

Baross Tétény<sup>1\*</sup>, Veres Gábor<sup>1</sup>, Palánkai Miklós<sup>1</sup>, Jánosi László<sup>2</sup>, Bereczki Péter<sup>3</sup>

## **Gleeble 3800 fizikai szimulátorral végzett 316L minták diffúziós hegesztési kísérletei és a hegesztési folyamat modellezése**

### **Diffusion bonding experiments on 316L specimens with a Gleeble 3800 Thermomechanical Simulator and the numerical modell of the bonding surface**

<sup>1</sup> ELKH Energiatudományi Kutatóközpont

<sup>2</sup> Magyar Agrár- és Élettudományi Egyetem, MATE, GÉTI Mechatronika Tanszék

<sup>3</sup> Dunaújvárosi Egyetem, Gépészeti és Anyagtudományi Tanszék

\*baross.teteny@ek-cer.hu

#### **Rövid összefoglaló**

A fúziós reaktorok vákuumon belüli alkatrészeinél különböző diffúziós hegesztési kötéseket alkalmaznak, ahol a mechanikai kötés mellett megfelelő hővezetés szükséges. Ezért a hosszú hegesztési folyamatot vizsgálva, diffúziós hegesztési és azonos paraméterekkel referencia kísérleteket végeztünk el 316 L mintákon a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble 3800 fizikai szimulátorán. A kísérletek és azok numerikus modellezései a hegesztett minták esetében kisebb tengely irányú deformációt mutattak a referencia mintákhoz képest. A jelenséget a hegesztési felületen ébredő kontakt villamos ellenállással magyaráztuk, ahol az ott keletkező hő jelentősen befolyásolja a hőmérséklet eloszlását a mintában. Így a hegesztés előrehaladását, azaz a növekvő kontakt felületet, a kontakt villamos ellenállás csökkenésével modelleztük.

*In fusion reactors under vacuum conditions several structural components are manufactured by different diffusion bondings. Hereby diffusion bonding experiments and reference experiments were executed with a Gleeble 3800 Physical Simulation System in the University of Dunaújváros on 316 L specimens. The measurements and the numerical simulations showed smaller axial compressions on the diffusion bonded specimen compared to the reference specimens, later without bonding surfaces. We assumed that - between the two specimens the only difference - the contact electrical resistance, significantly modified the heat distribution, which impacted on the creep properties too. Hence the increasing contact area during a diffusion bonding was approximated with a decreasing contact electrical resistance raised on the mating surfaces.*

**Kulcsszavak:** Gleeble 3800; diffúziós hegesztés; fizikai szimuláció; kontakt villamos ellenállás

#### **1. Bevezetés**

Napjainkban a világ energiaigénye folyamatosan növekszik, ezért új környezetbarát erőművek fejlesztése van szükség. A jövőben ilyen erőművek lehetnek a magfúziós elven működő új erőművek. Ezek megvalósításának következő mérföldköve a Franciaországban (Cadarache) épülő ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor) kísérleti fúziós reaktor.

A fúziós folyamat során a hidrogén izotópjainak (deutérium és trícium) ütközésével nagy energiájú neutro-

nok szabadulnak fel, valamint hőszugárzás keletkezik. A töltött részecskéket a toroidális vákuum edényben mágneses térrel lebegtetik. A semleges töltésű neutronok mozgási energiáját a vákuumot közvetlenül határoló első fal szerkezetek nyelik el. A neutronsugárzás várhatóan nagyságrendekkel nagyobb lesz, mint ami egy atomerőmű reaktortartály falát éri. Ezért a hegesztési varratok a mechanikai kötések mellett a megfelelő hővezetést, és hűtőjáratok esetén a vákuumhatárt is biztosítják. A fúziós reaktor sajátossága a ciklikus üze-

meltetés, ezért a hőfejlődés és hűlés ismétlődése további ciklikus terhelést is jelenthet a hegesztési varratokra és az alapanyagra.

A vákuumedény belső falára szerelt hűtött köpeny elemek az ITER-ben az ún. blanket modulok hegesztési kötéseit többek között szilárd halmazállapotú diffúziós hegesztési eljárással, (angolul HIP: Hot Isostatic Pressing) meleg izosztatikus sajtolással alakítják ki [1,3]. Különböző szerkezeti anyagok mellett a nagyobb szerkezeti elemeket AISI 316L(N) azonos minőségű 316L(N)-IG acélból készítik [2,4]. Itt az IG az ITER GRADE jelölés, a reaktorban tapasztalt sugárzásához beállított ötvözők mértékét adja meg. Jelentős magreakció keletkezik ugyanis pl. a Co, Nb jelenlétében, de ugyanígy a Ta+Nb+Ti tömegaránya is maximalizálva van [2]. A referencia adatokat lásd az 1. táblázatban.

	316L(N)-IG / EN 1.4404 (IG) [2]		316L / EN 1.4404 [2]	
	min.	max.	min.	max.
Ötvöző				
Fe				
Cr	17,0	18,0	16,50	18,50
Mn	1,60	2,0		2,00
C		0,030		0,030
P		0,025		0,040
N <sub>2</sub>	0,060	0,080		0,11
Ta		0,01	0,01	0,05
B		0,0020		0,0010
S		0,010		0,015
Si		0,50		1,00
Ti*		0,1	-	
Co*		0,05	0,05	0,20
Ni	12,00	12,50	10,00	13,00
Cu*		0,30	-	
Nb*		0,01	0,01	0,10
Mo	2,30	2,70	2,00	2,50
Ta+Nb+Ti*		0,15	-	

1. táblázat: Az AISI 316L(N)-IG és a AISI 316L(N) összehasonlítása  
\* jelölt ötvözők sugárzás szempontjából a fúziós erőművekben elkerülendőek [2]

Kutatásunk során diffúziós hegesztési kísérleteket végeztünk el a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble 3800 termomechanikus szimulátorán. A diffúziós hegesztés főbb jellemzői: a nagy hőmérséklet, nyomás és más hegesztésekhez igen hosszú időtartama, melyre az irodalomban a HIP izosztatikus nyomású kísérletekre a AISI 316L (1.4404) acélra 1000 – 1050 °C / 100 – 150 MPa / 1-2 óra értékeket találunk [1]. Az ilyen izosztatikus, jel-

lemzően túlnyomásos edényben végzett hegesztések fő előnye a nagy sík felületek közötti kötés kialakításának lehetősége, valamint a jelentősen eltérő olvadásponttal rendelkező anyagok hegeszthetősége.

Esetünkben az 1. ábrának megfelelően egytengelyű terhelés mellett kisebb nyomást és rövidebb időt választottunk – ezzel elkerültük a jelentős tengely irányú alakváltozást. A 30 + 30 mm hosszú hasznos szakasszal rendelkező mintákat (1) a réz befogó pofákkal megfogva (2) azokon keresztül Joule-hővel fűti a berendezés, ahol a hőmérséklet a minta közepén termoelemmel (3) mért értékre volt szabályozva.



1. ábra: Diffúziós hegesztési kísérlet a Dunaújvárosi Egyetem Gleeble 3800 mérőcellájában

Ahogy a korábbi tanulmányok is rámutattak a 316L esetében a diffúziós hegesztési folyamatot jelentősen gátolják a szennyeződések, illetve az oxidok jelenléte [1]. Ezek mellett a nem megfelelő felületi érdesség és síklapúság is ronthatja a folyamatot [3]. Így a felületek megfelelő kezelése elengedhetetlen része a jó hegesztési varratnak.

A diffúziós kötés esetében a kontaktfelületen keletkező üregek eltűnése, azaz a teljes felület meghegedése, jellemzően hosszú időt vesz igénybe. Az ilyen hosszú hegesztési folyamatok nagy költséggel járnak, valamint a mintadarabok gondos előkészítésével.

A Gleeble berendezés ellenállásfűtését kihasználva lehetőségünk adódott a felületi kontakt villamos ellenállás és a kontakt felület létrejöttét összekapcsolni, mely vizsgálathoz hasonló a diffúziós hegesztési irodalomban nem találtunk.

A kontakt felületet villamos ellenállással figyeltük meg, mely hasznos eredményeket adhat a felületen lejátszó folyamatok vizsgálatára.

Jelen tanulmány az elsőszerző PhD témájának ismertetése [5], melyből egy további összefoglaló cikk is született [6]. A fontosabb részeredményeket a [7] tartalmazza, a numerikus modellezések az [5,8]-ban vannak leírva, a kontakt ellenállás előzetes mérései a [8]-ben lettek ismertetve.

## 2. A Gleeble kísérletek és a numerikus modellezések elvégzése

Ebben a fejezetben a minták előkészítését, a kísérletek kivitelezését, valamint a numerikus modellezést és a kontakt villamos ellenállás rövid összefoglalását közöljük.

Egy adott anyagpárosítás hegesztési minőségének teljes körű ellenőrzéséhez a kötési felület mikroszerkezeti vizsgálata mellett a szakítópróbák és a töréspróbák elvégzése is szükséges [1]. Mivel ezek igen költségesek és a 316L acélra számos diffúziós hegesztési vizsgálat született már, ezért a kontakt felületen létrejövő kötési mechanizmusok jobb megértésére és azok modellezésére fókuszáltunk.

### 2.1. A minták felületének kialakítása

A hengeres mintákat a Gleeble befogó pofáknak megfelelően alakítottuk ki, ahol a hegesztendő kontakt felületet az irodalom [1] alapján készítettük elő.

A felületek csiszolásával a mérések alapján a minták felületi érdességét a következő érdességi mutatók szerint állítottuk be:  $R_a$  ( $\mu\text{m}$ ) = 0,04 - 0,06 /  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) = 0,6 - 2,01 /  $R_q$  ( $\mu\text{m}$ ) = 0,06 - 0,13 vizes csiszoló papírral (1000 - 1200 grit).

Az acetonos tisztítás után a króm oxid eltávolítása CITRANOX® 2-5% savas oldattal történt 35°C-n ultrahangos fürdőben 10 percig. Majd desztillált vízben a minták felületéről a savas oldatot öblítettük le szintén ultrahangos fürdőben. A minták szárazra lettek törölve a további szennyeződés minimalizálása mellett. Közvetlenül a tisztítás után a mintákat egy vákuumedénybe Ar gáz alá helyeztük és szállítottuk, megelőzve ezzel a további oxidációt. Bár a részleges oxidáció elkerülhetetlen a minták mérőcellába való szerelésekor és a vákuumozásig (kb. 40 perc), azonban az így a keletkező oxid réteg feltehetően kisebb mértékű, mint az eredeti felületen. A 30 mm-s és 12,5 mm átmérőjű hasznos szakasszal rendelkező fél minták a 2. ábrán láthatóak, melynek 10 mm átmérőjű szakaszát fogta közre a két - kéz befogó pofa.

### 2.2. A hegesztések kivitelezése és mért paraméterek

Hegesztési és referencia kísérleteket végeztünk azonos paraméterek mellett: 1000 °C / 30 MPa / 60 min (40. percig vizsgálva) és 1055 °C / 30 MPa / 40 min, ahol a referencia kísérlet a varrat nélküli szimmetrikus kialakítású mintát jelenti 60 mm hasznos szakasszal. Továbbiakban a diffúziós hegesztések és referencia mérések jelölései a D-1000/30/40 és R-1000/30/40 és a D-1055/30/40 és R-1055/30/40 lesznek. A kísérlete-



2. ábra: Gleeble hegesztési fél minták, csiszolt felületei

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.	°
Vizsgálókamra vákuum értéke	Manuálisan került rögzítésre, a kontrol kijelzőről leolvassa	torr

2. táblázat: A Gleeble vezérlés által rögzített adatok

ket a berendezés vákuumozható mérőcellájában tettük meg, melyet elővákuum értéken tartottunk. A kísérlet alatt mért adatokat az 2. táblázat foglalja össze.

A mintára ható tengely irányú terhelést a Gleeble vezérlő szoftvere szabályozza a referencia nyomás és az aktuális keresztmetszet függvényében, ahol a keresztmetszet növekedését az előtolás értékéből számolja.

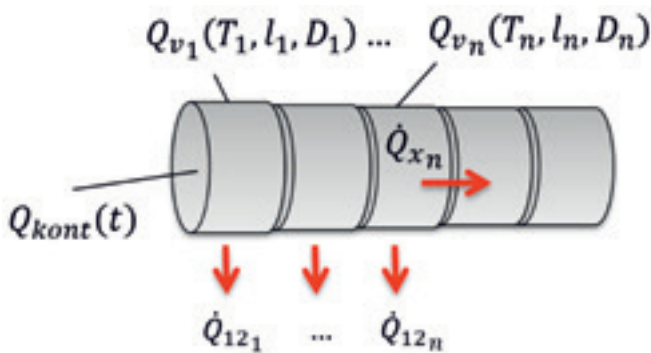
A kísérletek során megfigyeltük, hogy a hegesztett minták kevésbé kúsztak a referenciamintákhoz képest, azaz a hegesztett minták tengelyirányú deformációja kisebb volt az azonos terhelés mellett (hőmérséklet, nyomás) a referenciamintákhoz képest. Mivel a kettő között az egyedüli különbség a hegesz-

tési varrat volt, ezért a jobb megértésért a Gleeble működésének megfelelően egy numerikus modellt hoztunk létre.

### 2.3. A kísérletek numerikus modellezése

A Gleeble kísérleteket leíró numerikus modell a minta hőmérséklet-eloszlását számolja a hőmérsékletfüggő anyagjellemzőkkel, valamint kúszási függvénnyel közelíti a tengelyirányú deformációt. A kontaktfelülethez egy feltételezett kontakt villamos ellenállás függvény hozzáadásával a hegesztési varrat hatását tudtuk modellezni.

A fél mintára számolt hőfejlődést és hővezetést a 3. ábra és 4. ábra szemlélteti, ahol a  $Q_{kont}(t)$  a kontakt villamos ellenállás során létrejövő hőfejlődést jelöli, melyet az első elemhez adtunk hozzá. A teljes elemszám 200 volt a 30 mm hosszú fél mintán. A Gleeble mintát szimmetrikusnak véve, balról az  $n$ -ik elemen áthaladó hőáram az összes előző  $1...n$  elemekben fejlődő hőfejlődés összege lesz, vagyis  $\sum_1^n \dot{Q}_{x_n}$ , mely összegből már kivontuk a hőszugárzási veszteségeket az egyes elemeken.



3. ábra: A hőfejlődés és hővezetés modellje a hengeres mintában 1D-s hővezetést feltételezve, félminta

Ez a balról számított hőmennyiség fog egyensúlyt tartani állandósult állapotban adott elemben számolt a tengely irányú hővezetéssel. Így (1)-ben írhatjuk  $k$ -ik időpillanatban, hogy

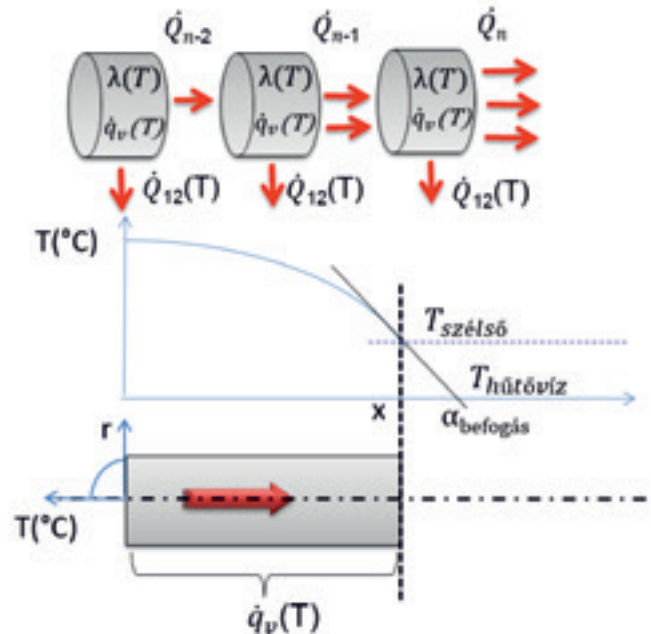
$$\sum_0^n \dot{Q}_{x_{n,k}} = \lambda(T_{n+1,k}) \cdot \frac{A_{n,k}}{l_{n,k}} (T_{n-1,k} - T_{n,k}), \quad (1)$$

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

A befogáshoz közeli elem és a hűtővíz kapcsolatát at hőátadási tényezővel modelleztem, melyet a szélső elemén mért hőmérséklet alapján határoztam meg. Így a  $(n=N)$  távozó hőmennyiség a következő lesz:

$$\begin{aligned} \sum_0^{n=N} \dot{Q}_{x_{N,k}} &= \\ &= \alpha_{befogás} \cdot A_{N,k} (T_{N,k} - T_{hűtővíz}), \quad (2) \end{aligned}$$

ahol  $\alpha_{befogó} = 2000 - 4200 \text{ W/(m}^2\text{K)}$  között választottam meg.



4. ábra: A tengely irányú és a radiális irányú hőmérséklet eloszlás várható jellege a hőszugárzást is figyelembe véve

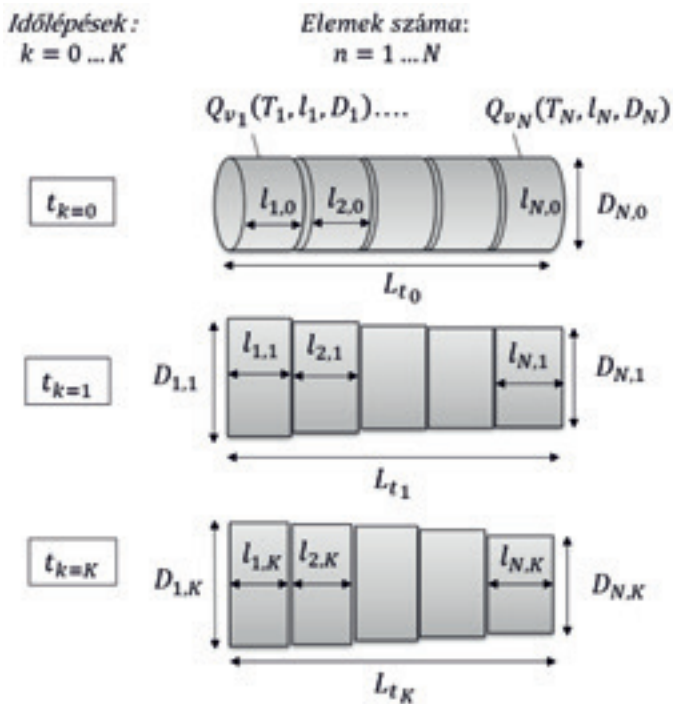
### A minta deformációja

A numerikus modellben egy időlépésben a hőmérséklet eloszlást 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 a (3) egyenlet szerint. 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:

$$A_{n,k+1} = \frac{A_{n,k} \cdot l_{n,k}}{l_{n,k+1}} = \frac{A_{n,k} \cdot l_{n,k}}{l_{n,k} \cdot (1 + \epsilon)}, \quad (3)$$

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





5. ábra: A szimmetrikus modell elemeinek változása időben

Az 5. ábrán az  $n = 1 \dots N$  elemek méretei az időlépéssel változnak, tehát  $l_{n,k} > l_{n,k+1}$  és  $D_{n,k} < D_{n,k+1}$  változik a kúszásnak megfelelően. Az összes elem együttes rövidülése (4) pedig így számolható ki:

$$L_{tk+1} = L_{tk} - \sum_{n=1}^N \Delta l_n(\dot{\epsilon}, \Delta t, T_n) \quad (4)$$

A numerikus modellezésekkel - összhangban a kísérletekkel - a kúszás erős hőmérsékletfüggésével a tengely irányú deformációt tudtuk modellezni. A deformáció jelentősen függ ugyanakkor a megfelelő kúszási függvény megválasztásától. A minta igen széles hőmérséklettartományán, a különböző függvények helyett egy függvényt volt célszerű használni a nagy alakváltozás miatt.

Hill kutatása alapján [11] megmutatta, hogy ezen a diffúziós hegesztési hőmérsékleten és nyomáson az ún. Arrhenius-típusú hatványfüggvényes közelítés a megfelelően univerzális leírás a kúszás modellezésére. Leírása alapján a diszlokációk csúszása mellett megjelenik a diszlokációk mászása is a nagy 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 leírására átfogó tanulmányt ír még Rieth [12]. A Hill [10,11] által használt modellnek megfelelően a (5) hatványfüggvényt alkalmaztuk:

$$\dot{\epsilon} = A_c \left( \frac{\sigma}{G} \right)^n, \quad (5)$$

ahol  $A_c$  anyagtól függő állandó meghatározható,  $n$  a hatványfüggvény kitevője,  $\sigma$  a normális feszültség a mintán alkalmazott egytengelyű feszültséggel számolva

A numerikus modell összehasonlítását és a mért előtolást lásd a 11. ábra.

## 2.4. A hegesztési felület elméleti modellezése

A diffúziós kötés kialakulása a két felület között létrejövő üregek eltűnésének összetett folyamata. Az üregeket 2D ellipszissel közelítve Hill és Wallach [10] összefoglaló munkájukban leírták az üregek felületén, illetve az érintkező nyakban létrejövő folyamatokat.

Egy hegesztési felületen a jellemző mechanizmusok a következők: a felületi érdességi csúcsok kezdeti pillanatszerű plasztikus alakváltozása, a keletkező üregek kipárolgási / kondenzációs folyamatai, a felületi és térfogati diffúziós folyamatokat, valamint a felületen kialakult érintkező nyak kúszása. A mechanizmusok részletesebb tárgyalása a [4] mellékletében megtalálhatóak.



6. ábra: A felületi érdességi profil ellipszis barázdáinak közelítése és modellezése

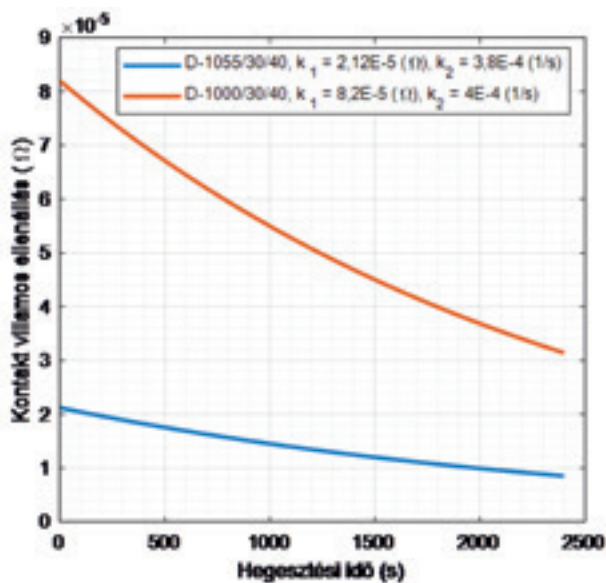
A modell szerint bár gyorsan létrejön egy kb. 80% kontakt felület, a tapasztalat azonban azt mutatja, hogy az összehegedést az utána következő folyamatok fogják biztosítani. Hosszabb idő szükséges ugyanis amíg a felületen a maradó szennyeződések és oxidok is az anyagba oldódnak [10,11]. Ezért sem lehet a hegesztést túl rövidre (10 – 20 perc) választani. Így a hegesztések bizonytalansága miatt érdemes a kontakt felület vizsgálati lehetőségeit kutatni.

A hegesztési minták esetében (D-1000/30/40, D-1055/30/40) a numerikus modellezésben egy exponenciálisan időben csökkenő függvénnyel közelítettük a kontakt villamos ellenállást, ez egy általunk választott időfüggő függvény (6) volt. A  $k_1$  és  $k_2$  paramétereket úgy választottuk meg, hogy a minta kúszása/plasztikus alakváltozása a 40. percben egyezzen a kísérletben mértekkel.

$$R_{kontakt} = k_1 \cdot e^{-k_2 \cdot t}, \quad (6)$$

ahol  $k_1$  mértékegysége  $\Omega$ , a  $k_2$  mértékegysége  $1/s$  lesz.

A hegesztési kísérlet eredményeihez a megállapított két függvényt a 7. ábra mutatja.



7. ábra: A kontakt villamos ellenállás közelítő függvényei [5,6]

A modellezett függvényt úgy választottuk meg, hogy a hegesztéskor mért tengely irányú előtollással a numerikus modellezéssel előállított minta rövidülése azonos, vagy jellegre hasonló legyen. Lásd a 11. ábrát.

Ezáltal a referencia mintával, és a diffúziós hegesztéssel, valamint a hőmérsékletek, előtollás mérésével, terhelés mérésével, a kontakt villamos ellenállás függvényét tudtuk becsülni.

## 2.5. A kontakt felület villamos ellenállásának elméleti modellezése

A kontakt felület villamos ellenállását elméleti a Zhang által kidolgozott elméleti modellel vettem össze egy-csatornás esetre.

Két felület csatlakozásánál az érdességi felületi csúcsok áthatolnak az oxid és egyéb szennyező rétege-

ken. Így létrehozva a helyi fémes kötést és a villamos vezetést. Az összeszorító erővel arányosan több érintkező felület keletkezik, illetve a felületek is növekednek [12,13]. Azonban Braunovic munkája [13] alapján mondhatjuk, hogy a mechanikai kontakt nem jelenti a megfelelő fémes vagy vezető kötést. A valóságban ugyanis a villamos áram egy csatlakozó felület nominális keresztmetszetének több részterületén folyik át, ahogy azt a 8. ábra is szemlélteti.

A Holm által először meghatározott szűkületi villamos ellenállást Zhang [14,15] kiterjesztette eltérő anyagpárok esetére, ahol a felületen létrejövő oxid réteg ellenállását is tudta modellezni.

A diffúziós hegesztés szempontjából a Zhang által meghatározott elméleti számítások jelentőségei a következők voltak:

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

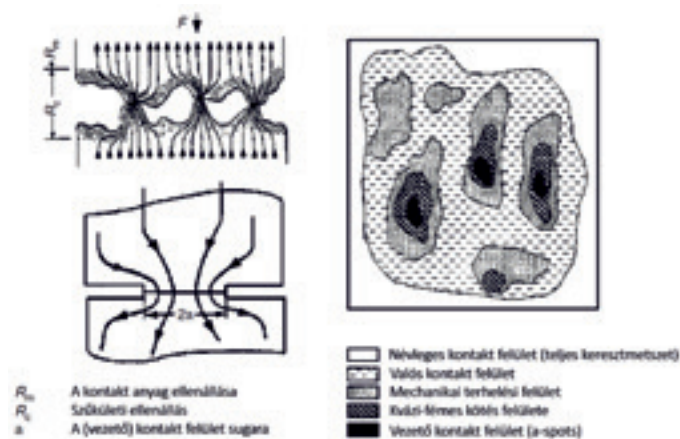
A vezető csatornáknak és a szűkületi ellenállások összegeként a kontakt ellenállás a két minta szűkületi ellenállása – azaz a keresztmetszet hirtelen változása -  $R_{CA/B}$  és a közöttük kialakult vezető híd v. nyak  $R_h$  ellenállás összegeként írható fel. A  $h$  magas vezető nyakat a 9. ábrán az  $A$  felület jelképezi.

$$R_{fél kontakt} = R_h + R_{CA/B} = \frac{\rho_1 \cdot h}{\pi \cdot r_A^2} + \frac{\rho_2}{4 \cdot r_A} \cdot \bar{R}_{CA/B} \left( \frac{r_B}{r_A}, \frac{\rho_1}{\rho_2} \right), \quad (7)$$

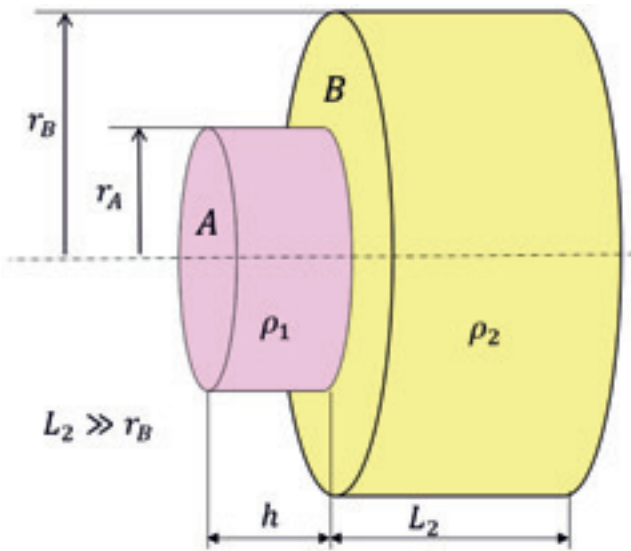
ahol  $\rho_1$  a felületi nyak fajlagos ellenállása,  $\rho_2$  pedig az alapanyag fajlagos ellenállása. A szűkületi ellenállást  $\bar{R}_{CA/B}$  [14,15] a megadott analitikus függvénnyel közelítettem. A számítások azt mutatták, hogy a vezető szigetek körül kialakuló szűkületi ellenállás jelentős többletet jelent a kontaktfelület nagyságrendekkel rosszabb vezető rétege esetében is. Tehát esetünkben a kialakult hegesztési nyak „A” felületének nagyobb fajlagos ellenállásával lehet modellezni a felületi szennyeződések, oxidok jelenlétét.

Az A/B kötési felület arány függvényében ábrázoljuk a kontakt villamos ellenállás értékét.

A modell szimmetrikus fél kontakt villamos felület hengeres geometriáját a 9. ábra mutatja.



8. ábra: Az áram szűkületi ellenállásának ábrázolása egy valós kontakt felület esetében [13]



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

A szűkületi ellenállás számítására Zhang [14] az igen összetett számítást igénylő egzakt elmélet helyett egy analitikus közelítést javasolt (8) a normált felületi ellenállásra (szűkületi ellenállásra):

$$\bar{R}_C \left( \frac{r_B}{r_A}, \frac{\rho_1}{\rho_2} \right) \cong \bar{R}_{C0} \left( \frac{r_B}{r_A} \right) \Big|_{Timsit} + \frac{\Delta}{2} \cdot \left( \frac{2\rho_1}{\rho_1 + \rho_2} \right) \cdot g \left( \frac{r_B}{r_A} \right), \quad (8)$$

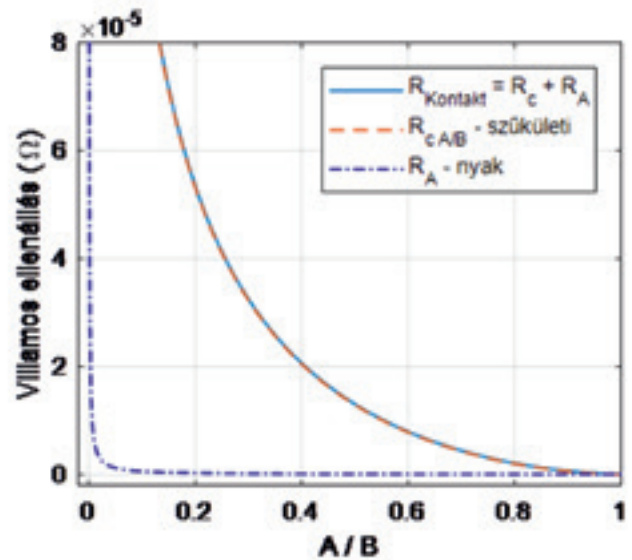
ahol  $\bar{R}_{C0}$  a normált kontakt ellenállás, az egyenletben szereplő  $\Delta = 0,08076$ .

$\bar{R}_{C0}$  és a  $g$  függvényt (a két fajlagos villamos ellenállás arányából adódó növekmény) számítása (9)  $r_B/r_A$  arányában adjuk meg a következő közelítéssel [12,13]:

$$\begin{aligned} \bar{R}_{C0} \left( \frac{r_B}{r_A} \right) \Big|_{Timsit} &= 1 - 1,41581 \left( \frac{r_A}{r_B} \right) + 0,06322 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^2 + \\ &+ 0,15261 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^3 + 0,19998 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^4, \\ g \left( \frac{r_B}{r_A} \right) &= 1 - 0,3243 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^2 - 0,6124 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^4 - \\ &- 1,3594 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^6 + 1,2961 \left( \frac{r_A}{r_B} \right)^8. \end{aligned} \quad (9)$$

Az elméleti eredmények jól mutatják (10. ábra), hogy a szűkületi ellenállás figyelembevétele jelentős ellenállás többletet eredményez a kezdeti kisebb kontaktnál: pl. 60% alatti kontakt esetén. A modellezés bemutatta, hogy a felületen létrejövő kontakt – „A” felület - a szennyeződés és oxidréteg miatt esetlegesen nagyobb villamos ellenállása az alapanyaghoz képest (esetünk-

ben  $\rho_1 = 50 \cdot \rho_2$ ) sem befolyásolja számottevően a szűkületi ellenállás értékét. Ugyanakkor ahogy látjuk egy kisebb A/B arány esetén már igen jelentős lesz a szűkületi ellenállás értéke. A fajlagos ellenállás értékét  $\rho$  (1000 °C) a hegesztési hőmérsékleten számoltuk.



10. ábra: Zhang-féle függvénye alapján a kontakt villamos ellenállás fél mintára,  $h = 0,12 \mu\text{m}$ ;  $r_B = 6,25 \text{ mm}$ ;  $r_A = 0,05 \div 6,25 \text{ mm}$ ;  $\rho(1000 \text{ °C}) = 1,256e-06 \Omega\text{m}$ ,  $\rho/\rho_2 = 50$  (a kontakt felület fajlagos ellenállása / az alapanyaghoz képest)

## 3. Eredmények és kiértékelésük

### 3.1. A numerikus modellezés

Egydimenziós hővezetési modell készült a Gleeble-n végzett diffúziós hegesztési kísérletekre, amely modellezte a tengely irányú deformációt. A modell alkalmas volt a hőmérséklet eloszlás meghatározására a hőmérsékletfüggő anyagjellemzők figyelembevételével a Joule-hővel fűtött kísérletek mintáira.

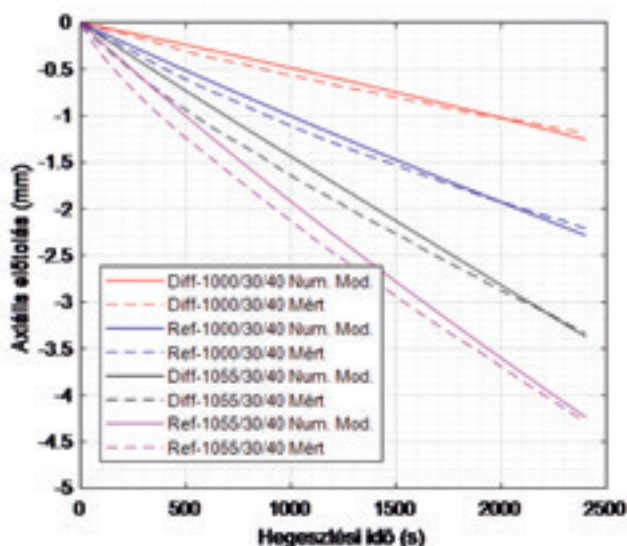
A numerikus modell a Gleeble berendezéshez hasonlóan szabályozta a szükséges egyenáramot (Lásd 12. ábra). Jóllehet a Gleeble-ben váltóáramú a mintán átfolyó áram, de [16] alapján számolhatunk egyenárammal is. Így az egyenáram növelésével a modell szabályozta az közepén mért állandó hegesztési hőmérsékletet. Lásd 1. ábra. Továbbá a modellezés szabályozta és állandó értéken tartotta a minta felületén a 30 MPa felületi nyomást a tengely irányú terhelés változtatásával.

A numerikus modellezéseket a kísérletekhez igazítottuk, ahol a D-1000/30/40 és R-1000/30/40 és a D-1055/30/40 és R-1055/30/40 kísérleti párok esetében azonos feszültség kitevővel (kúszási paraméter) számol-

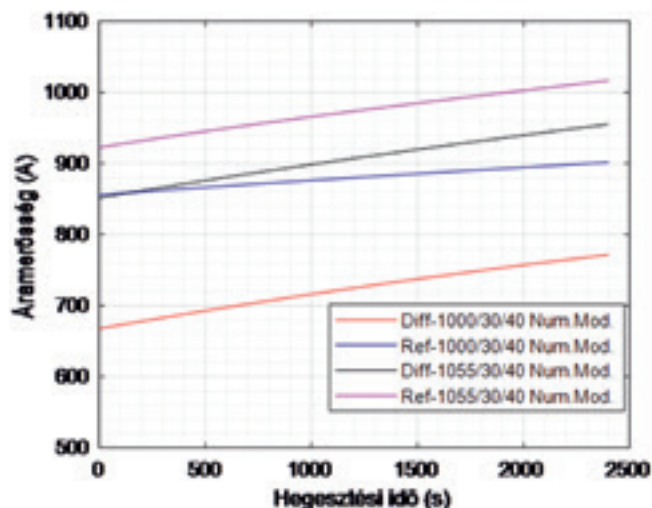


tuk a minták deformációját. A modellezések és a mérések axiális eltolásait a 11. ábra mutatja.

A kísérleti párok esetében látható, hogy a D és R-1000/30/40 és D és R-1055/30/40 hegesztési kísérleteknél a referencia minták jobban deformálódtak. A két kísérlet között a valóságban igyekeztünk mindenben azonos körülményt biztosítani, így biztosítva, hogy a hegesztési varrat jelenléte adja elsősorban a különbséget. Ennek megfelelően a korábban leírt kontakt felületen ébredő villamos ellenállás modellezésével a hegesztési minták a numerikus modellezésben is kevésbé torzultak.



11. ábra: A hegesztés névleges kezdetétől 2400 s-ig mért és modellezett eltolás mértéke D-1000/30/40 és R-1000/30/40 és a D-1055/30/40 és R-1055/30/40 [6]



12. ábra: A numerikus modellezéssel meghatározott egyenáram sűrűség változása

### 3.2. Eredmények kiértékelése

A diffúziós hegesztési tapasztalatok szerint [9,10] a kontakt gyors kialakulása 10-20 perc után még nem megfelelő fémes kötést eredményez a jelenlévő oxid réteg és a szennyeződések jelenléte miatt. Ezért a hegesztés előtt bevett szokás [1,2] vákuum környezetben a mintadarabok előzetes kifűtése, mellyel a felület tisztítása is elérhető. Mivel erre nem volt lehetőségünk az ellenállásfűtés jellege miatt, a tisztítás, vegyi maratás ellenére a felületi szennyeződések, illetve oxid réteg jelenlétére számíthattunk.

A kontakt villamos ellenállás (7. ábra) a diffúziós hegesztés első pillanatában elméletileg „végtelen” nagy értékről kellene indulnia a Zhang-féle kontakt ellenállás (10. ábra) elméleti értékének megfelelően. Azonban ismerve a Gleeble kísérlet előtt a 20-30 perces szabályozott felfűtési szakaszt, illetve a nagy felületi nyomást (30 MPa) és hőmérsékletet a hegesztés elején egy kezdeti kontakt felületet feltételezhetünk. Így a modellezett kontakt villamos ellenállás kezdeti értéke is meghatározható. A 10%-s kötés után a Zhang-féle függvény  $10^{-5}$  (Ohm) nagyságrend alá esik, ami a modellezett időfüggő kontakt villamos ellenállás közelítő függvényével összevethetővé válik.

A vártak megfelelően a magasabb hőmérsékleten végzett (1055 °C) modellezés a kontakt felület gyorsabb kialakulását mutatja, az alacsonyabb hőmérsékletéhez (1000 °C) képest. Természetesen a kontakt felület valós arányát töréskeresztvel és mikroszkópiával készített vizsgálatokkal lehet megmérni, ezek egyelőre nem történtek meg ezen a mintadarabon.

Korábbi számításaink alapján a minta radiális hőmérséklet eloszlására 10-15 °C fokos maximális eltérést mutatott a minta felületéhez képest. Így a számításaink során feltételeztük, hogy a Gleeble hengeres minta belülről kifelé heged össze. Ezért a jelen kísérlethez az egycsatornás modell alkalmazását megfelelőnek tekintettük.

### 4. Összefoglalás

- Diffúziós hegesztési és referencia kísérleteket végeztünk el egy Gleeble 3800 fizikai szimulációs berendezéssel 316 L hengeres mintákon.
- A két kiválasztott kísérlet paraméterei 1000 °C / 30 MPa / 40 perc és 1055 °C / 30 MPa / 40 perc voltak. A Gleeble kísérletnek megfelelően numerikus modellt hoztunk létre.
- A modellezéssel megállapítottuk, hogy a hegesztési varratnál fellépő kontakt villamos ellenállás jelen-



tősen befolyásolja a minta hőmérséklet eloszlását és áramfelvételét. A módosított hőmérséklet eloszlás mérhetően befolyásolta a minta tengely irányú deformációját is, melyet méréssel és modellezéssel is megfigyeltünk.

- Bemutattuk, hogy a kontakt villamos ellenállás bevezetett függvénye és a Zhang-féle [14,15] elméleti ellenállás értéke azonos nagyságrendbe esik a megfelelő minta geometriával számolva. Így a függvények összevethetővé váltak.
- Ezzel a módszerrel a kötési felület növekedése is becsülhetővé vált a publikált [5,6] eredményeknek megfelelően. A kísérleti módszer előnye, hogy a diffúziós hegesztési kötés hosszú folyamatának megállítása nélkül is vizsgálhatóvá válik a kontakt felület kialakulása.

## Köszönetnyilvánítás

Köszönetet szeretnék mondani a Wigner Fizikai Kutatóközpontnak a kísérleteimhez és méréseimhez nyújtott finanszírozásáért. A kísérletek továbbá az Emberi Erőforrások Minisztériuma ÚNKP-18-3 IV kódszámú Új Nemzeti Kiválóság Programjának támogatásával készültek.

## Irodalomjegyzék

- [1] Barabash, V. „ITER dokumentum, Fusion Welds and HTPed Joints” G 74 MA 10 W0.3, (letöltve: 2019. 03. 14.), 2005
- [2] Barabash, V. „ITER dokumentum, Appendix A, Materials Design Limit Data” (ITER\_D\_ 222RLN), (letöltve: 2016. 02. 07.), 2013
- [3] Sato, S., Enoeda, M., Kuroda, T., Ohara, Y., Mohri, K., Cardella, A. „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., 2001
- [4] 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
- [5] Baross T. „Diffúziós hegesztés alkalmazása magfúziós reaktor környezetben” Magyar Agrár- és Élettudományi Egyetem, PhD tézis, 2021.
- [6] Baross, T., Bereczki, P., Jánosi, L., Palánkai, M., Veres, G. „316L mintákon végzett diffúziós hegesztési kísérletek Gleeble 3800 fizikai szimulátoron” Nukleon, XV. évf. 241, ISSN: 1789-9613, 2022.
- [7] Baross, T., Bereczki, P., Jánosi, L., Palánkai, M., Sánta, B., Veres, G. „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>, 2020.
- [8] Baross, T., Jánosi, L., Veres, G. „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, 2018.
- [9] Baross, T., Bereczki, P., Jánosi, L., Palánkai, M., Sánta, B., Veres, G. „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, 2019.
- [10] Hill, A. D., Wallach E.R. „Modelling solid-state diffusion bonding” Acta Metallurgica, Volume 37, Issue 9, Pages 2425-2437, ISSN 0001-6160, 1989.
- [11] Hill, A. D. (1983): PhD thesis, Modelling and assessment of diffusion bonding, University of Cambridge
- [12] Rieth, M., Falkenstein, A., Graf, P., Heger, S., Jaentsch, U., Klimiankou, M., Materna-Morris, E., & Zimmermann, H. „Creep of the austenitic steel AISI 316 L(N) Experiments and models” (FZKA--7065). Germany, 2004.
- [13] Braunovic, M. „Electrical Contacts: Fundamentals”, Applications and Technology. 6-8 p., 150 p., 168 p., 2007.
- [14] Zhang, P., „Effects of Surface Roughness on Electrical Contact” Thesis, RF Heating and Field Enhancement, University of Michigan, Horace H. Rackham School of Graduate Studies, 2012.
- [15] Zhang, P., Lau, Y. Y. „Scaling laws for electrical contact resistance with dissimilar materials” J. Appl. Phys. 108, 044914, 2010.
- [16] 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>