Omega}{k_b \cdot T} \cdot p_{v,0} \cdot \left(\frac{\Omega}{2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot k_b \cdot T} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{c}{h^2} - \frac{h}{c^2} \right), \quad (8.13)$$

ahol

$p_{v,0}$ - gőznyomás (normál esetben) egy nem görbült felületen

T - Hőmérséklet [K]

γ - felületi feszültség [J/m²]

Ω - moláris térfogat [m³/mol]

Az 1,2 és 3. mechanizmus ellipszis geometriára számolt hatása

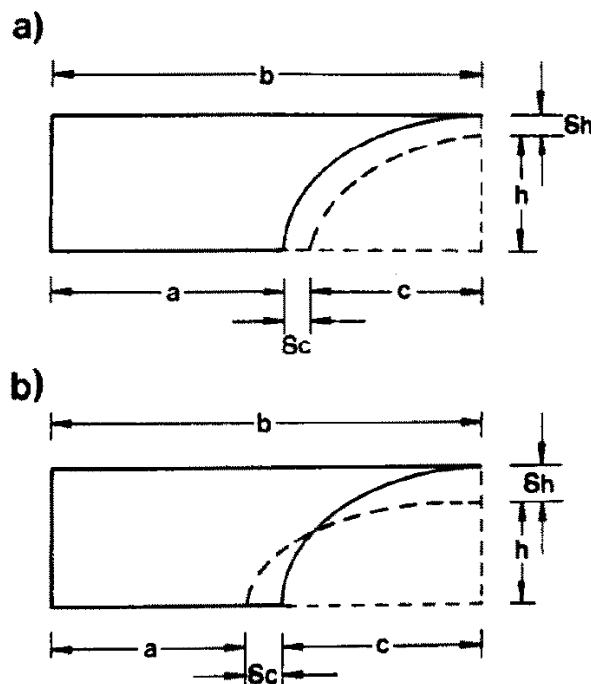
A modellek szerint az üreg térfogata állandó marad, mialatt az ellipszis geometriája megváltozik. A Hill és Wallach-féle (1989) grafikája alapján (lásd 8.6. ábra) csak a felületen lévő elhanyagolhatóan vékony réteg mozgásáról beszélünk. Annak két szakaszát elfeleztve feltételezzük egyik szakaszt, hogy a nagysugáron van, míg a másik a kissugáron. A levezetés elhagyásával az ellipszis kis-sugarának változása az időben kifejezhető:

$$\dot{h}_{1,2,3} = \frac{4}{\pi c} \frac{dV}{dt}. \quad (8.14)$$

Mivel a térfogat állandó a negyed ellipszishez tartozó térrészben, illetve mivel $c = b - a$, ezért az ellipszis geometriájának („a” nyak szélessége) így változik az időben:

$$\dot{a}_{1,2,3} = \frac{c}{h} \frac{dh}{dt}, \quad (8.15)$$

amely egyenleteinek részletes levezetését tartalmazza Hill, Wallach (1989) 2. melléklete.



8.6. ábra Az anyag eloszlása a felületen, a) mutatja azt a felületi vékony réteget, amely eloszlását írja le az 1. 2. és a 3. mechanizmus, b.) a geometria valós megváltozását ábrázolja. (Hill, Wallach, 1989)

C. hegesztési szakasz, diffúzió a szemcsehatáron a nyak felől az üreg felé: 4. és 5. mechanizmus

A szemcsehatárok mentén létrejövő diffúziós folyamatokat leírása és részletes levezetése megtalálható Basuki PhD (2008) munkájában, illetve Hill PhD munkájában (1983). A modell

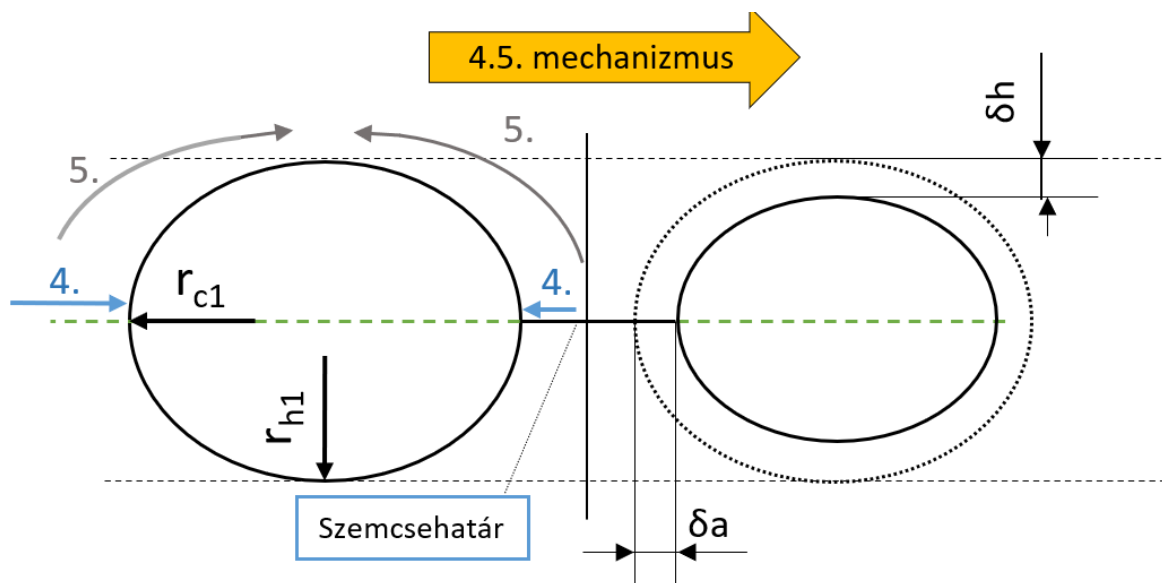
szerint az atomok egy vékony rétege diffundál a hegesztési folyamat alatt növekvő $2 \cdot a$ szélességű kontakt - egyben egy szemcsehatárt is alkotó – felületről az üreg térfogatába.

A felületi diffúziós folyamatok hajtóereje: a kémiai potenciál gradiense a kontakt felületen a kialakult üreg irányába, amely egyben egy szemcsehatárt is képez. A folyamat függ a felületi nyomástól is Derby (1981) alapján. A hajtóerőt csökkenteni fogja az üregben belüli felületi feszültség, és a kialakult nyak mentén keletkező feszültség, vagyis a kontakt felületen ébredő nyomás P_B értékét csökkenteni fogja $\frac{\gamma_s}{a} + \frac{\gamma_s}{r_c}$. Így a csökkentő tényezőkkel együtt a következő lesz a felületen keletkező hajtóerő Hill (1983) leírása alapján:

$$\frac{L}{a} - \frac{\gamma_s}{r_c} = \frac{P \cdot b}{a} - \frac{\gamma_s}{a} - \frac{\gamma_s}{r_c}, \quad (8.16)$$

ahol $L = P \cdot b - \gamma_s$, az egységnyi felületre, azaz a negyed ellipszisre számolt terhelés, a hegesztésnél alkalmazott P nyomás függvényében.

A mechanizmus továbbá feltételezi, hogy a szemcsehatár nem tűnik el a kontakt után, hanem a geometria mellett folyamatosan áramolnak a részecskék a kontakt felületről az üreg felé. Ez lesz a 4. és 5. mechanizmus, ahogy a 8.7. ábra mutatja.



8.7. ábra A 4. és 5. mechanizmus illusztrációja

Így az általános képlet Derby (1981) alapján írható, hogy

$$\dot{V} = \frac{3 \cdot D \cdot A \cdot \Omega}{a \cdot k \cdot T} \cdot \left(\frac{Pb}{a} - \frac{\gamma_s}{a} - \frac{\gamma_s}{r_c} \right). \quad (8.17)$$

4. mechanizmus, a szemcsehatár felületén keletkező diffúzió

Az anyag transzport egy vékony határrétegben zajlik, δ_b –l jelöljük. A 4-s térfogatáram mechanizmusának a felét vesszük az egyenletben, ugyanis a térfogati áram az alsó negyed cellát is „tölti”. Továbbá a megfelelő diffúziós tényező behelyettesítésével a következő egyenletet kapjuk:

$$\dot{V}_4 = \frac{\delta_b}{2} \cdot \frac{3 \cdot D_b \cdot \Omega}{a \cdot k_b \cdot T} \cdot \left(\frac{Pb}{a} - \frac{\gamma_s}{a} - \frac{\gamma_s}{r_c} \right). \quad (8.18)$$

5. mechanizmus, a kontakt felületről a térfogatban keletkező diffúzió

Hasonlóan a 2. mechanizmushoz, az 5. mechanizmus a kontakt felülettől az üreg felé ír le egy anyagtranszportot:

$$\dot{V}_5 = \frac{3 \cdot D_v \cdot r_c \cdot \Omega}{a \cdot k_b \cdot T} \cdot \left(\frac{Pb}{a} - \frac{\gamma_s}{a} - \frac{\gamma_s}{r_c} \right). \quad (8.19)$$

Az 4. és 5. mechanizmus ellipszis geometriára számított változása

A 4. és 5. mechanizmus az üreg geometriájának változását viszont ugyanazzal a geometriai megfontolásokkal számolhatjuk. Így az ellipszis magasságának változását a következő egyenlettel tudjuk számolni:

$$\dot{h}_{4,5} = -\frac{1}{a} \cdot \frac{dV}{dt}. \quad (8.20)$$

A hegesztési felület növekedése $\dot{a}_{4,5}$ az egységnyi anyag cella mellett a következő lesz:

$$V_{\text{all}} = b \cdot h - \frac{\pi}{4} c \cdot h, \quad (8.21)$$

$$\dot{a}_{4,5} = -\frac{\dot{h}}{h} \left[b \left(\frac{4}{\pi} - 1 \right) + a \right]. \quad (8.22)$$

A modellezést tovább bonyolíthatja, hogy a hegesztés által létrejött üregek felületébe további szemcsehatárok tudnak belefutni, amelyek így további részecskék áramlását idézik elő. Ezek modellezését külön számolandóak. Levezetése a Hill, Wallach (1989) összegző publikációjában megtalálható.

D. Hegesztési szakasz: „6.” Kúszás

A kúszás geometriai hatása a felületen minden esetben az érdességi csúcsok laposodását jelenti, ahogy azt a korábbi szinterelési modelleknél is kidolgozták. Hill (1983) a korábbi modellezések alapján az ellipszis átlagos sugarából számolja a modellt, amely eredménye a 8.26. egyenletben látható. A részletes levezetése pedig megtalálható a Hill, Wallach (1989) cikkének 4. mellékletében.

A 6. mechanizmus esetében bár többféle kúszási elmélet létezik, de ezen a magas $0.6 T_m$ hőmérsékleten, illetve a folyáshatárhoz közeli kúszásnál leginkább a hatvány függvény szerinti Harper-Dorn-féle elmélettel érdemes számolni Hill (1983) és a korábbi munkák alapján. Míg alacsonyabb hőmérsékleten főleg a diszlokációk mászása a jellemző mechanizmus, a mi általunk használt magasabb hőmérsékleten a diffúziós folyamatok fogják meghatározni a kúszást. Így Hill (1983) alapján a Harper-Dorn-féle hatványfüggvény modell lesz megfelelő:

$$\dot{\epsilon} = A_c \left(\frac{\sigma}{G} \right)^n. \quad (8.23.)$$

Továbbá G a nyírási rugalmassági modulus használandó referencia feszültségnek Hill (1983) javaslata alapján. Így a feszültséget a nyírási modulusra dimenziótlanítjuk. Itt a különböző anyagokra A_c konstans értékét meg kell határozni az anyagparaméterek alapján, valamint n értéke is 3 és 12 között változhat, ahogy az az irodalomban található (Hill, Wallach, 1989). A_c értéke meghatározható a következő egyenlettel:

$$A_c = \frac{A \cdot G \cdot b_v \cdot D_v}{k \cdot T}, \quad (8.24)$$

ahol A a Dorn konstans, b_v a Burgers vektor, k a Boltzmann konstans, D_v pedig a térfogati diffúziós tényező.

A D_v térfogati diffúziós tényező értékét a következő egyenlettel számoltam:

$$D_v = D_{0v} \exp \left(-\frac{Q_{crp}}{R \cdot T} \right) \quad (8.25.)$$

A 6. mechanizmus ellipszis geometriára számított változása

Az ellipszis kis sugarának megváltozása Hill (1989) és Hancock (1976) korábbi kutatása alapján számolható:

$$\dot{h}_6 = -\frac{h}{2} \frac{\sqrt{3}\dot{\varepsilon}}{\left(1-\frac{1}{n}\right)} \sinh \left(1 - \frac{1}{n} \right), \quad (8.26.)$$

ahol $\dot{\varepsilon}$ – kúszási sebesség, n – Norton – feszültség kitevő

Mivel a térfogat az egységnyi cellában nem változik, ezért az előző fejezethez hasonlóan a kontakt hossz megváltozása a következő lesz:

$$V_{\text{áll}} = b \cdot h - \frac{\pi}{4} c \cdot h, \quad (8.27)$$

$$\dot{a}_6 = -\frac{\dot{h}_6}{h} \left[b \left(\frac{4}{\pi} - 1 \right) + a \right]. \quad (8.28)$$

M5: Numerikus modellezések

A Gleeble hegesztési minta modellezésének Matlab kódjai

```
function [] = adatok()
%ADATOK Adatok beolvasása az adattabla Excel fileból
T = readtable('adattabla.xlsx','ReadRowNames',true,'ReadVariableNames',false);
global I lambda alphas T_0 T_inf tau dtau sigma rho c_p S A_dorn D_ocr Q_cr R_e k
G b n_s epsilon sigma_0 G_coeff R_k t_d STR_RG3 R_jaw tc1_p;
I=T{'I',1};    lambda=T{'lambda',1};    alphas=T{'alphas',1};    alphas=T{'alphas',1};
T_0=T{'T_0',1}; T_inf=T{'T_inf',1}; tau=T{'tau',1}; dtau=T{'dtau',1}; sigma=T{'sigma',1};
rho=T{'rho',1}; c_p=T{'c_p',1}; S=T{'S',1}; A_dorn=T{'A_dorn',1}; D_ocr=T{'D_ocr',1};
Q_cr=T{'Q_cr',1}; R_e=T{'R_e',1}; k=T{'k',1}; G=T{'G',1}; b=T{'b',1}; n_s=T{'n_s',1};
epsilon=T{'epsilon',1}; sigma_0=T{'sigma_0',1}; G_coeff=T{'G_coeff',1}; R_k=T{'R_k',1};
t_d=T{'t_d',1}; R_jaw=T{'R_jaw',1}; tc1_p=T{'tc1_p',1};

% A mért adatok beolvasása az INPUT_DATA_V2.xlsx -ből
global STR_DG1 PA_DG1 TC2_DG1 STR_DG7 PA_DG7 DG7_TC1 STR_RG7 PA_RG7
RG7_TC1 STR_DG3 PA_DG3 TC1_DG3 STR_RG3 PA_RG3 TC1_RG3
STR_DG1 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'B2:B1201');
PA_DG1 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'C2:C1201');
TC2_DG1 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'D2:D1201');
STR_DG7 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'E2:E1201');
PA_DG7 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'F2:F1201');
DG7_TC1 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'G2:G1201');
STR_RG7 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'H2:H1201');
PA_RG7 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'I2:I1201');
RG7_TC1 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'J2:J1201');
STR_DG3 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'K2:K1201');
PA_DG3 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'L2:L1201');
TC1_DG3 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'M2:M1201');
STR_RG3 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'N2:N1201');
PA_RG3 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'O2:O1201');
TC1_RG3 = xlsread('INPUT_DATA_V2.xlsx',1,'P2:P1201');

valtgeom1Dmodell_ISFNT_2019_magyar_PHD_ba
```

```
% clear;
adatok();
% a beolvasott globális változók használata
global I alphaj T_inf tau dtau sigma S A_dorn D_ocr Q_cr R_e k G b n_s ;
global epsilon sigma_0 G_coeff R_k t_d STR_DG7 STR_RG7 R_jaw tc1_p STR_RG3
STR_DG3; % aktuális számításnak megfelelően átírandó
sigma = 0.99*sigma;
% geometria beolvasása excel fájlból
[n,xn,An]=geom('geometria.xlsx');
A fenti sor „geom” az alábbi függvényt hívta meg: (létrehozva a kezdeti geometriát)
function [n,xn,An] = geom(filename)
%GEOM Mintadarab geometriája fájlból
    % Kimenetek: n: elemek száma
    % xn: csomópontok helye
    % An: keresztmetszet a csomópontban
T = readtable(filename,'ReadRowNames',true,'ReadVariableNames',false);
n=0;
for i=1:T{'N',1}
    n=n+T{sprintf('n_%.0f',i), 1};
end
xn=zeros(n+1,1); dn=zeros(n+1,1); xn(1,1)=0; dn(1,1)=T{'d1_1',1}; n_i=0;
for i=1:T{'N',1}
    for j=1:T{sprintf('n_%.0f',i), 1}
        xn(n_i+j+1,1)=xn(n_i+j,1)+(T{sprintf('x2_%.0f',i), 1}-T{sprintf('x1_%.0f',i),
1})/T{sprintf('n_%.0f',i), 1}/1000;
        dn(n_i+j+1,1)=T{sprintf('d1_%.0f',i), 1}+j*(T{sprintf('d2_%.0f',i), 1}-
T{sprintf('d1_%.0f',i), 1})/T{sprintf('n_%.0f',i), 1};
    end
    n_i=n_i+T{sprintf('n_%.0f',i), 1};
end
An=(dn/1000).^2*pi/4;
end
```

% változókat tároló mátrixok

Tmatrix=zeros(n,14);

%1. oszlop: elemek sugara (az elem jobb oldalának sugara)

%2. oszlop: elemek keresztmetszete (az elem jobb oldalának keresztmetszete)

%3. oszlop: elemek hossza

%4. oszlop: elemek ellenállása

%5. oszlop: elemek hővezetési tényezője

%6. oszlop: elemek abszolút hőmérséklete [K] (az elem jobb oldalán)

%7. oszlop: elemek hőmérséklete °C-ban (az elem jobb oldalán)

%8. oszlop: elemeken áthaladó hőáram (az elem jobb oldali keresztm.-ben)

%9. oszlop: elemekben fejlődő fajlagos hő

%10. oszlop: elemek által sugárzott hő

%11. oszlop: az iteráció stabilizálásához használt átlagos hőmérséklete az elemeknek (az elem jobb oldalán)

%12. oszlop: az elemeken áthaladó hőáram (az elem jobb oldali keresztmetszetében)

%% Kezdeti feltételek

for i=1:n

Tmatrix(i,1)=realsqrt(An(i+1,1)/pi); % elemek sugara [m]

Tmatrix(i,2)=An(i+1,1); % elemek keresztmetszete [m^2]

Tmatrix(i,3)= xn(i+1,1)-xn(i,1); % elemek hossza [m]

Tmatrix(i,6) = T_inf; % kezdeti hőmérséklet

Tmatrix(i,11) = T_inf;

end

dxn0=Tmatrix(:,3); L=sum(dxn0); dxn=dxn0; %Eredeti hossz tárolása

An0=An; %Eredeti keresztmetszetek tárolása

%A nyomó erő definiálása

F = sigma*An0(1,1); t_i = 0 ;

F_Gleeble_DG7 = -1*(-5.9841E-09*t_i^3 + 2.9416E-05*t_i^2 - 1.2416E-01*t_i - 3.6177E+03);

F_Gleeble_RG7 = -1*(-7.4383E-09*t_i^3 + 3.5318E-05*t_i^2 - 1.5672E-01*t_i - 3.6498E+03);

```

F_Gleeble_DG3 = -1*(-3.3007E-09*t_i^3 + 1.5466E-05*t_i^2 - 5.3279E-02*t_i -
3.5919E+03);
F_Gleeble_RG3 = -1*(-7.2522E-09*t_i^3 + 3.9186E-05*t_i^2 - 1.2273E-01*t_i -
3.5693E+03);
It = zeros(tau/dtau,1);          % Az áram idő szerinti változása
% A felületi ellenállás függvény paramétere
    % k1 = 2.12E-5 ;% DG7
    % k2 = 3.8E-4; % DG7
    k1 = 8.2E-5 ;% DG3
    k2 = 4E-4; % DG3
Time=zeros(tau/dtau,6);
Time(:,1)=[dtau:dtau:tau];
    % 1.oszlop - eltelt idő / dtau-nként idtau:dtau:tau
    % 2.oszlop - fél minta teljes hossza l(m), 30-stroke
    % 3.oszlop - HTC hővezetési tényező alphaj helyett (W/m^2/K)
    % 4.oszlop - a Gleeble által alkalmazott erő f(teljes hosszváltozás) v. a
    % Matlab számol ki
HTC1 = 3000; HTCt = 0.0001;
% alphaj vel számolunk a jelen programban

% A kúszás számítása dtau időközönként
for t_i=dtau:dtau:tau %Iteráció a hőmérsékletmező meghatározására
    Time(t_i/dtau,3) = HTC1 * 2.71828^(-HTCt*t_i);
    % R_kk = 0 ;
    R_kk = k1*exp(1)^(-k2*t_i);
for j=1:120
    for i=1:n
        % elemek villamos ellenállása [Ohm]
        Tmatrix(i,4)=(1.09841E-08*Tmatrix(i,6)^3 - 5.35766E-05*Tmatrix(i,6)^2 +
1.08688E-01*Tmatrix(i,6) + 4.95422E+01)*1e-8*Tmatrix(i,3)/Tmatrix(i,2);
        % az elemekben fejlődő fajlagos hő [W/m^3]
        Tmatrix(i,9)=(Tmatrix(i,4)*I^2)/(Tmatrix(i,2)*Tmatrix(i,3));
        % elemek hővezetési tényezője [W/(mK)]
        Tmatrix(i,5)= 1.20825E-09*Tmatrix(i,6)^3 - 5.34378E-06*Tmatrix(i,6)^2 +
2.05400E-02*Tmatrix(i,6) + 7.72497;

```

```

% az elemek által kisugárzott hő
Tmatrix(i,10)=epsilon*sigma_0*((Tmatrix(i,6)/10+9*Tmatrix(i,11)/10)^4-
T_inf^4)*2*Tmatrix(i,1)*pi*Tmatrix(i,3);

end

% az első elemen áthaladó hőáram
Tmatrix(1,8) = Tmatrix(1,4)*I^2 - Tmatrix(1,10) + R_kk*I^2; % A
% a többi elemen áthaladó hőáram [W]
for i=2:n
    Tmatrix(i,8)=Tmatrix(i-1,8) + Tmatrix(i,4)*I^2-Tmatrix(i,10);
end

% Jaw and sample electrical contact resisitance
Tmatrix(n,8)= Tmatrix(n,8) + R_jaw*I^2;
Tmatrix(n-1,8)= Tmatrix(n-1,8)+ R_jaw/2*I^2;
if t_i == 120;Tmatrix(:,12)=Tmatrix(:,8);
    elseif t_i==600; Tmatrix(:,13)=Tmatrix(:,8);
    elseif t_i==1200; Tmatrix(:,14)=Tmatrix(:,8);
end

% az elemek súlyozott átlag hőmérséklete az iteráció alatt (az iteráció stabilitásához
szükséges)
Tmatrix(:,11)=Tmatrix(:,6)/10+9*Tmatrix(:,11)/10;
% a hőmérsékletmező kiszámítása a szélről indulva
Tmatrix(n,6)=Tmatrix(n,8)/(alphaj*Tmatrix(n,2))+T_inf;
for i=(n-1):-1:1
    Tmatrix(i,6)=Tmatrix(i+1,3)/(Tmatrix(i+1,2)*Tmatrix(i+1,5))*Tmatrix(i+1,8)
    +Tmatrix(i+1,6);
end

% T0 = T max
T0=Tmatrix(1,3)/(Tmatrix(1,2)*Tmatrix(1,5))*Tmatrix(1,8)+Tmatrix(1,6);
Tmatrix(:,7)=Tmatrix(:,6)-273; t0=T0-273; % K-ról °C-ra
tmax=(Tmatrix(3,7)); % maximális hőmérséklet
I=I+(t_d-tmax)/10; % az áram szabályozása a kívánt maximális hőmérséklet alapján
% az elemek hőtágulása a hőmérsékletmező alapján
for i=1:n
    % a hőtágulási tényező meghatározása az adott hőmérsékleten

```

```

        alpha=(15.13 + 7.93e-3* Tmatrix(i,7) - 3.33e-6 * Tmatrix(i,7)^2)*1e-6;
        Tmatrix(i,3)=dxn(i,1)*(1+alpha*Tmatrix(i,7));    % A hőtágulás
meghatározása
        Tmatrix(i,2)=An(i+1,1)*(1+alpha*Tmatrix(i,7))^2;
        Tmatrix(i,1)=realsqrt(Tmatrix(i,2)/pi);
    end
end
% az elemek kúszásának kiszámítása
for i=1:n
    G_T=G*(1-G_coeff*(Tmatrix(i,6)-300));
    % csúsztató rugalmassági modulusz adott hőmérsékleten
    A_c=A_dorn*D_ocr*exp(-1*Q_cr/(R_e*Tmatrix(i,6)))*G_T*b/(k*Tmatrix(i,6));
    eps=S*A_c*((F/An(i+1,1))/G_T)^n_s*dtau; % az alakváltozás meghatározása
    % az új geometria számítása
    Tmatrix(i,2)=Tmatrix(i,2)*Tmatrix(i,3)/(Tmatrix(i,3)*(1+eps));
    Tmatrix(i,3)=Tmatrix(i,3)*(1+eps);
    Tmatrix(i,1)=realsqrt(Tmatrix(i,2)/pi);
end
% a módosult geometria kiszámítása szobahőmérsékletre
for i=1:n
    alpha=(15.13 + 7.93e-3* Tmatrix(i,7) - 3.33e-6 * Tmatrix(i,7)^2)*1e-6;
    dxn(i,1)=Tmatrix(i,3)/(1+alpha*Tmatrix(i,7));
    An(i+1,1)=Tmatrix(i,2)/((1+alpha*Tmatrix(i,7))^2);
end
An(1,1)=An(2,1);                                % a középső keresztmetszet
Time(t_i/dtau,2)=sum(dxn(:,1));                  % a minta új hossza

F=sigma*An0(1,1)*L/Time(t_i/dtau,2);
F_Gleeble_DG7 = -1*(-5.9841E-09*t_i^3 + 2.9416E-05*t_i^2 - 1.2416E-01*t_i -
3.6177E+03);
F_Gleeble_RG7 = -1*(-7.4383E-09*t_i^3 + 3.5318E-05*t_i^2 - 1.5672E-01*t_i -
3.6498E+03);
F_Gleeble_DG3 = -1*(-3.3007E-09*t_i^3 + 1.5466E-05*t_i^2 - 5.3279E-02*t_i -
3.5919E+03);

```

```

F_Gleeble_RG3 = -1*(-7.2522E-09*t_i^3 + 3.9186E-05*t_i^2 - 1.2273E-01*t_i -
3.5693E+03);

% az erő mentése
Time(t_i/dtau,4)= -1*F_Gleeble_RG3;
Time(t_i/dtau,5)= -1*F;
Time(t_i/dtau,6)= R_kk;
It(t_i/dtau,1) = I; % az áram értékének mentése
end

rn=realsqrt(An(:,1)/pi); % az elemek sugara

% a csomópontok x koordinátái
for i=1:n; xn(i+1,1)=xn(i,1)+dxn(i,1); end

t_TC1=(Tmatrix(tc1_p,7));
%% Az eredmények kiírása
format long; disp('Length of sample: (mm)'); %l=sum(dxn(:,1));
disp(2*Time(t_i/dtau,2)*1000); disp('Stroke: (mm)'); disp(2*Time(t_i/dtau,2)*1000-60);
disp('Középső sugár: '); disp(rn(1,1)); tmax=max([t0;Tmatrix(:,7)]); disp('Maximum
hőmérséklet: '); disp(tmax); t_TC1=(Tmatrix(tc1_p,7)); disp('TC1 helyen a hőmérséklet: ');
disp(t_TC1); tmin=min([t0;Tmatrix(:,7)]); disp('Minimum hőmérséklet: '); disp(tmin);
disp('Áramerősség: '); disp(I);

%% Az eredményfüggvények kirajzolása
figure('Name','Teljes minta hossza mentén'); subplot(3,1,1); plot(xn,[t0;Tmatrix(:,7)]);
title('Heat distribution on a half model'); grid on; grid minor; xlabel('x [m]');
ylabel({'Temperature [°C]'});

subplot(3,1,2); plot(xn(2:n+1,:),Tmatrix(:,[8 12 13 14])); title('Heat passed through the
sample'); ylim([0 inf]); grid on; grid minor; xlabel('x [m]'); ylabel({'Heat stream [W]'});

subplot(3,1,3); plot(xn,rn); title('Modified Geometry'); ylim([0 inf]); grid on; grid minor;
xlabel('x [m]'); ylabel({'Radius [m]'}); px0=10; py0=50; width=450; height=700;
set(gcf,'position',[px0,py0,width,height]);

figure
subplot(2,2,1); plot(0:dtau:tau, [It(1,1);It]); title('DC Current vs. Time'); ylim([0 inf]); grid on;
grid minor; xlabel('Time [s]'); ylabel({'Current [A]'}); subplot(2,2,2);

```

```
plot(Time(:,1),2*Time(:,2)*1000-60); hold on; plot(Time(:,1),STR_RG3(:,:),'r--');
title('Measured and Calculated Stroke'); grid on; grid minor; xlabel('Time [s]'); ylabel({'Stroke
[mm]'}); hold on;
```

```
subplot(2,2,3); plot(Time(:,1),Time(:,4),'r--',Time(:,1),Time(:,5)); title('Axial Force'); grid on;
grid minor; xlabel('Time [s]'); ylabel({'Force [N]'}); hold on ; subplot(2,2,4);
plot(Time(:,1),Time(:,6),'b--'); title('Contact Electrical Resistance'); grid on; grid minor;
xlabel('Time [s]'); ylabel({'El. Resistance [Ohm]'}); px0=600; py0=50; width=800;
height=700; set(gcf,'position',[px0,py0,width,height])
```

Megjegyzések:

- A fenti adatok beolvasásának kúszási értékei megegyeznek a Melléklet M5.1. Táblázat adataival.
- A hegesztések a 18. táblázat adataival számoltam.
- A számítási eredmények és a mérési adatok kirajzoltatása egy további kóddal történt.

A Hill és Wallach–féle felületi kontakt modellez Matlab kódja

```
clear %
```

```
% Andrew Hill' PhD: "Mathematical models, no matter how good in theory, can only be as accurate as their input data which, in this case, are materials and process parameters." commonly large errors: creep constants, surface texture.
```

```
%% PLASZTIKUS DEFORMÁCIÓ SZÁMÍTÁSA, 0. MECHANIZMUS
```

```
clear; close all;
```

```
% Hőmérsékletekhez tartozó folyáshatárok [Pa]
```

```
Rp02 = [900 85E6; 925 77.6E6; 950 69E6; 975 59.6E6; 1000 69E6; 1025 38E6; 1055 23E6]
```

```
n = 25 ; %
```

```
b = (23.17E-6)/2; % A cella szélessége. ellipszis nagysugara
```

```
h = (0.09254E-6)*2; % A cella magassága, ellipszis kis sugara
```

```
c = b; gamma_s = 1.95 ; % Felületi energia
```

```
r_c = 1:1:n; r_h = 1:1:n;
```

```
r_c(1) = h^2/c; % ellipszis nagysugaránál a görbületi sugár
```

```
r_h(1) = c^2/h; % ellipszis kissugaránál a görbületi sugár
```

```
%% 0. Plasztikus mechanizmus számítása iterációval
```

```
a_i = 1:1:n;
```

```
a_i(1)= 0.001*b;% A 0-ik időpillanatban az "a" értéke
```

```
h_i(1)= h; m = 7;
```

```
P_m = 0:10E6:60E6; % Felületi nyomás [Pa]
```

```
P_m_i = P_m / 1E6;
```

```
for yy = 1:m
```

```
    for j=1:m;
```

```
        P=P_m(j);
```

```
        for i=2:n
```

```
            a_szamlalo = sqrt(3)*(P*b - gamma_s);
```

```
            a_nevezo = 2*Rp02(yy,2)*(1+r_c(i)/a_i(i-1))*log(1+a_i(i-1)/r_c(i));
```

```
            a_i(i) = a_szamlalo / a_nevezo;
```

```
            h_szamlalo = h_i(i-1)*(b-pi/4*(b-a_i(i-1)));
```

```

        h_nevezo = b-pi/4*(b-a_i(i));
        h_i(i) = h_szamlalo/h_nevezo;
        c(i) = b - a_i(i);
        r_c(i+1) = h_i(i)^2/c(i);

    end

    a_p_b(j,yy) = a_i(n)/b;
    h_i_j(j,:) = h_i;

end

a_p_b(1,yy) = 0;

end

%% Függvények kirajzolása

figure; plot(P_m_i,a_p_b, 'o-'); % dim = [0.5 0.2 0.3 0.3]; xlabel( 'Alkalmazott felületi nyomás
[MPa]' ); ylabel( 'a/b [-]' ); title( '0. mechanizmus - A felületi csúcsok plasztikus deformációja'
)

lgd = legend('900°C 85MPa','925°C 77.6MPa','950°C 69MPa','975°C 59.6MPa','1000°C
49.2MPa','1025°C 38MPa','1055°C 23MPa'); title(lgd,'SS 316L, \sigma_y'); dim = [0.4 0.6 0.3
0.3]; str = {'b = 23.17/2 \mum','h(i=1) = 2*0.0925 \mum','a(i=1) = 0,001*b','1055°C /30
MPa:','a_{foly}(i=n) = 3.23 \mum','h_{foly}(i=n) = 0.0919 \mum'};
annotation('textbox',dim,'String',str,'FitBoxToText','on');

%% KEZDETI ADATOK BETÖLTÉSE AZ 1-6 MECHANIZMUSHOZ

geo = 2;

Initial_surface = [(23.17E-6/2) 0.092E-6 3.23E-06 7E-6]

% mátrix adatai: b,h,a, GS
% Felületi geometria
% b = Az egységnyi cella szélessége [m]
% h = Az egységnyi cella magassága, ellipszis kissugár [m]
% a = A kezdeti feltétel az "a" nagyságára a Hill_Wallach_0_plastic-ból jön [m]
% c(1) = b - a(1); % az ellipszis vízszintes sugara, nagysugár [m]
% GS = Szemcsemére

% Hill Phd 106 oldal / b 7.2. Táblázat és további források alapján: "commonly large errors:
creep constants, surface texture."

% Materials Data mat = 1 -> alfa vas, Materials Data mat = 2 -> 316 L

```

mat = 2

MATD = [1.21E-29 8.314 10 2.41E5 1.8E-5 208000 1.1E-2 1.74E5 1.380E-23 7690 1E-10 1E-10 1.95 0.835 3e5 5e11]

MATD(2,:)= [1.21E-29 8.314 7.4E-2 2.11E5 3.7E-5 279600 2.E-3 1.674E5 1.380E-23 7690 1E-10 1E-10 2.19 0.835 3e5 5e-5]

%% HILL_WALLACH_1-6_MECHANIZMUSOK_SZAMOLASA

% Materials Data mat = 1 - > alfa Iron

% Materials Data mat = 2 - > 316 L

mat=2 ; close all;

%% Welding Parameters

T = 1000 +273; % Temperature [K];

P_m = 30E6 ; % Felületi nyomás [Pa]

e1 =1; e2 = 1; e3 = 1; e4 = 1; e5 = 1; e6 = 1; % A mechanizmusok be és kikapcsolása

%% FACTORS

ATVOL = MATD(mat,1); % Atom térfogata [m^3] in [nm^3] E+27 !!

% SURFACE ENERGY, DIFFUSION

R = MATD(mat,2) ; % [J/(mol*K)] ideális gázállandó

D_0S = MATD(mat,3); % [m^2/s] Felületi diff. exponenciális előtti tag

Q_S = MATD(mat,4) ; % [J/mol] Felületi aktiválási energia

D_S = D_0S*exp(-1*Q_S/(R*T)) ; % Diffúziós tényező számítása

D_0V = MATD(mat,5) ; % [m^2/s] Térfogati diff. exponenciális előtti tag

Q_V = MATD(mat,6) ; % [J/mol] Térfogati aktiválási energia

D_BVOL = D_0V*exp(-1*Q_V/(R*T)) ; % Diffúziós tényező számítása

D_0B = MATD(mat,7); % [m^2/s] Szemcsehatár diff. exponenciális előtti tag

Q_B = MATD(mat,8) ; % [J/mol] Szemcsehatár aktiválási energia

D_BDRY = D_0B*exp(-1*Q_B/(R*T)); % Diffúziós tényező számítása

kb = MATD(mat,9) ; % [J/K] Boltzmann's konstans

rho = MATD(mat,10); % [kg/m^3] sűrűség

```

deltas = MATD(mat,11);          % Felületi réteg vastagsága [m]
deltab = MATD(mat,12);          % Szemcsehatár réteg vastagsága [m]
gamma_s = MATD(mat,13);         % [J/m^2] Felületi energia
gamma_b = MATD(mat,14);         % [J/m^2] Felületi energia (köztes felületen)
Qvap= MATD(mat,15);             % [J/mol] kipárolgási aktiválási energia
P0 = MATD(mat,16);              % gőznyomás
Pv = P0 * exp(-1*Qvap/(R*T));

%% A hegesztés idejének lépései
N_sec = 3000;                   % A hegesztés ideje [sec]
t = 0.001;                       % Időközönként számolt függvény
n = N_sec/t;
a = zeros(1,n); h = zeros(1,n); % Zero mátrixok
a_p_b = zeros(1,n); Time =t:t:N_sec;

%% Geometria
geo = 2;                         % széles kezdeti érték
b = Initial_surface(2,1);        % egységnyi térfogat szélessége [m]
h(1) = Initial_surface(2,2);     % egységnyi térfogat magassága, kezdeti [m]
a(1) = Initial_surface(2,3);     % kezdeti feltétel a-ra a Hill_Wallach_0_plastic-ból jön
c(1) = b - a(1);                 % ellipszis nagy tengelye [m], ellipszis vízszintes sugara
GS = Initial_surface(2,4);       % Szemcseméret
a_p_b(1)=a(1)/b;                 % a/b arány: áthegett felület/teljes felület

r_c = zeros(1,n); r_h = zeros(1,n);

Red_faktor_1= zeros(1,n); Red_faktor_2= zeros(1,n);
Vd1=zeros(1,n); Vd2=zeros(1,n); Vd3=zeros(1,n); Vd4=zeros(1,n); Vd5=zeros(1,n);

%% Kúszás számítása
G = 81e9;                        % Csúsztató / nyírási rugalmassági modulus 300 K-hez
G_coeff = 5.05e-4;               % Csúsztató / nyírási rugalmassági modulus hőmérséklet
együtthatója
A_dorn = 1e10;                   % [-] Dorn konstans
D_ocr = 3.7e-5;

```

```

Q_cr = 2.8e5; % [J/mol] Kúszást aktiváló energia
n_s = 7.9; % [-] Kúszási exponens
G_T = G/(1+G_coeff*(T-300));
A_c = A_dorn*D_ocr*exp(-1*Q_cr/(R*T))*G_T*b/(kb*T);
EPS = A_c*(P_m/G_T)^n_s*t;
adR1 = zeros(1,n); adR2 = zeros(1,n); adR3 = zeros(1,n);
adR4 = zeros(1,n); adR5 = zeros(1,n); adR6 = zeros(1,n);

%% kezdeti értékek
Red_faktor_1(1)= c(1)/h(1)^2-h(1)/c(1)^2;
Vd4(1)=0; Vd5(1)=0; Vd4_=0; Vd5_=0;
Vd1(1) = t*2*deltas*D_S*ATVOL*gamma_s/(r_c(1)*kb*T)*Red_faktor_1(1);
r_c(1) = h(1)^2/c(1); %
r_h(1) = c(1)^2/h(1); %

for i=1:n-1
    Red_faktor_1(i)= c(i)/h(i)^2-h(i)/c(i)^2;
    if (e1==1)
        Vd1(i) = t*2*deltas*D_S*ATVOL*gamma_s/(r_c(i)*kb*T)*Red_faktor_1(i);
    else Vd1(i) = 0;
    end
    if (e2==1)
        Vd2(i) = t*2*D_BVOL*ATVOL*gamma_s/(kb*T)*Red_faktor_1(i);
    else Vd2(i) = 0;
    end
    if (e3==1)
        Vd3(i) = t*2*pi*r_c(i)*ATVOL* Pv*gamma_s/(kb*T)* (ATVOL/(2*pi*rho*kb*T))^0.5
        *Red_faktor_1(i);
    else Vd3(i) = 0;
    end
    % Diffúzió a szemcsehatárok közül az üregbe
    if (e4 == 1)
        % A szemcseméret hatásának számítása, illetve a szemcsehatárok számának meghatározása,
        amelyek keresztezik a 1/4 ellipszis cellát

```

```

PA = pi()/2;      % PA – negyed kör [rad]
FU = PA*((h(i)^2+c(i)^2)/2)^0.5/GS;
% FU – Szemcsehatárok száma egy negyed ellipszisben
NW = FU + 2;
% NW - A szemcsehatárok száma egy negyed ellipszisen belül + a kontakt felület
szemcsehatárai
if FU<0.5;
    NW = 1;
end
for j=1:NW          % A szög és a szemcse közötti szög kiszámolása
                    % A szemcsehatár és az alkalmazott nyomás
    NK = j-1;
    TETA = (NK*GS)/((h(i)^2+c(i)^2)/2)^0.5; % TETA – ekvivalens kör szöge [rad]
    if (TETA>PA)
        TETA=PA;
    end
    PHI = atan(h(i)/c(i))*tan(TETA);
    if PHI>PA
        PHI=PA;
    end
    % Az ellipszis görbületének számítása az ellipszisbe befutó szemcsehatárnál
    RN = ((c(i)*sin(TETA))^2 + (h(i)*cos(TETA))^2)^1.5/(c(i)*h(i));
    PB = (((P_m*b/a(i) + gamma_s/RN)*cos(PHI))+ gamma_s/a(i));
    % A szemcsehatárok hozzájárulásának összegzése a különböző keresztmetszetekből
    % A 4. és 5. mechanizmus forrása
    V4GB(j) = t*3*ATVOL*D_BDRY*deltab*PB/(a(i)*kb*T);
    V5GB(j) = t*3*ATVOL*D_BVOL*RN*PB/(a(i)*kb*T);
    if (PHI==0 || PHI>=PA)
        V4GB(j) = V4GB(j)/2;
        V5GB(j) = V5GB(j)/2;
    end
    % Vd4(j) = t*3*D_B*deltab*Om/(a(i)*kb*T)*Red_faktor_2(i);
    Vd4_ = Vd4_ + V4GB(j);
    Vd5_ = Vd5_ + V5GB(j);

```

```
        end
        else Vd4(i)=0;
    end
    Vd4(i)=Vd4_;
    Vd4_=0;
    if (e5 == 1)
        Vd5(i) = Vd5_;
    else Vd5(i) = 0;
    end
    Vd5_=0;
    if (e6 == 1)
        hdi_6(i) = - h(i)/2*sqrt(3)*EPS/(1-1/n_s)*sinh(1-1/n_s);
    else
        hdi_6(i) = 0;
    end
    hdi_1(i) = 4*(Vd1(i))/(pi*c(i)); hdi_2(i) = 4*(Vd2(i))/(pi*c(i)); hdi_3(i) = 4*(Vd3(i))/(pi*c(i));
    hdi_4(i) = -(Vd4(i))/a(i); hdi_5(i) = -(Vd5(i))/a(i); hdi_5(1) = 0 ;
    adi_1(i) = hdi_1(i)*c(i)/h(i); adi_2(i) = hdi_2(i)*c(i)/h(i); adi_3(i) = hdi_3(i)*c(i)/h(i); adi_4(i)
    = - hdi_4(i) / h(i) * (b*(4/pi-1)+a(i)); adi_5(i) = - hdi_5(i) / h(i) * (b*(4/pi-1)+a(i)); adi_6(i) =
    - hdi_6(i) / h(i) * (b*(4/pi-1)+a(i));
    h(i+1) = h(i) + hdi_1(i)+hdi_2(i)+hdi_3(i)+ hdi_4(i)+ hdi_5(i)+ hdi_6(i);
    a(i+1) = a(i) + adi_1(i)+adi_2(i)+adi_3(i)+ adi_4(i)+ adi_5(i)+ adi_6(i);
    c(i+1) = b - a(i+1);
    r_c(i+1)= h(i)^2/c(i);
    r_h(i+1)= c(i)^2/h(i);
    % The rate of change of a with time /"per" the sum of the full rate of change in time
    adFULL = a(i+1)-a(i);
    adR1(i+1)=adi_1(i)/adFULL; adR2(i+1)=adi_2(i)/adFULL; adR3(i+1)=adi_3(i)/adFULL;
    adR4(i+1)=adi_4(i)/adFULL; adR5(i+1)=adi_5(i)/adFULL;
    adR6(i+1)=adi_6(i)/adFULL;
    a_p_b(i+1) = a(i+1)/b;
    f (i > 1 && a_p_b(i)<a_p_b(i-1))
        a_p_b(i)=a_p_b(i-1);
    end
end
```

```
%% Függvények kirajzolása
```

```
figure;
```

```
plot(Time/60,a_p_b,'b-');
```

```
dim = [0.5 0.5 0.3 0.3]; xlabel( 'Kötés ideje [min]' ); ylabel( 'Kötési felület aránya a/b [-]' );  
title( {'A kötési felület aránya az időben, az üreget ábrázoló ellipszis a/b változása','a 6  
mechanizmus aránya a teljes folyamathoz képest'}, 'FontSize',10); ylim([0 1]);
```

```
hold on
```

```
plot(Time/60,adR1(1:n),':'); plot(Time/60,adR2(1:n),':'); plot(Time/60,adR3(1:n),'r-');
```

```
plot(Time/60,adR4(1:n),'--'); plot(Time/60,adR5(1:n),'--'); plot(Time/60,adR6(1:n),'-.');
```

```
lgd = legend('M1-M6: Teljes','M1: Felületi diffúzió','M2: Térfogati diffúzió', 'M3: Kipárolgás-  
kondenzációs foly.', 'M4: Szemcsehatár közötti diff.', 'M5: Szemcsehatár térfogati diff.', 'M6:  
Kúszásból adódó torzulás');
```

```
title(lgd,'1000°C / 30 MPa')
```

```
pbaspect([1 1 1])
```

```
px0=130; py0=80; width=600; height=600; set(gcf,'position',[px0,py0,width,height])
```

```
xCenter = 0; yCenter = 0; mm=n; m_t=n/20; theta = 0 : 0.01 : 2*pi;
```

```
hold on
```

```
%% ELLIPSZIS RAJZOLASA
```

```
figure
```

```
%b = 7E-5; % width of unit cell being modelled [m]
```

```
for i=1:m_t/2:mm
```

```
    x = c(i) * cos(theta) + xCenter; y = h(i) * sin(theta) + yCenter;
```

```
    plot(x, y, 'LineWidth', 0.5);
```

```
    hold on;
```

```
end
```

```
hold on; xlim([-b 0]); ylim([0 0.2*b]); pbaspect([1 0.2 1]); grid on; xlabel( 'a [m]' ); ylabel( 'h  
[m]' ); title( {'A "b" [m] elemi hosszon belül az üreg ellipszis "a" nyak szélessége','és "h" nyak  
magasság változása'}, 'FontSize',10); px0=800; py0=200; width=700; height=300;  
set(gcf,'position',[px0,py0,width,height])
```

M5. 1. táblázat Hill és Wallach diffúziós modell bemeneti adatai

	Hill és Wallach diffúziós modell bemeneti adatai	SS 316 L acél fizikai paraméterei	Mért.egy.	Referenciák
Ω	Atom térfogata	1,21E-29	m ³	(Hill, Wallach, 1989)
b_v	Burgers-vektor	2,58E-10	m	(Hill, Wallach, 1989)
P	Sűrűség	7690	kg/m ³	(Barabash, 2013)
T_m	Olvadáspont	1400	°C	(Tipton, 1960)
γ_s	Felületi energia	1,95	J/m ²	(Hill, 1983, 106 oldal)
γ_b	Felületi energia (köztes felületen)	1,95	J/m ²	(Hill, 1983, 106 oldal)
GS	Kezdeti Szemcseméret (Grain Size)	7E-6		
k_b	Boltzmann-állandó	1,381E-23	J/K	
Q_{vap}	Kipárolgási aktiválási energia	3,00E+05		(Hill, 1983, 106 oldal)
P_0	gőznyomás	5.51e-5	Pa	www.iap.tuwien.ac.at, 2021
R	Ideális gázállandó	8,31	J/(mol*K)	
Diffúziós tényezők meghatározása				
D_{0V}	Térfogati diff. exponenciális előtti tag	3,70E-05	m ² /s	(Hill, 1983, 106 oldal)
Q_V	Térfogati aktiválási energia	279,6	kJ/mol	(Hill, 1983, 106 oldal)
D_V	Térfogati diffúziós tényező (számolt)	$D_V = D_{0V} \cdot \exp(-1 \cdot Q_V / (R \cdot T))$		
D_{0B}	Szemcse határ diff. exponenciális előtti tag	2,00E-03	m ² /s	(Hill, 1983, 106 oldal)
Q_B	Szemcse határ aktiválási energia	1,67E+05	kJ/mol	(Hill, 1983, 106 oldal)
D_B	Szemcsehatár menti diffúziós tényező (számolt)	$D_B = D_{0B} \cdot \exp(-1 \cdot Q_B / (R \cdot T))$		
D_{0S}	Felületi diff. exponenciális előtti tag	7,40E-02	m ² /s	(Hill, 1983, 106 oldal)
Q_S	Felületi aktiválási energia	211	kJ/mol	(Hill, 1983, 106 oldal)
D_S	Felületi diffúziós tényező (számolt)	$D_S = D_{0S} \cdot \exp(-1 \cdot Q_S / (R \cdot T))$		
δ_B	Szemcsehatár réteg vastagsága	1,00E-10	m	(Hill, 1983, 106 oldal)

δ_s	Felületi réteg vastagsága	1,00E-10	m	(Hill, 1983, 106 oldal)
Kúszási értékek (Power Law Creep)				
S	feszültség előjelfüggvénye (-1, ha nyomófesz., 1 ha húzófesz.)	-1		
A_{dom}	Dorn konstans [-]	10000000000		(Hill, 1983, 106 oldal)
D_{ocr}		0,000037		(Hill, 1983, 106 oldal)
Q_{creep}	Kúszást aktiváló energia[J/mol]	279,6	kJ/mol	(Hill, 1983, 106 oldal)
G	Csúsztató/nyírási rug. modulus 300 K-hez	8,10E+10	Pa	(Hill, Wallach, 1989), (Barabash, 2013)
$G_{\text{együtt}}$	Csúsztató rug. modulus hőmérséklet együtthatója	5,05E-04		(Hill, Wallach (1989), (Barabash, 2013)

9. KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

Ezúton köszönetet szeretnék mondani témavezetőimnek: Dr. Jánosi Lászlónak a sok bátorításért, tanácsért, az építő kritikákért és a doktori munkám végig kísérését, Dr. Veres Gábornak a stabil munkahelyi háttér és a doktorihoz kapcsolódó költségek biztosításáért. Továbbá köszönöm Dr. Kalácska Gábor Tanár Úrnak a doktori mentor programon adott visszajelzéseire és bátorításért, amit ezalatt az évek alatt kaptam. Továbbá szeretném megköszönni Farkas István Professzor Úrnak és Dr. Seres István Tanár Úrnak a számos szervezési, ügyintézési és technikai segítséget a doktori folyamat során. A fenti segítségek nélkül biztosan nem tudtam volna a doktori kutatásomat elvégezni.

Szeretném megköszönni munkatársaimnak a doktori iskola alatt tapasztalt türelmükért, ezt külön köszönöm Ilkei Tamásnak és Palánkai Miklósnak, továbbá minden segítségért, amit kaptam a feladatok elvégzéséhez. A hegesztési kísérletek elvégzéséhez rendkívül nagy segítséget jelentett Dr. Bereczki Péter áldozatkész munkája a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble laborjában.

Szeretnék köszönetet mondani szüleimnek, testvéreimnek és további rokonaimnak a támogatásukért, valamint barátaimnak a biztatásukért. Külön köszönöm barátomnak Dr. Kicsiny Richárdnak a bátorítását a doktori iskola elkezdéséhez.

A dolgozat elkészítésében köszönöm a műhelyvita során kapott javító észrevételeket a bírálóknak: Dr. Trampus Péter Professzor Úrnak és Dr. Kovács Róbertnek, valamint nénikémnek Dr. Baross Gyöngyvérnek a dolgozat számos magyar nyelvű javításáért.

Szeretnék köszönetet mondani feleségemnek, Laurának türelmes támogatásáért, ami különösen sokat jelentett a munka lezárásához.

Utoljára szeretnék hálát adni annak, akitől minden erő, értelem és bölcsesség származik a 90. Zsoltár szavaival: „Kezeink munkáját tedd maradandóvá, kezeink munkáját tedd maradandóvá!”