

Miskolci Egyetem
Gépészmérnöki és Informatikai Kar



**Repedésterjedési esetek modellezése lokális tönkremeneteli
kritériumok alapján**

PhD értekezés

KÉSZÍTETTE:

Pusztai-Spisák Bernadett
okleveles gépészmérnök

Sályi István Gépészeti Tudományok Doktori Iskola
Gépek és Szerkezetek Tervezése Tématerület
Vegyipari Gépészeti Témacsoport

DOKTORI ISKOLA VEZETŐ:

Vadászné Prof. Dr. Bognár Gabriella
az MTA doktora

TÉMATERÜLET VEZETŐ:

Vadászné Prof. Dr. Bognár Gabriella
az MTA doktora

TÉMAVEZETŐ:

Dr. Szávai Szabolcs
egyetemi docens

TÁRS-TÉMAVEZETŐ:

Prof. Dr. Siménfalvi Zoltán
egyetemi tanár

Miskolc
2023

Tartalomjegyzék

Témavezetői ajánlás	iii
Jelölésjegyzék	iv
1. Irodalmi áttekintés	5
1.1. Törésmechanikai alapok	5
1.1.1. Törésmechanika globális megközelítése	6
1.1.2. Törésmechanika lokális megközelítése	12
1.2. Mesterséges neurális hálózat elvi háttere	18
1.2.1. A mesterséges neurális hálózat elvi elemeinek a felépítése	19
1.2.2. ANN betanítási módszerei	20
1.3. Előrelépések a törésmechanikában	22
1.4. Feszültségkorróziós repedés	24
1.4.1. Feszültségkorróziós repedés jelenléte a nukleáris iparban	25
1.4.2. Feszültségkorróziós jelenség kialakulásának elvi feltételei	27
1.4.3. Feszültségkorróziós repedés vizsgálati módszerei	30
1.4.4. Feszültségkorróziós repedésre vonatkozó modellezési módszerek	33
1.4.5. A Shoji-modell ismertetése	35
1.5. Összefoglalás, célkitűzések	38
2. Kifejlesztett módszer alkalmazása mini CT próbatestekhez	40
2.1. ANN módszer alkalmazása a GTN paraméterek meghatározásához	40
2.1.1. Kis méretű, bemetszett, lapos próbatestek ismertetése	40
2.1.2. Folyásgörbe meghatározása	41
2.1.3. Kis méretű NT próbatestek végeelem modelljének a felépítése	42
2.1.4. GTN paraméterek meghatározása	43
2.2. Mesterséges neurális hálóval meghatározott károsodási paraméterek validálása CT próbatesteken	47
2.2.1. 1T CT próbatestek bemutatása	47
2.2.2. 0,16T CT próbatest bemutatása	49
2.2.3. Validálás eredménye	51
2.2.4. Előrepszítés alakjának a hatása	53
2.3. Módosított VCCT modell ismertetése	55

2.3.1.	Kiértékeléshez használt ASTM E1820 szabvány rövid ismertetése	57
2.3.2.	Kifejlesztett módszer validálása a CT próbatesteken	59
2.4.	CT próbatestek eredményeinek összefoglalása	62
3.	Feszültségkorróziós repedés laboratóriumi és numerikus vizsgálata	63
3.1.	Vizsgálat előkészítése	65
3.2.	A vizsgálóberendezések	69
3.2.1.	A reaktortartály üzemi közegének paramétereit modellező kísérleti berendezés	69
3.2.2.	A gőzfejlesztő szekunderköri közegének paramétereit modellező kísérleti berendezés	70
3.3.	Vizsgálati terv	72
3.4.	Vizsgálatok eredményei	72
3.4.1.	Auszenites minták vizsgálati eredménye	72
3.4.2.	Ferrites minták vizsgálati eredménye	73
3.5.	Végeselemes szimuláció alkalmazása feszültségkorróziós repedés előrejelzésére . .	74
3.5.1.	Szimuláció validálása	76
4.	Hibrid CT próbatest feszültségintenzitási tényezőjének analitikus módon történő meghatározása	78
5.	Tézisek - új tudományos eredmények	88
6.	Összefoglalás	90
7.	Fejlesztési lehetőségek	91
	Köszönetnyilvánítás	92
	A disszertációhoz kapcsolódó publikációk	93
	Ábrák jegyzéke	96
	Táblázatok jegyzéke	97
	Irodalomjegyzék	97
A	Melléklet	104
B	Melléklet	107
C	Melléklet	114

Témavezetői ajánlás

Pusztai-Spisák Bernadett a Miskolci Egyetemen végzett MSc gépészmérnökként. A diploma megszerzése alatt 2017 februárja óta gyakornokként dolgozott a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Kft. Mérnöki divíziójának Szerkezetintegritási és Gyártástechnológiai Osztályán. Mivel már BSc hallgatóként a létesítmény szerelő és üzemeltető szakirányt választotta, ezért különböző, a nukleáris iparhoz kapcsolódó projekteken vett részt. Például egy nyomástartó edény szerkezeti egységét vizsgálta, amelyhez töréselemzés is tartozott. Tanulmányait kiváló eredménnyel fejezte be. A diploma megszerzése után kezdte meg PhD tanulmányait a Miskolci Egyetemen Gépészmérnöki Szakán, valamint a kutatóintézet munkatársaként folytatta munkáját.

Munkája során több, az EURATOM égisze alatt futó nemzetközi kutatásban, mint pl. ATLAS+, FRACTESUS, STRUMAT, APAL nemzetközi projekteken is részt vett és vesz jelenleg is, amely az atomerőművek hosszú távú működésére és az öregedési folyamatok nyomon követésére összpontosít. A projektek fő témája az atomerőművek törésmechanikai szempontjaival foglalkoznak. E projektek mellett egy olyan projekt munkájában is részt vett, amelyben új modellt dolgozott ki a nukleáris ipar berendezéseinek, főként a VVER reaktorokban megjelenő feszültségkorróziós repedésekhez.

A kutatás újszerűsége, hogy validált módszer kerül bemutatásra a próbatestes mérési eredmények átvihetőségére valós méretű és komplex geometriájú berendezésekre, mellyel kizárhatóak a valós berendezés és a próbatest eltérő feszültség és alakváltozási állapotából adódó bizonytalanságok, kezelhető a mérethatás problémája és figyelembe vehető a gátolt alakváltozás hatása. Lokális károsodási modellekkel az anyag viselkedése különböző feszültség és alakváltozási állapotokban egységesen leírható, geometriától független, egységes állapotértékelési eljárással kezelhető. A lokális anyagjellemzők segítségével lehetőség van multiscale elemzésre, mely kapcsolatot teremt a mikro- és a makroszintű jelenségek leírása között, így figyelembe vehető az anyagban a károsodási folyamat kialakulása és annak továbbfejlődése az öregedés és a terhelési állapot hatására. Ezek igazolására validációs mérések hajtott végre mintadarabokon.

Véleményünk szerint Pusztai-Spisák Bernadett publikációs tevékenysége megfelelő, az MTMT adatbázisa alapján jelenleg 35 publikációja van, amelyek szorosan kapcsolódnak a PhD témához vagy annak konkrét téziseit mutatják be.

A 2020-as évben sikeresen letette a komplex vizsgát. Az abszolutóriumot 265,1 kredittel szerezte meg. A tanszéki védésen 2023. szeptember 28-án sikeresen megfelelt.

A jelölt önállóan dolgozott és nagyon gyakran kezdeményezett, mindig követte az utasításokat. Doktori tanulmányai során tovább fejlesztette tudását, kutatási affinitását és prezentációs készségét. Olyan új ismeretekre és kompetenciákra tett szert, amelyeket a jövőbeni tudományos életében is hasznosítani tud.

Témavezető: Dr. Szávai Szabolcs

Társtémavezető: Prof. Dr. Siménfalvi Zoltán

Jelölések- és rövidítések jegyzéke

Latin betűvel történő jelölések

a	Az 1.3. egyenletben az elliptikus bemetszés nagytengelyének a fele [mm]
a	Repedéshosszúság [mm]
a	Az 1.2.1. fejezetben lévő skalár kimenet [-]
a_0	Kezdeti repedéshossz [mm]
A_e	Rugalmas terület nagysága [mm ²]
A_p	Képlékeny terület nagysága [mm ²]
B	CT próbatestek vastagsága [mm]
b_0	Kezdeti fennmaradó ligament hossza [mm]
B_N	CT próbatest hasznos vastagsága [mm]
C_0	Kezdeti lineáris szakasz meredekségének reciproka [Nmm]
E	Rugalmassági modulus [MPa]
F	Faraday állandó Cmol ⁻¹
f	Az 1.2.1. fejezetben lévő átviteli függvény [-]
f^*	Károsodási paraméter [-]
f_0	Kezdeti térfogati üreghányad [-]
f_c	Kritikus térfogati üreghányad [-]
f_f	Térfogati üreghányad értéke törésnél [-]
$f_{ij}^{I,II,III}$	ϕ szögtől függő, dimenzió nélküli függvények [-]
f_n	A nukleációban részt vevő részecskék üreghányada [-]
f_u^*	Folyási felület paraméter reciproka [-]
\dot{f}	Üregtérfogathányad változása [-]
\dot{f}_g	Meglévő üregek növekedése okozta üregtérfogathányad változás [-]
\dot{f}_n	Új üregek kialakulása okozta üregtérfogathányad változás [-]
$G_{I,II,III}$	Energiafelszabadulás [J/m ²]
i_0	Oxidációs áramsűrűség [A/m ²]
J	Erő-elmozdulás görbe alatti terület [J/m ²]
J_c	Kritikus J-integrál érték [J/m ²]
J_{Ic}	Méretfüggetlen törési szívósság [J/m ²]
J_e	J-integrál rugalmas komponense [J/m ²]
J_p	J-integrál képlékeny komponense [J/m ²]
J_Q	Méretfüggő törési szívósság
[J/m ²]	
K	Feszültségintenzitási tényező [MPam ⁻²]
$K_{I,II,III}$	I., II. és III. módú feszültségintenzitási tényező [MPam ⁻²]
K_{Ic}	Anyag kritikus törési szívóssága [MPam ⁻²]
\dot{K}	Feszültségintenzitási tényező változásának a sebessége [MPam ⁻² s ⁻¹]

l_c	Kritikus hossz paraméter
M	Moláris tömeg [gmol]
m	Repassziválódási sebesség [–]
n	Az 1.2.1. fejezetben lévő hálózati bemenet [–]
n	Keményedési kitevő [–]
p	Hidrosztatikus nyomás [MPa]
p	Az 1.2.1. fejezetben lévő skalár paraméter [–]
P	Erő nagysága [N]
q_1	Folyási felület paraméter [–]
q_2	Triaxialitás paraméter [–]
r	Polárkoordináta-rendszer sugárirányú komponense
r	Repedéscsúcstól vett távolság a Shoji-féle repedésterjedési sebesség képletben [mm]
R {	Töréssel szembeni ellenállás [J/m^2]
R	Az 1.2.1. fejezetben lévő bemeneti vektor [–]
r_0	Repedéscsúcs előtti karakterisztikus távolság [mm]
S	Az 1.2.1. fejezetben lévő neuronok száma [–]
S_n	A deformáció vezérelte nukleáció szórása [–]
T_0	Átmeneti hőmérséklet [$^{\circ}C$]
T_i	Felületi húzóerő vektor [MPa]
t_0	Konstans áramsűrűség időtartama [s]
u_i	Az 1.8. egyenletben elmozdulás [mm]
W	Az 1.8. egyenletben alakváltozási energia sűrűsége [Jm^{-3}]
W	Próbatest szélessége [mm]
W	Az 1.2.1. fejezetben lévő súlymátrix [–]
w	Az 1.2.1. fejezetben lévő skalár súly [–]
x	Koordináta irány
y	Koordináta irány
z	Elektron ekvivalensek száma [–]

Görög betűvel történő jelölések

α_k	A bemetszés és a szerkezeti elem alakjától függő alaktényező [–]
β	Repedésnövekedést jellemző állandó [–]
δ_t	A repedés csúcsának nyitási elmozdulása [mm]
ε_f	Oxidréteg törési alakváltozása [–]
ε_m^{pl}	Egyenértékű képlékeny alakváltozás [–]
ε_N	A deformáció vezérelte nukleáció középértéke [–]
ε_n	Az üregképződéshez szükséges átlagos alakváltozás [–]
$\dot{\varepsilon}^{pl}$	Képlékeny alakváltozási sebesség s^{-1}
$\dot{\varepsilon}_m^{pl}$	Egyenértékű képlékeny alakváltozási sebesség s^{-1}
η	Arányossági tényező [–]

λ	A sík feszültségi és sík alakváltozási körülményektől függő állandó [-]
ν	Poisson tényező [-]
ϕ	Polárkoordináta-rendszer szögirányú komponense
Φ	Gurson-Tvergaard-Needleman folyásfüggvény
ρ	Az 1.3. egyenletben a bemetszési sugár [mm]
ρ	Sűrűség [g/mm ³]
σ	Feszültség [MPa]
σ_{eq}	Redukált feszültség [MPa]
σ_G	Az 1.4.3. fejezetben az alkalmazott feszültség nagysága [MPa]
σ_{ij}	Repedés csúcsában lévő feszültség [MPa]
σ_M	Az 1.4.3. fejezetben a repedés csúcsánál lévő maximális feszültség [MPa]
σ_{max}	Maximális feszültség [MPa]
σ_N	Külső terhelésből és terhelt keresztmetszetből számítható fiktív névleges feszültség [MPa]
σ_N	Az 1.4.3. fejezetben az átlagfeszültség [MPa]
σ_n	Normál feszültség [MPa]
σ_y	Folyáshatár [MPa]

Rövidítések

3PB/SENB	Three-point bending/ Single-edge notched bending - hárompontos hajlítás
AI	Artificial intelligence - mesterséges intelligencia
ANN	Artificial neural network - mesterséges neurális hálózat
ASTM	American Society for Testing and Materials - Amerikai Anyagvizsgálati és Anyagtudományi Társaság
BFGS	Broyden, Fletcher, Goldfarb és Shanno algoritmus
BWR	Boiling Water Reactor - forralóvízes reaktor
CEFM	Coupled environment fracture model - kapcsolt környezeti törésmodell
CGR	Crack growth rate - repedésterjedési sebesség
CL	Constant Load - konstans terhelés
CMOD	Crack mouth opening displacement - repedésajak nyitási elmozdulás
CRDM	Control rod drive mechanism - szabályozó rúd hajtás mechanizmus
CS	Constant strain - konstans alakváltozás
CT	Compact tension - kompakt szakító
CTOD	Crack tip opening displacement - repedéscsúcs nyitási elmozdulás
CZM	Cohesive zone model - Kohéziós zóna modell
DBT	Ductile-brittle transition - szívós-rideg átmenet
DCB	Double cantilever beam - kettős konzolos
DCT	Disk-shaped compact tension - tárcsa alakú kompakt szakító
DMW	Dissimilar metal welds - átmeneti hegesztett kötés
EC/UC	Elastic compliance/unloading compliance - rugalmas megfeleléség/leterheléses megfeleléség

ECP	Electrochemical potential - elektrokémiai potenciál
EDF	Electricité de France
EPFM	Elastic-plastic fracture mechanics - rugalmas-képlékeny törésmechanika
FEA	Finite element analysis - végelelemes analízis
FRI	Fracture Research Institute - Törés Kutatóintézet
GF	Gőzejlesztő
GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman damage model - Gurson-Tvergaard-Needleman károsodási modell
HAZ	Heat affected zone - hőhatásövezet
IASCC	Irradiation assisted stress corrosion crack - sugárzással rásegített feszültség-korróziós repedés
IGSCC	Intergranular stress corrosion crack - szemcséközi feszültségkorróziós repedés
LEFM	Linear elastic fracture mechanics - lineárisan rugalmas törésmechanika
LHS	Latin hypercube sampling - latin hiperkocka mintavétel
LLD	Load line displacement - terhelési vonaltól vett elmozdulás
LPD	Leonov-Panasyuk-Dugdale modell
LWR	Light water reactor - könnyűvízes reaktor
NISTIR	National Institute of Standards and Technology Internal Report
NT	Notched tensile - bemetszett szakító
p-SPT	Pre-cracked small punch test - előrepszett kisméretű lyukasztó vizsgálat
PWHT	Post weld heat treatment - hegesztés utáni hőkezelés
PWR	Pressurized Water Reactor - nyomottvízes reaktor
RPV	Reactor pressure vessel - reaktortartály
RVI	Reactor vessel internals - reaktortartály szerkezeti részei
SCC	Stress corrosion crack - feszültségkorróziós repedés
SEM	Scanning electron microscopy - pásztázó elektronmikroszkóp
SENB	Single edge notched beam - bemetszett hajlító próbatest
SPT	Small punch test
SSRT	Slow strain rate test - lassú alakváltozási sebességű
TGSCC	Transgranular stress corrosion crack - szemcsén átmenő feszültségkorróziós repedés
VCCT	Virtual crack closure technique - virtuális repedészárási technika
VVER/WWER	Water-water energetic reactor - vízzel moderált, vízű energetikai reaktor

Bevezetés

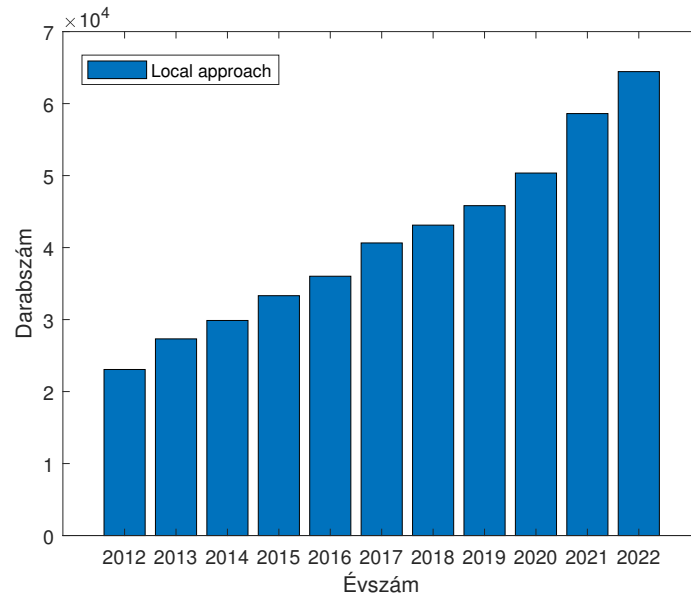
Az évmilliók alatt létrejött fosszilis energiahordozókat, tüzelőanyagokat az emberiség évszázadok alatt felhasználja. Az energiaválság ez alapján a jövőben komoly problémát jelenthet. Ennek elkerülésére az egyik lehetőség az atomenergia alkalmazása, azonban ezen területen egy esetleges baleset számos környezeti kárt képes okozni. Erre jó példák a chernobili vagy a fukusimai balesetek. Ezáltal PhD dolgozatom témája az atomerőművek biztonságos üzemeltetéséhez kötődik.

Az első erőműveket az 1950-es évek elején helyezték üzembe. Ma Európában körülbelül 430 működik és közel további 60 építés alatt áll. Tervezésük az akkor ismert szabványokon és előírásokon alapult, építésük pedig a kor technológiai eszközeivel történt. A működő reaktorok 75%-a már 25 évnél idősebb, és körülbelül a fele már 30 év felett van. Az atomerőműveket adott ideig – általában 40 éven keresztül – tervezték üzemeltetni, azonban napjainkban világszerte ennek a meghosszabbításán dolgoznak, amely során cél, hogy a biztonsági szint a meghosszabbított üzemeltetés végéig fennmaradjon. Tekintettel arra, hogy a primer körben (ahol a szerkezeti elemeket neutronsugárzás éri) lévő elemek anyagai a folyamatos sugárterhelés hatására elridegedhetnek, a folyamat megfigyelésére különböző kialakítású és a tervezett üzemidőre elegendő mennyiségű próbatestet helyeztek el a reaktortérben. Azonban az üzemidő meghosszabbításával ezen próbatestek kifogyóban vannak, amely egy új kutatási irányt jelentett az anyagtudománnyal foglalkozó szakemberek számára. Erre megoldás lehet, ha a már megvizsgált (károsodott) próbatestekből új, kisebb méretűek készülnek. Ezek alkalmazhatósága is a PhD dolgozatom témája. Ilyen próbatesteknél azonban újabb probléma az anyagvizsgálati eredményekben jelentkező geometriai hatás. E problémakör kiküszöbölése lehetséges a roncsolásos mechanikai vizsgálatok során lejátszódó „törési folyamat” lokális (helyi) károsodási folyamatként való kezelése. PhD dolgozatom e gondolatkörre koncentrálna két tématerületen, amelyek közül az egyik a szívós törés, a másik pedig a feszültségkorróziós repedésterjedés.

Az előzők rövid összefoglalásaként a PhD dolgozatom a szívós törés lokális anyagi paramétereinek kisméretű próbatesteken történő meghatározásával, annak metodikájával és értékelésével, ill. a mérethatás szerepével, valamint e gondolatkör alkalmazhatóságával a feszültségkorróziós repedések terjedésének kezelésével foglalkozik.

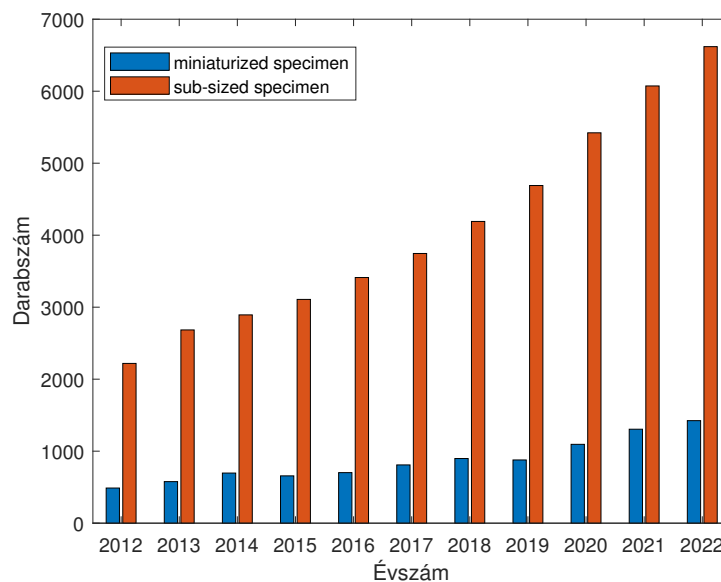
Annak bizonyítására, hogy az előzőekben általánosan megfogalmazott témakör mennyire illeszkedik a tudományterület fejlődésének trendjébe rövid kereséseket végeztem az elmúlt évtizedben megjelent közlemények között.

Ehhez a „local approach”(lokális megközelítés) módszerhez kapcsolódó cikkek időbeli tendenciáit vizsgáltam meg 2012 és 2022 között a ScienceDirect keresőmotor segítségével. Annak érdekében, hogy a releváns cikkek darabszámát meg tudjam határozni, a publikációk területeit leszűkítettem, például a környezettudományra vagy az orvostudományra vonatkozó publikációk nem szerepelnek az 1. ábrán vázolt diagramban. Jól látható, hogy a vizsgált témában megjelent cikkek növekvő tendenciát mutatnak, ezzel igazolva ennek aktualitását.



1. ábra. A törésmechanika lokális megközelítésén alapuló publikációk darabszáma

A kis méretű vagy miniatürizált próbatestek alkalmazásának elterjedését is megvizsgáltam. Ebben az esetben két kulcsszóra, a „sub-sized specimen” és a „miniaturized specimen” kifejezésekre kerestem rá a 2012 és 2022 közötti időintervallumban. Ehhez az előzőhöz hasonlóan a ScienceDirect keresőmotort alkalmaztam. A publikációk darabszámának idő szerinti változását szemlélteti a 2. ábra. Mindkét kifejezés esetében növekvő tendencia tapasztalható. Megjegyzendő, hogy az angol nyelvű szakirodalmakban a sub-sized specimen kulcsszó alkalmazása az elterjedtebb, azonban maga a téma egyre kutatottabb területnek számít.



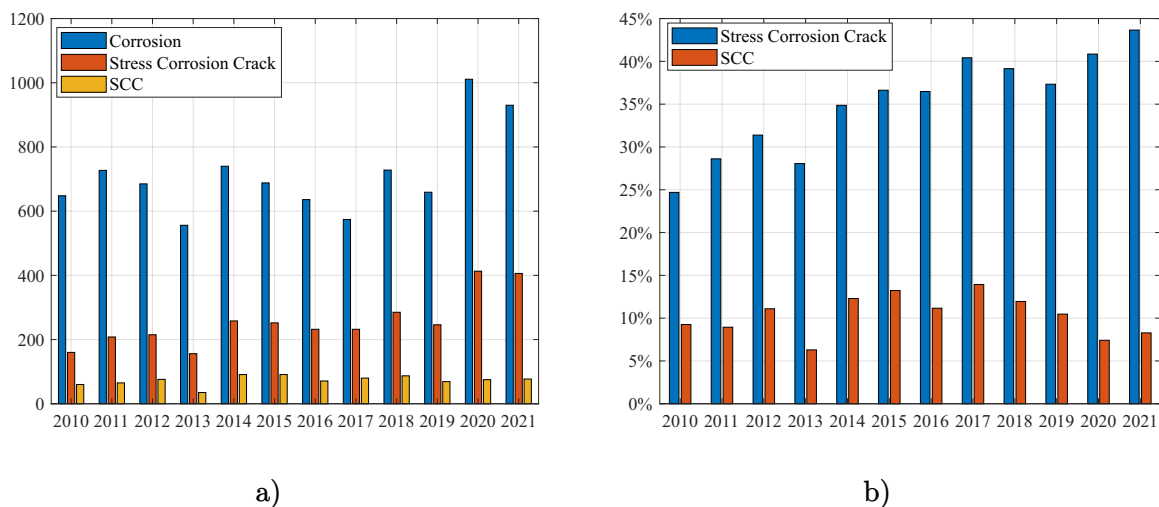
2. ábra. A törésmechanika lokális megközelítésén alapuló publikációk darabszáma

A második fő témája a dolgozatoknak, a feszültségkorróziós repedések vizsgálata. A korrózió okozta károsodási folyamatokkal és ennek gazdasági következményeivel a szakirodalom

széles körben foglalkozik. E tény jól követhető a témához kötődő szakkönyvek, folyóiratok, közlemények és internetes adatbázisok számának alakulásával. A korróziós károsodások közül a feszültségkorróziós repedés jelenségéhez kötődő információkat, azok mennyiségét és időbeli tendenciáit vizsgáltam meg 2010-2021 periódusra vonatkozóan annak érdekében, hogy rámutassak a téma aktualitására. Ehhez három neves, korróziós meghibásodásokkal foglalkozó folyóiratot választottam ki:

1. Corrosion The Journal of Science and Engineering (ISSN 00109312, 1938159X),
2. Corrosion Science (ISSN 0010938X),
3. Corrosion Engineering Science and Technology (ISSN 1478422X).

A keresés során a három alkalmazott kulcsszó/kifejezés a „corrosion” (korrózió), a „stress corrosion crack” (feszültségkorróziós repedés), és az „SCC” (feszültségkorróziós repedés rövidítése) volt. A 3. ábra a) diagramján a korróziós és a feszültségkorróziós témában megjelent cikkek darabszámának változása látható az adott keresőszavak alkalmazásával. A jobb érthetőség érdekében a 3. ábra b) diagramján a feszültségkorróziós témájú cikkeket a korróziós cikkek darabszámához viszonyítva százalékosan jelenítettem meg.



3. ábra. a) Korróziós és feszültségkorróziós témában megjelent cikkek darabszáma b) Feszültségkorróziós cikkek aránya a korróziós témában megjelent cikkekhez képest

A diagram a korróziós témában megjelent cikkekhez viszonyítva a feszültségkorróziós repedéssel foglalkozó publikációk százalékban kifejezett évi szerinti alakulását mutatja be. Így látható, hogy a három folyóirat esetén ez az utóbbi években meghaladja a 30%-ot, továbbá növekvő tendenciát mutat. Az SCC rövidítés keresésével hatékonyabban ki lehet szűrni a korróziós folyóiratokban a feszültségkorróziós repedéssel foglalkozó cikkeket. Látható, hogy így a korróziós cikkek kb. 10%-a foglalkozik ezzel a témával. Ezek által elmondható, hogy a téma összetettsége, hosszú inkubációs időt igénylő megjelenése és a repedés gyors terjedése miatt még napjainkban is egy kutatott terület.

A dolgozat általános célkitűzésének eléréséhez a következő struktúrát választottam:

- Szakirodalmi áttekintés.
- Következtetések levonása, amelyek kitérnek az egyértelmű álláspontokra, nézet különbségekre és a nem, vagy kevésbé tárgyalt részletekre.
- Az előzők alapján a PhD dolgozat célirányos területeinek pontos megfogalmazása.
- Az elvégzett kísérleti, kutatási tevékenységem bemutatása.
- A kapott eredményeim új tudományos eredményeinek, téziseinek megfogalmazása.
- A dolgozatomban követett gondolatmenet ipari hasznosíthatósága és továbbfejlesztésének lehetőségei.

1. Irodalmi áttekintés

A disszertációm főképpen a törésmechanikával foglalkozik, ezek közül is a fő célom a törési szívósság szimulációval történő meghatározása és a feszültségkorróziós repedés vizsgálata. Az Irodalmi áttekintés című fejezetben először a szükséges törésmechanikai alapokat és a hozzájuk kapcsolódó főbb előrelépéseket ismertetem, majd röviden bemutatom a mesterséges neurális hálózat felépítését, amelyet a későbbiekben károsodási paraméterek optimalására fogok felhasználni. Végezetül a disszertációm második fő témáját adó feszültségkorróziós repedés nukleáris iparban történő előfordulását, típusait, vizsgálati módszereit, továbbá a rájuk alkalmazott különböző modellezési módszereket fogom ismertetni.

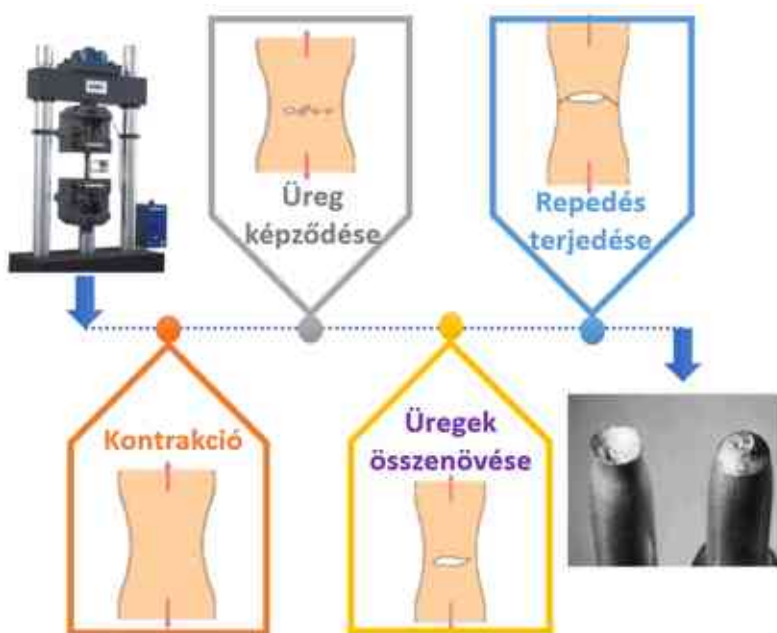
1.1. Törésmechanikai alapok

Az anyagtudományban a törés egy szilárd testnek a feszültség hatására bekövetkező két vagy több részre történő szétválása, vagy töredezése. A törés folyamata két komponensből, a repedés keletkezéséből és a repedés terjedéséből áll. A törésig fellépő alakváltozás szerint a fémeknél két csoport hozható létre:

- rideg törés,
- szívós törés.

A szívós törést a repedés terjedése előtt és alatt jelentős képlékeny alakváltozás jellemzi. A fémes ötvözetekben végbemenő szívós törés alapvető mechanizmusa három alap szakaszra bontható szét. Az első szakaszban a második fázisú szemcséknél (kétfázisú rendszerben), illetve zárványoknál lévő mikroüregek nukleációja történik meg. A második részben a terhelések illetve a létrejött alakváltozási mezők által indukált mikroüregek növekedése következik be. A harmadik szakaszban pedig az üregek összenövése történik meg, amely a repedés terjedéséhez vezet. Ezen folyamatot szemlélteti a 1.1. ábra, amely egy hengeres kialakítású szakító próbatest tönkremenetelét ábrázolja. A fémek rideg törését a repedések gyors terjedési sebessége jellemzi, amely során nem jön létre nagymértékű alakváltozás. A térben középpontos köbös és hexagonális rácsú fémek rideg törésre való hajlama a hőmérséklet csökkenése, az alakváltozási sebesség növekedése és a bemetszés által létrehozott háromtengelyű feszültségi viszonyok jelenléte miatt megnő. A fémek rideg törése a feltételezések szerint három szakaszban játszódik le: a képlékeny deformáció a diszlokációkat az akadályoknál lévő csúszási síkok mentén koncentrálja; majd nyírófeszültség jön létre azokon a helyeken, ahol a diszlokációk feltorlódnak, és ennek eredményeként mikrorepedések keletkeznek; végezetül az így keletkező feszültségek továbbterjesztik a mikrorepedéseket, emellett a tárolt rugalmas alakváltozási energia is hozzájárul a repedések terjedéséhez.

A törésmechanika a mechanika azon területe, amely a szilárd testekben jelen lévő repedések külső hatásra bekövetkező, várható viselkedésével foglalkozik. Az analitikus szilárdságtan módszereit használja a repedésre ható hajtóerő kiszámítására, a kísérleti szilárdságtan módszereit



1.1. ábra. Képlékeny alakváltozás menete

pedig az anyag töréssel szembeni ellenállásának jellemzésére. Elméletileg a repedéscsúcs előtti feszültség végtelenné válik, és nem használható a repedés körüli állapot leírására.

A törésmechanikában kétféle megközelítési módot különböztetünk meg: a globális és a lokális megközelítést. A kettő között a fő különbség a következőképpen fogalmazható meg [1].

- A globális megközelítés azt feltételezi, hogy a töréssel szembeni ellenálló képesség egyetlen paraméterrel leírható. Továbbá nem fordít figyelmet a meghibásodás mikromechanizmusaira. Emellett a meghatározott paraméter függeni fog a próbatest méretétől, amely miatt a laboratóriumi mérések nagy méretű berendezésekhez történő átvihetősége problémás.
- A lokális megközelítés esetében a töréssel szembeni ellenálló képesség modellezése helyi törési kritériumokon alapul, amelyet később a repedéscsúcsnál alkalmazunk. Ennek a módszernek az előnye, hogy az így meghatározott kritériumok csak az anyagtól függenek és a geometriától nem, amellyel biztosítható a mérési eredmények nagy méretű berendezések vizsgálatába történő implementálása.

A következőkben ezen két megközelítési mód és a hozzájuk kapcsolódó fontosabb modellek kerülnek bemutatásra.

1.1.1. Törésmechanika globális megközelítése

Az előzőek alapján a törésmechanika globális megközelítését alkalmazva jellemzően egyetlen paraméter használható a repedés csúcsában lévő teljes terhelési állapot leírására. Számos különböző paramétert fejlesztettek ki, ezek közül a fontosabbak a következőképpen csoportosíthatók.

- Lineárisan rugalmas törésmechanika (LEFM - Linear Elastic Fracture Mechanics) – a repedés csúcsában a képlékeny zóna a repedés hosszához képest kicsi, ekkor a repedés

csúcsában a feszültségi állapot az anyagban fellépő rugalmas erők eredménye. Ezen belül két fő számítási módszer ismert:

- feszültségintenzitási elmélet,
 - energiaelmélet.
- Rugalmas-képlékeny törésmechanika – a repedéscsúcsnál a képlékeny zóna mérete túl nagy, amely főbb elméletei a következők:
- repedéscsúcs nyitási elmozdulás (CTOD – crack tip opening displacement) elmélet,
 - J-integrál elmélet,
 - kohéziós zóna modell.

A lineárisan rugalmas törésmechanikában azt feltételezzük, hogy az alakváltozás a törésig lineárisan rugalmas módon megy végbe, ezáltal a törési viselkedés kvantitatív leírása lehetséges. A repedés csúcsában ébredő feszültségeloszlás rugalmasságtani elemzésből és a repedésterjedési folyamat energia-egyensúlyából egyaránt levezethető. Azonban, ha a repedéscsúcs előtt kiterjedtebb képlékeny zóna jön létre, és ezáltal a képlékeny tartomány sugara már nem kicsi a repedés hosszához képest, akkor az LEFM már elveszíti érvényességét. Annak érdekében, hogy a törésmechanika jól alkalmazható legyen olyan esetekben is, ahol a törést megelőzően nagy képlékeny alakváltozás következett be, kifejlesztették a rugalmas-képlékeny törésmechanikai elméletet, amely izotróp és rugalmas-képlékeny anyagok vizsgálatára alkalmas. A feltevés alapján a repedéscsúcsok közelében lévő alakváltozási energiamezők vagy nyitási elmozdulások számítása történik. Ha az energia vagy a kinyílás meghaladja a kritikus értéket, a repedés növekedni fog. Ennek segítségével az LEFM érvényességi határain kívül is értelmezhetővé válnak a törésmechanikai anyagjellemzők, így a vizsgálatok kisméretű próbatesteken is elvégezhetőek.

1.1.1.1. Feszültségintenzitási elmélet

A törésmechanika szempontjából alapvető fontosságú, hogy egy alkatrészben lévő repedés adott terhelési körülmények között valószínűsíthetően növekszik-e. A problémát többféle megközelítéssel – feszültség, elmozdulás vagy energia módszerekkel – elemezték. Mindegyik módszer megad egy megfelelő paramétert, amelynek határértéke az anyag szívósságára vonatkozik. Egy előírt terhelési feltétel esetén, ha a paraméter értéke meghaladja a határértéket, a repedés növekedhet. Egyik ilyen paraméter a feszültségintenzitási tényező (K).

A törésmechanikában a feszültségintenzitási tényezőt arra alkalmazzák, hogy előrejelezzék a külső terhelés vagy a maradó feszültségek által okozott repedés vagy bemetszés csúcsának közelében lévő feszültségállapotot („feszültségintenzitást”). Ez egy elméleti megközelítés, amelyet általában homogén, lineárisan rugalmas anyagra szokás értelmezni, és a rideg anyagok tönkremeneteli kritériumának megadására használható. A koncepció olyan anyagokra is alkalmazható, amelyek kis mértékű folyást mutatnak a repedéscsúcsban.

A feszültségintenzitási elmélet értelmezéséhez szükséges a repedés mentén ébredő feszültségeloszlás elemzése. Mivel a repedéscsúcs közel 0 mm sugarúnak tekinthető, ezért a Neuber-féle

feszültségkoncentrációs elv adhat egy kiindulási alapot hozzá. Ez a következő alakban írható fel [2]:

$$\sigma_{max} = \alpha_k \sigma_N, \quad (1.1)$$

ahol σ_{max} a maximális feszültség, σ_N a külső terhelésből és terhelt keresztmetszetből számítható fiktív névleges feszültség és α_k a bemetszés és a szerkezeti elem alakjától függő alaktényező.

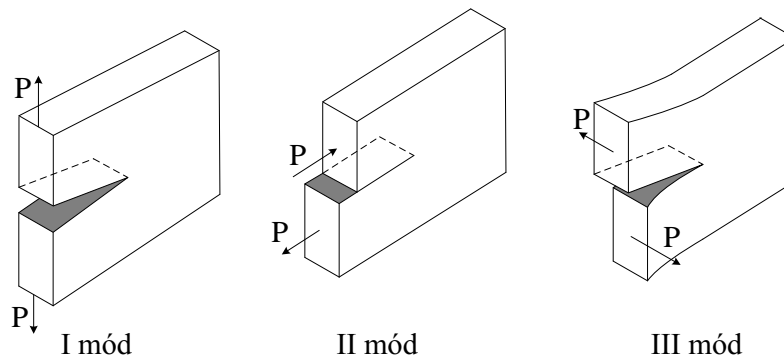
Elliptikus bemetszésre pedig a következő összefüggés alkalmazható:

$$\sigma_{max} = \sigma_N \left[1 + 2 \left(\frac{a}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \right], \quad (1.2)$$

ahol a az elliptikus bemetszés nagytengelyének a fele, míg ρ a bemetszési sugár. Továbbá ha $a \gg \rho$ akkor a σ_{max} a következő alakra egyszerűsödik:

$$\sigma_{max} \approx 2\sigma_N \left(\frac{a}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (1.3)$$

A problémát az jelenti a bemetszésből az ideálisan éles repedésbe való átmenetnél ($\rho \rightarrow 0$), hogy ennek következtében a σ_{max} a végtelenhez tart, ezáltal a repedés csúcsában a függvénynek szinguláris pontja van. 1957-ben G. Irwin ismerte fel [3], hogy a repedés körüli feszültségek kifejezhetők egy feszültségintenzitási tényezőnek nevezett skálázási tényezővel. Megállapította, hogy egy tetszőleges terhelésnek kitett repedés háromféle lineárisan független repedésmódra bontható szét, amely eseteket az 1.2. ábra szemlélteti. Látható, hogy az így létrehozható K_I , K_{II} és K_{III} feszültségintenzitási tényezők a repedési felületek egymáshoz képesti elmozdulása alapján különböztethetők meg. Ezeket a terheléstípusokat az 1.2. ábrán látható módon I., II. vagy III. módba sorolják. Az I. mód a nyitási (húzó, hasadási) mód, ahol a repedésfelületek húzóterhelés hatására szimmetrikusan távolodnak egymástól. A II. mód a hosszirányú elnyíródás (síkbeli nyírási) mód, ahol a repedésfelületek egymáson csúsznak el a repedés elülső élére merőleges irányban. A III. mód a keresztirányú nyírási (síkkellenes nyírási) mód, amikor a repedésfelületek egymáshoz képest és a repedés elülső élével párhuzamosan mozognak. Ezek közül az I. mód a műszaki tervezés során leggyakrabban előforduló terheléstípus.



1.2. ábra. Repedéskinyílási módok [2]

Ezek alapján már felírható a repedés csúcsában lévő feszültség-, illetve alakváltozás-mező [2]:

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \left[K_I f_{ij}^I + K_{II} f_{ij}^{II} + K_{III} f_{ij}^{III} \right]. \quad (1.4)$$

Ahogy látható az egyenletben a tetszőleges repedés csúcsában keletkező feszültségnövekedés intenzitása a polárkoordinátáktól (r és ϕ) függetlenül felírható. A képletben szereplő f_{ij} függvények pedig dimenzió nélküliek, és egyedül a ϕ szögtől függenek.

A feszültségintenzitás bármely terhelési módban egyenesen arányos az anyagra ható igénybevétellel. Ha egy anyagban nagyon éles repedés, vagy V-alakú bevágás alakítható ki, akkor empirikusan meghatározható a K_I minimális értéke, amely a repedés terjedéséhez szükséges feszültségintenzitás kritikus értékével egyezik meg. Ezt az I. terhelési módra síkbeli alakváltozás esetén meghatározott kritikus értéket nevezzük az anyag kritikus törési szívósságának (K_{Ic}).

1.1.1.2. Energiaelmélet

A lineárisan rugalmas törésmechanika esetében a törési kritérium meghatározásához a Griffith-féle modell [2] repedésterjedés energia egyensúlya is alkalmazható. Ennek az energia-alapú megközelítésnek az az előnye, hogy nem kell figyelembe venni a repedés csúcs közelében kialakuló nagy feszültségeket, így könnyedén elkerülhető a repedés csúcshoz közeli elemzés. Griffith felismerte, hogy egy repedés egy testben csak akkor növekszik, ha a repedés síkja alatt és felett két új felület kialakításához szükséges energia felszabadul. Griffith leírása alapján két fontos tényezőt kell figyelembe venni:

- mennyi energia szabadul fel a repedés előrehaladásakor, és
- mekkora a repedés két új felületének a kialakulásához szükséges minimális energia.

Az első érték egy paraméterrel, az energiaszabadulással adható meg, amelyet Griffith után a G szimbólum jelöl. Az energiaszabadulási sebességet a repedés növekedése során egységnyi területnövekedésre jutó energiaszabadulásként határozzák meg. A repedés növekedéséhez szükséges energiaszükségletet egységnyi felületkiterjedésenként töréssel szembeni ellenállásnak nevezzük, és általában az R szimbólummal jelöljük. Mindkét paraméter, az energiaszabadulás és a repedésterjedési ellenállás is fontos a repedés kritikussá válásának vizsgálatához. Az energiaszabadulásnak értelemszerűen nagyobbak kell lennie, mint a repedésterjedési ellenállásnak ahhoz, hogy a repedésnek esélye legyen a növekedésre [4].

A K feszültségintenzitási tényező és a G energiaszabadulás közötti kapcsolat a következőképpen írható le. Síkbeli feszültségállapot esetén:

$$G_{I,II} = \frac{K_{I,II}^2}{E} \quad (1.5)$$

képlet használható, míg síkbeli alakváltozásnál:

$$G_{I,II} = \frac{K_{I,II}^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (1.6)$$

és

$$G_{III} = \frac{K_{III}^2}{E} (1 + \nu). \quad (1.7)$$

1.1.1.3. J-integrál elmélet

A repedés csúcsában lévő nagy képlékeny zóna teszi az anyagot szívóssá. A modern törésmechanika korai fejlődésében azonban a képlékeny zóna létezését minden elemzésnél figyelmen kívül hagyták, mivel nem dolgoztak ki gyakorlati módszereket a képlékeny zónán belüli rugalmas-képlékeny viselkedés figyelembe vételére, amely komplexebbé teszi a törésmechanikai elemzést, mivel ez két zóna – a repedéscsúcs közelében lévő rugalmas-képlékeny zóna és a repedéscsúcsot körülvevő rugalmas zóna – létezését feltételezi. A két zóna közötti határfelület sem ismert, és csak komplex analízissel lehetne meghatározni. A J-integrál módszer a rugalmas-képlékeny törésmechanika (EPFM - Elastic Plastic Fracture Mechanics) legelfogadottabb eljárási módja. A többi, előzőekben bemutatott paraméterhez (G és K) hasonlóan a J-integrál is a repedés jellemzésére szolgáló paraméter. Valójában a G a J-integrál egy speciális esete, azaz a G -t általában csak lineárisan rugalmas anyagokra használják, míg a J-integrál nem csak lineárisan és nemlineárisan rugalmas anyagokra alkalmazható, hanem a repedéscsúcs közelében a rugalmas-képlékeny viselkedést mutató anyagok jellemzésére is.

A J-integrál elméleti koncepcióját 1967-ben G. P. Cherepanov [5] és tőle függetlenül 1968-ban James R. Rice [6] hozták létre. Síkbeli problémák esetében tekintsük a repedés csúcsa körüli Γ pályát (1.3. ábra), amely az egyik repedésfelület bármely pontjából indul és a másik repedésfelület bármely pontjában végződik, megjegyzendő, hogy a görbe nem futhat a képlékeny zónában, csak a lineárisan-rugalmas tartományban. Az útvonal tetszőlegesen megválasztható a komponens anyagán belül. Lehet sima, de lehet szögletes is, azonban folytonosnak kell lennie. Ez alapján a J-integrál a következő alakban írható fel:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right), \quad (1.8)$$

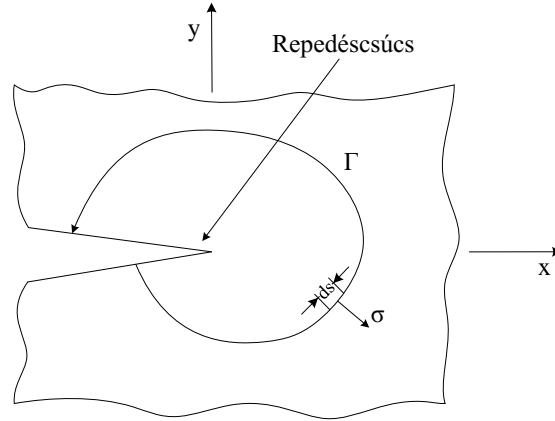
ahol

$$W = \int \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}. \quad (1.9)$$

A J-integrál az alábbi fő tulajdonságokkal rendelkezik:

- A J-integrál független az integrálási útvonaltól, azaz az Γ tetszőlegesen megválasztható testen belül.
- Ha a görbe önmagában záródik, akkor értéke zérus lesz.
- A J-integrál értéke a repedés növekedéséhez tartozó potenciális energia változását tükrözi.
- Lineárisan rugalmas testek esetén a J-integrál az energiefelszabadulás mértékét jelenti, és megegyezik a G -vel.

Annak ellenőrzésére, hogy egy alkatrészre ható terhelés biztonságos-e, a J-integrál értékét numerikus elemzésekkel, vizsgálatokkal lehet meghatározni. Ha egy repedés J értéke kisebb, mint



1.3. ábra. A repedés csúcsa körüli Γ integrálási útvonal [6]

a kritikus J_c , akkor az anyag biztonságos a repedésnövekedéssel szemben. A J-integrál – amely az anyag repedés terjedéssel szembeni ellenállását adja meg – szabványos számítása hajlító, CT és DCT próbatetek esetében az ASTM E1820-20 [7] szabványon alapul. A szabvány szerint a J-integrál két szakaszból tevődik össze, egy rugalmas és egy képlékeny részből:

$$J_c = J_e + J_p. \quad (1.10)$$

J_e a J rugalmas komponense, és CT próbatest esetén a következő alakban írható fel:

$$J_e = \frac{(1 - \nu^2) K^2}{E}, \quad (1.11)$$

ahol ν a Poisson tényező, E a rugalmassági modulus és K a feszültségintenzitási tényező, amely a következőképpen számítható:

$$K = \frac{P}{(BB_N W)^{1/2}} f(a_0/W), \quad (1.12)$$

ahol P az erő nagysága, B a próbatest vastagsága, B_N a próbatest hasznos vastagsága, W a próbatest szélessége és $f(a_0/W)$ a geometriai tényező, amelyet a (1.13) egyenlet alapján lehet meghatározni.

$$f(a_0/W) = \frac{2 + a_0/W}{(1 - a_0/W)^{3/2}} \left[0,886 + 4,64(a_0/W) - 13,32(a_0/W)^2 + 14,72(a_0/W)^3 - 5,6(a_0/W)^4 \right], \quad (1.13)$$

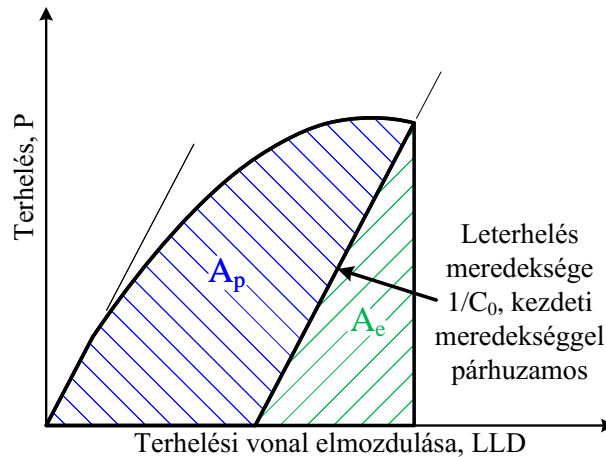
ahol a_0 a kezdeti repedéshossz. A J_p képlékeny komponenst a következőképpen kell kiszámítani:

$$J_p = \frac{\eta A_p}{B_N b_0}. \quad (1.14)$$

A képletben szereplő paraméterek jelentései:

$$- A_p = A - \frac{1}{2} C_0 P^2 \text{ képlékeny terület,}$$

- $A = A_e + A_p$ (1.4. ábra),
- C_0 kezdeti lineáris szakasz meredekségének a reciproka,
- b_0 a repedés csúcsától a próbatest hátfaláig vett kezdeti távolság, más néven a ligament hossza,
- η arányossági tényező.



1.4. ábra. A képlékeny és az rugalmas terület meghatározása a J számításához [7]

1.1.2. Törésmechanika lokális megközelítése

Ahogy már korábban említettem a törés globális megközelítése feltételezi, hogy a tönkremenetel egyetlen paraméterrel, például K_{IC} vagy J_{IC} értékkel írható le, azonban az így kapott értékek nagy méretű berendezésekre való alkalmazhatósága még nem megoldott. Ez az oka annak, hogy a törés lokális megközelítése is egyre jobban kutatott terület. A repedéskeletkezés és -terjedés leírására mikromechanikai, más néven lokális modelleket, megközelítéseket dolgoztak ki, amelyekben figyelembe veszik a törés/repedésterjedés szívós vagy rideg sajátosságait. Ezek az üregképződéssel, az üregnövekedéssel és az anyag dekohéziójával foglalkoznak. Ide sorolható például szívós jellegű törésnél a Gurson [8] vagy a Lemaitre modell [9] is.

A károsodás és törés „lokális megközelítésének” és „mikromechanikai modellezésének” előnye [1] a klasszikus törésmechanikához képest az, hogy e modellek paramétereit elvileg csak az anyagtól függenek és függetlenek a geometriától. Így ezen megközelítéseknek a próbatestekről a berendezésekre történő átvihetősége kedvezőbb. Abban az esetben is használhatók, ha az anyagból csak kis mennyiség áll rendelkezésre. A mikromechanikai paraméterek azonosítása és meghatározása a laboratóriumi vizsgálatok és a numerikus szimulációk együttes alkalmazását igényli.

A következőkben néhány fontos módszert mutatok be ezek közül, amelyek szorosan kapcsolódnak a kutatási területemhez.

1.1.2.1. Gurson-Tvergaard-Needleman modell

A képlékeny alakváltozás leírására leggyakrabban használt modell alap felépítését Gurson írta le 1977-ben [8]. A Gurson-modell megfelelő közelítést ad térbeli feszültségállapot esetén, azonban kismértékűnél a modell túlbecsüli a törésnél létrejövő alakváltozást, vagyis az eredeti elmélet nem foglalkozott a mikroüregek összenövésének a problémájával, amely a szívós törés folyamatának egyik fontos eleme. Erre a problémára Tvergaard három paraméter bevezetését ajánlotta, amelyekkel az üregek összenövedései figyelembe vehetők [10].

A repedésterjedés az üregek térfogathányadával mérve az üregek kialakulásával és növekedésével írható le. Az üregképződéshez szükséges feszültség a részecskemérettől függ, amelyek normális eloszlását feltételezve, az üregek kialakulása is az alakváltozások normális eloszlásaként modellezhető akkor, ha a nukleáció alakváltozásokkal szabályozott. Ha az üregek képződését feszültségvezéreltnek feltételezzük a mátrixban, akkor a feszültségekben normális eloszlás a valószínűsíthető. A mérési eredmények szerint a Gurson-Tvergaard (GT) modell nem veszi figyelembe az anyag merevségének gyors csökkenését, emellett nem megfelelően írja le az üregek összenövésének a hatásait, mivel nem tartalmaz egy olyan hiba kritériumot, amely azt adja meg, hogy az üregek mikor kezdenek el összeolvadni. Az eredeti Gurson-modell azt írja elő, hogy a végső tönkremenetel akkor következik be, amikor az f üreg térfogathányad – a károsodás skálárpáráméterrel leírt mértéke – eléri az egységnyi értéket, azonban a hibakritérium elérésekor az anyag tönkremenetele felgyorsul. A kísérleti megfigyelések alapján az összenövés akkor tekintendő létrejöttnek, ha az üreg térfogathányad eléri az f_c kritikus értéket. Ez alapján Needleman módosította a GT modellt, amelyben már szerepel az anyag merevségének hirtelen lecsökkenése. Ezáltal a Gurson-Tvegaard-Needleman modell a következő alakban írható fel, amelyet GTN folyásfüggvénynek is nevezünk [11]:

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_y^2} + 2f^* q_1 \cosh\left(\frac{3q_2 p}{2\sigma_y}\right) - \left[1 + (q_1 f^*)^2\right], \quad (1.15)$$

ahol a σ_{eq} a redukált feszültség, a p a hidrosztatikus feszültség mezoszkópikus (a makroszkópikus és mikroszkópikus állapotok közötti köztes méret-skála) skálán, a σ_y a mátrix anyag folyáshatára, az f^* a károsodási paraméter, a q_1 a folyási felület paraméter, a q_2 a triaxialitási (feszültség háromtengelyűség) paraméter.

A q_1 paramétert Tvergaard [10] vezette be a Gurson-modell javítására az üreg térfogathányad kis értékeinél. Periodikusan elhelyezkedő üregekkel rendelkező szilárd anyagok esetében a numerikus vizsgálatok azt mutatták, hogy a $q_1 = 1,5$ és $q_2 = 1$ értékek meglehetősen pontos eredményt adnak.

A Needleman által javasolt leírás alapján [12] a folyásfüggvényben az f üreg térfogathányadot az f^* módosított üreg térfogathányaddal helyettesítjük. Ezen f^* paraméter bevezetésével modellezhető a teherbíró képesség gyors csökkenése, ha az üregek összeolvadása bekövetkezik.

$$f^* = \begin{cases} f & \text{ha } f \leq f_c \\ f_c + \left(\frac{f_u - f_c}{f_f - f_c}\right)(f - f_c) & \text{ha } f > f_c \end{cases}, \quad (1.16)$$

ahol f_c a kritikus üreg térfogathányad, f_f a tönkremenetelhez szükséges üreghányad, és f_u^* a folyási felület paraméter reciproka.

Az üreg térfogathányad értéke a meglévő üregek növekedése és az új üregek kialakulása miatt változik, és a következő alakban írható fel:

$$\dot{f} = \dot{f}_g + \dot{f}_n, \quad (1.17)$$

ahol \dot{f}_g a meglévő üregek növekedése miatti változás és \dot{f}_n az új üregek kialakulása miatti változás. Az üregek növekedését az üreget körülvevő mátrixanyag összenyomhatósága alapján lehet meghatározni. Ezáltal \dot{f}_g a tömegmegmaradás törvényén alapul, és az üregtérfogathányad segítségével fejezhető ki:

$$\dot{f}_g = (1 - f) \dot{\varepsilon}^{pl}, \quad (1.18)$$

ahol $\dot{\varepsilon}^{pl}$ a képlékeny alakváltozási sebességet jelöli.

Az új üregek kialakulását lehet alakváltozás- vagy feszültségvezéreltnek tekinteni. Mindkettő egy átlagérték körüli normális eloszlást követ. Az alakváltozás-vezérelt nukleáció esetében ez a következő alakban írható fel:

$$\dot{f}_n = \frac{f_n}{S_n \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_m^{pl} - \varepsilon_n}{S_n} \right)^2 \right] \dot{\varepsilon}_m^{pl}, \quad (1.19)$$

ahol f_n az üregképző részecskék térfogathányada, ε_n az üregképződéshez szükséges átlagos alakváltozás, S_n pedig a szórás, amelynek értéke nagyobb lesz akkor, ha az anyagban a második fázis részecskemérete nagymértékben változik, mint abban az esetben, ha a részecskék mérete egyenletesebb.

A feszültség-vezérelt üregképződés esetén a nukleáció sebessége a következőképpen határozható meg:

$$\dot{f}_n = \frac{f_n}{S_n \sqrt{2\pi}} \Sigma \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\Sigma - \sigma_n}{S_n} \right)^2 \right], \quad (1.20)$$

ahol:

$$\Sigma = \sigma_e q + \frac{1}{3} p. \quad (1.21)$$

Meg kell jegyezni, hogy az ε_n , f_n és S_n állandók kísérleti úton történő meghatározása rendkívül nehéz. Magának a leválási folyamatnak a modellezését is meg kell vizsgálni, beleértve a mátrixban lévő különböző szemcseméretetek hatását. Kijelenthető, hogy ilyen kísérleti vizsgálat nem lehetséges. A fenti három állandót szükségszerűen intuitív módon kell meghatározni, szem előtt tartva a kifejezések jelentését. Emellett, amikor az anyag eléri a tönkremenetelhez szükséges térfogathányad 90%-át, az anyagot tönkrementnek tekintjük. Ekkor a merevség és a feszültség ezen az elemen nullára csökken.

A Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) modell ezek alapján tehát nyolc paramétert tartalmaz, amelyek egyszerűsített formában a következő módon adhatók meg:

$$\Phi = \Phi(q_1, q_2, f_0, f_c, f_n, f_f, \varepsilon_n, S_n). \quad (1.22)$$

A paraméterek elnevezései pedig a következők [4]:

- q_1 a folyási felület paramétere;
- q_2 a triaxialitási paraméter;
- f_0 a kezdeti üreg térfogathányad;
- f_c a kritikus üreg térfogathányad, ahol a progresszív tönkremenetel beindul;
- f_F az üreg térfogathányad értéke törésnél;
- ε_N a deformáció vezérelte nukleáció középértéke;
- S_N a deformáció vezérelte nukleáció szórása;
- f_N a nukleációban részt vevő részecskék üreghányada.

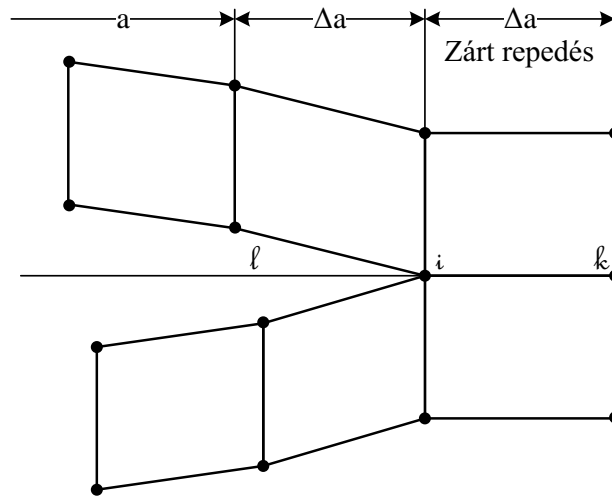
A GTN modellt leggyakrabban bemetszés nélküli hengeres szakító próbatestek szívós törésének a modellezésére alkalmazzák, ahol tengely-szimmetrikus és sík alakváltozási állapotot feltételeznek. Az adott anyagra vonatkozó Gurson paramétereket a következő módon lehet meghatározni.

- Kezdeti üreg térfogathányad, f_0 : Az anyagban lévő zárványok kezdeti üreghányadát adja meg, amelyek nem kötődnek erősen a mátrixhoz. Pásztázó elektronmikroszkópos (SEM - Scanning Electron Microscopy) metallurgiai vizsgálat segítségével határozható meg, bemetszett szakító próbatestek vizsgálatával a paraméter validálható.
- Kritikus üreg térfogathányad, f_c : Ennek értéke meghatározható, ha a numerikus számításokat a mérési eredményekre (bemetszett szakító próbatest elmozdulás-terhelés vagy keresztmetszeti kontrakció-terhelés görbe) illesztjük.
- Telített nukleáció esetén az üreg térfogathányada, f_N : Metallográfiai vizsgálatok segítségével, illetve kísérleti adatokra a numerikus analízis adatainak az illesztésével lehet meghatározni.
- A üreg térfogathányad értéke törésnél, f_F : Metallográfiai vizsgálatok segítségével határozzák meg. Értéke nincs jelentős befolyással a paraméter illesztésére. Ajánlott értéke 0,1 és 0,2 között van.
- Üreg nukleáció alakváltozásának a középértéke, ε_N : Szakítóvizsgálatból és metallográfiai vizsgálatból lehet meghatározni.
- Nukleációs alakváltozás szórása, S_N : A nukleáció folyamata statisztikus eloszlást követ. Chu és Needleman [13] Gauss eloszlást ajánlottak a különböző alakváltozási értékkel rendelkező keletkezett üregek pillanatnyi térfogathányadára. Az S_N -t általában 0,1-re veszik fel acélok esetében, azonban nincs jelentős hatással a vizsgálatok eredményére.
- $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1,0$ és $q_3 = 2,25(= q_1^2)$. Ezeket az értékeket általában nem változtatják meg, azonban néhány tanulmány azt feltételezi, hogy ezek a paraméterek is anyagfüggőek [14, 15].

1.1.2.2. Virtuális repedészárási technika

Annak érdekében, hogy a későbbiekben bemutatott módosított virtuális repedészárási technika alapelve ismert legyen, szükséges magának a virtuális repedészárási technikának (VCCT - Virtual Crack Closure Technique) a bemutatása.

Az alakváltozási energia felszabadulás (G) kiszámítására különböző módszerek alkalmazhatók a végelemes analízisből kapott eredmények alapján, amelyek közül az egyik legelterjedtebb technika a VCCT módszer, amely az Irwin-féle repedészárási integrálon alapul [16]. A repedés kialakulása és terjedése kvázi-statisztikus problémákban a virtuális repedészárási technika segítségével tanulmányozható. A VCCT a lineáris rugalmas törésmechanika (LEFM) elveit használja, így olyan problémákra alkalmas, amelyekben a rideg repedés terjedése előre meghatározott felületek mentén történik. A módszer elmélete azt feltételezi, hogy a repedés hosszának (a) $a + \Delta a$ -ig történő terjedése során keletkező ΔE energia, megegyezik a repedés bezárásához szükséges energiával. Ezáltal a repedés bezárásához szükséges erők megegyeznek a bezárt repedés felső és alsó felületén ható erőkkel. Továbbá feltételezi, hogy a repedés $a + \Delta a$ -tól $a + 2\Delta a$ -ig történő meghosszabbítása nem változtatja meg jelentősen a repedés csúcsában lévő állapotot. Ezért amikor a repedéscsúcs a k csomópontban helyezkedik el, a repedéscsúcs mögötti elmozdulások az i csomópontban megközelítőleg megegyeznek a repedéscsúcs mögötti elmozdulásokkal az l csomópontban. A jobb megértés érdekében ezt az elgondolást az 1.5. ábra szemlélteti [17].



1.5. ábra. VCCT technika elvi működése [10]

Ezt a leírást leegyszerűsítve elmondható, hogy a virtuális repedészárási technika azon a feltételezésen alapul, hogy a repedés bizonyos mértékű terjedésekor felszabaduló alakváltozási energia megegyezik a repedés ugyanilyen mértékű zárásához szükséges energiával.

A VCCT-alapú repedésnövekedés-szimuláció magában foglalja a a következő feltételezésekkel.

- A repedésnövekedés egy előre meghatározott repedési útvonal mentén történik.
- Az útvonal határfelületi elemeken keresztül van meghatározva.

- Az elemzés kvázi-statikussá, és nem veszi figyelembe a tranziens hatásokat.
- Az anyag lineárisan rugalmas és lehet izotróp, ortotróp vagy anizotróp.
- A repedés elhelyezkedhet egy anyagban vagy két anyag határfelülete mentén.

1.1.2.3. Mestergörbe módszer

A mestergörbe megközelítés besugárzott anyag törési szívósságának értékelésére alkalmazható, és világszerte egyre jobban elismert. A besugárzásnak kitett reaktortartályok épségének értékelésére már gyakran alkalmazott módszer [34], továbbá az ASTM E1921 szabvány [35] is ezen alapul. Így a következőkben ezen megközelítést mutatom be röviden.

A ferrites acélok törésével kapcsolatos kutatások a szívós-rideg átmeneti tartományban két fontos következtetésre vezettek:

- A törési szívóssági adatok szórása az átmeneti tartományban egy jellegzetes statisztikai eloszlást követ, amely minden ferrites acél esetében hasonló.
- A törési szívósság és a hőmérséklet közötti görbe alakja az átmeneti tartományban gyakorlatilag minden ferrites acél esetében azonos. Az acélok közötti egyetlen különbség ennek a görbének a hőmérséklettengelyen való abszolút helyzete.

A fentiek alapján kidolgoztak egy eljárást, amely a ferrites acélok (különösen a nukleáris iparban jelen lévő reaktortartály acélok) törési szívósságának konzervatív alsó határértékre vonatkozó becslését biztosítja egy referencia hőmérséklet (RT_{NDT}) alapján. Egy alternatív referencia-hőmérséklet – amelyet T_0 -val jelölünk – törési szívósság mester görbájéből határozható meg. Ennek használata a törési szívósság értékelésére az átmeneti tartományban feloldja az ASME K_{IC} görbe használata során megfigyelt túlzott konzervativizmust. Ez a statisztikai modell a hasadásos törés mikromechanizmusain alapul. A törési szívósság az átmeneti tartományban rögzített hőmérsékleten egy 3 paraméteres Weibull-eloszlást követ, amely a következő alakban írható fel [35]:

$$F = 1 - \exp \left[-\frac{B}{25} \left(\frac{K_{JC} - K_{min}}{K_0 - K_{min}} \right)^4 \right] \quad (1.23)$$

ahol F annak kumulatív valószínűsége, hogy a próbadarab meghibásodása a K_{JC} értéken vagy azt megelőzően következik be, B a próbatest vastagsága milliméterben, K_{JC} a próbatesten meghatározott törési szívósság $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ -ben, K_{min} egy küszöbérték (az ASTM E1921 szerint $K_{min} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ferrites acélok esetében), és K_0 Weibull-féle átlagos törési szívósság.

Ebben az esetben a T_0 referencia hőmérséklet az a hőmérséklet, amelyen a törési szívósság mediánja ($F = 0,5$) $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ egy 25 mm vastagságú próbatest esetén.

A T_0 referencia hőmérsékletet kísérleti adatok alapján történő meghatározását követően a törési szívósság mediánjának hőmérsékletfüggése a szívós-rideg átmeneti tartományban. a következő képlettel határozható meg [35]:

$$K_{Jc(\text{medián})} = 30 + 70 \exp [0,019 (T - T_0)] \quad (1.24)$$

Ezt követően a törési szívósság eloszlására az (1.23) egyenlet segítségével lehet következtetni, és a tőrés határok – mind a felső, mind az alsó – kiszámíthatók.

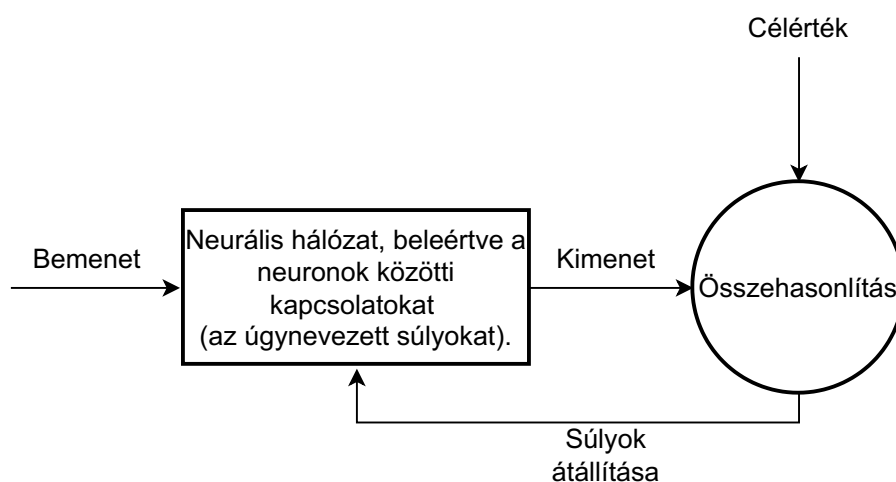
A módszer egyik hátránya, hogy a kiértékeléshez körülbelül 6-12 darab próbatestre van szükség, amely egy megnövekedett alapanyag igényt jelent.

1.2. Mesterséges neurális hálózat elvi háttere

Annak érdekében, hogy a későbbiekben meghatározható legyen egy adott anyagra vonatkozó károsodási paraméter, a mesterséges neurális hálózatot (ANN - artificial neural network) használtam. A következőkben röviden ismertetem ennek az alapjait.

A mesterséges intelligencia (AI) fejlesztését 1950-ben Turing kezdeményezte [18], és azóta is kiterjedt kutatások tárgyát képezi. A jelenlegi AI-eszközök az adatelemzés gyakorlati és hatékony eszközévé váltak. Pontosabban, a gépi tanulás lehetővé tette az adatfeldolgozás számára az összetett és nem lineáris adatok kezelését.

A neurális hálózatok egyszerű, párhuzamosan működő elemekből állnak. Ezeket az elemeket a biológiai idegrendszerek ihlették. A természethez hasonlóan az elemek közötti kapcsolatok határozzák meg a hálózat működését, amelyek értékeinek (súlyok) beállításával egy neurális hálózatot egy adott funkció elvégzésére lehet betanítani. A neurális hálózatokat általában úgy állítják be vagy képzik ki, hogy egy adott bemenet egy adott célkimenethez vezessen. Az 1.6 ábra ezt szemlélteti. Itt a hálózatot a kimenet és a célérték összehasonlításával állítják be, amíg a hálózat kimenete meg nem egyezik a célértékkel. Általában sok ilyen bemeneti/kimeneti párra van szükség egy hálózat betanításához.



1.6. ábra. ANN felépítése

A neurális hálózatokat komplex funkciók ellátására tanítják be számos területen, beleértve a mintafelismerést, az azonosítást, az osztályozást, a beszédet, a látást és a vezérlőrendszereket. A neurális hálózatok olyan problémák megoldására is képezhetők, amelyek a hagyományos számítógépek vagy az emberek számára nehezen kivitelezhetők. Az eszközkészlet a mérnöki, pénzügyi és egyéb gyakorlati alkalmazásokhoz épített neurális hálózati paradigmák használatára összpontosít. A következő szakasz bemutatja az alapvető neurális hálózatok képzésének lépéseit és részeit,

amelyekkel függvényillesztési, mintafelismerési és klaszterezési problémákat lehet megoldani.

1.2.1. A mesterséges neurális hálózat elvi elemeinek a felépítése

A mesterséges neurális hálózat alapvetően egyszerű neuronokból tevődik össze. Ennek során a skalár bemenetet (p) egy olyan kapcsolaton keresztül továbbítjuk, amely megszorozza annak erősségét a skalár súlyával (w), így képezve a wp szorzatot, amely szintén skalár érték lesz. A bemeneti vektoroknak két alapvető típusát különböztetjük meg: az egyszerre (egyidejűleg vagy meghatározatlan időbeli sorrendben) és az időben szekvenciálisan előforduló vektorokat. Az egyidejű vektorok esetében a sorrend nem lényeges, és ha több hálózat fut párhuzamosan, akkor minden hálózatnak egy bemeneti vektor adható. A szekvenciális vektorok esetében a vektorok megjelenési sorrendje is fontos.

A legegyszerűbb kialakításban a wp súlyozott bemenet az egyetlen argumentuma az átviteli függvénynek (f), amely a skalár kimenetet (a) állítja elő. Ezek között helyezkedik el az úgynevezett hálózati bemenet (n), amely egy átviteli függvény és értéke megegyezik a wp szorzattal, vagy ha egy további előfeszítést alkalmazunk (b), amely egyszerűen hozzáadódik a wp szorzathoz, akkor a kettő összege adja az n értékét. Ez az összeg fogja adni az f átviteli függvény – a rendszerek bemenete, illetve kimenete közötti kapcsolat – argumentumát, amely fő típusai közé tartozik a hard limit, a lineáris, a log-szigmoid és a tan-szigmoid átviteli függvény. Az itt szereplő w és b értékek a neuron állítható skalár paraméterei. A neurális hálózatok fő koncepciója az, hogy az ilyen paramétereket úgy lehet beállítani, hogy a hálózat valamilyen kívánt vagy hasznos viselkedést mutasson. Így a súly- vagy torzítási paraméterek beállításával betaníthatjuk a hálózatot egy adott feladat elvégzésére, vagy esetleg a hálózat maga állítja be ezeket a paramétereket valamilyen kívánt cél elérése érdekében.

Az így létrehozott egyszerű neuron továbbfejleszthető vektoros bemenettel. Ebben az esetben az egyes elemek bemenetei a következők: p_1, p_2, \dots, p_R , ahol R a bemeneti vektor elemeinek száma szorozva a súlyozással: $w_{1,1}, w_{1,2}, \dots, w_{1,R}$, és a súlyozott értékeket az összegző csomópontba továbbítjuk. Az így kialakított kapcsolatok képezik az ANN felépítésének az alapját. A fent leírtak közül két vagy több neuron kombinálható egyetlen rétegben, és egy adott hálózat tartalmazhat egy vagy több ilyen réteget. Az első esetre példa azon hálózat, amely R bemeneti elemmel és egy adott rétegben S neuronnal rendelkezik. Ebben a hálózatban a p bemeneti vektor minden egyes eleme a W súlymátrixon keresztül kapcsolódik az egyes neuronok bemenetéhez. Az i -edik neuron egy összegzővel rendelkezik, amely összegyűjti a súlyozott bemeneteket és a torzítást, hogy kialakítsa a saját skalár kimenetét, $n(i)$ -t. A különböző $n(i)$ hálózati bemenetek együttesen egy S elemű n hálózati bemeneti vektorát alkotják meg. Végül a neuronréteg kimenetei egy a oszlopvektort hoznak létre. Gyakran előfordul, hogy egy réteg bemeneteinek száma eltér a neuronok számától (azaz R nem feltétlenül egyenlő S -sel). Egy réteg esetében nem szükséges, hogy a bemenetek száma megegyezzen a neuronok számával. Az utolsó változat az, amikor a hálózat több réteggel is rendelkezik. Ebben az esetben minden rétegnek van egy W súlymátrixa, egy b torzító vektora és egy a kimeneti vektora. A többrétegű hálózatok rétegei különböző szerepet játszanak. A hálózat kimenetét előállító réteget „kimeneti rétegnek” nevezzük, az összes többi réteget pedig „rejtett rétegnek”.

1.2.2. ANN betanítási módszerei

A képzési stílus meghatározása a következő fontos lépés a megfelelő megoldások megtalálásához. Ebben az esetben két fő változatot különböztethetünk meg, az inkrementális és a „batch” módot. Az inkrementális képzés során a hálózat súlyai és torzításai minden egyes alkalommal frissülnek, amikor a hálózat bemenetet fogad. A batch képzésben viszont a súlyok és az előfeszítések csak az összes bemenet bemutatása után frissülnek.

A neurális hálózatok számos modelljét hozták létre különböző problémák megoldására. A statikus hálózatok közül a legfontosabbak a következők.

- Perceptron modell: Rosenblatt a perceptron hálózat több modelljét is kidolgozta. Az alkalmazott képzési technikát perceptron tanulási szabálynak nevezik. A perceptron azért keltett nagy érdeklődést, mert képes a képzési vektorokból általánosítani és a kezdetben véletlenszerűen elosztott kapcsolatokból tanulni. A perceptronok különösen alkalmasak egyszerű mintaosztályozási problémák megoldására. Az általuk megoldható problémákhoz gyors és megbízható hálózatot ad. Leggyakrabban a hard-limit átviteli függvényt használja.
- Lineáris hálózat: némileg hasonlít a perceptron módszerhez, de az átviteli függvény általában lineáris függvény a hard-limit változat helyett. Ez lehetővé teszi, hogy kimenete bármilyen értéket felvehessen, míg a perceptron kimenete 0-ra vagy 1-re van rögzítve. A lineáris hálózatok, akárcsak a perceptron, csak lineárisan szeparálható problémákat képesek megoldani.
- Backpropagation (visszaterjedési) módszer: a Widrow-Hoff-féle visszaterjedési szabály [19] általánosítása többrétegű hálózatokra és nemlineáris differenciálható átviteli függvényekre. Bemeneti vektorok és megfelelő célvektorok segítségével addig képezzük a hálózatot, amíg az képes egy függvényt közelíteni, bemeneti vektorokat meghatározott kimeneti vektorokhoz társítani, vagy bemeneti vektorokat az általunk megadott megfelelő módon osztályozni. A torzítással, szigmoid réteggel és lineáris kimeneti réteggel rendelkező hálózatok képesek bármilyen, véges számú diszkontinuitással rendelkező függvényt közelíteni.

Az itt felsorolt verziók közül napjainkban az egyik legelterjedtebb a backpropagation módszer. A backpropagation kifejezés arra a módra utal, ahogyan a gradienst a nemlineáris többrétegű hálózatok esetében kiszámítja. Maga a betanítás folyamata a következő lépésekből tevődik össze:

- betanító adathalmaz összeállítása,
- hálózat létrehozása,
- hálózat betanítása és alkalmazása új bemenő paraméterekhez.

Az alapalgoritmusnak számos változata létezik, amelyek más szabványos optimalizálási technikákon alapulnak. A megfelelően képzett backpropagation hálózatok általában észszerű választásokat adnak, ha olyan bemeneteket kapnak, amelyeket még soha nem láttak. Jellemzően egy új bemenet a képzés során használt, a bemutatott új bemenethez hasonló bemeneti vektorok

esetében a helyes kimenethez hasonló kimenethez vezet. Ez az általánosítási tulajdonság lehetővé teszi, hogy a hálózatot a bemenet/célpárok reprezentatív halmazán képezzük ki, és jó eredményeket kapjunk anélkül, hogy a hálózatot az összes lehetséges bemenet/kimenet páron képeznénk. A backpropagation algoritmus főbb alapváltozatai a következők:

- batch gradiens csökkentő mód (Batch Gradient Descent);
- heurisztikus technikák alkalmazása:
 - fokozatos csökkenés momentummal (gradient descent with momentum),
 - változó tanulási sebességű visszaterjedés (variable learning rate backpropagation),
 - rugalmas backpropagation betanító algoritmus;
- szabványos numerikus optimalizálási technikák alkalmazása:
 - konjugált gradiens algoritmus:
 - Fletcher-Reeves módszer,
 - Polak-Ribière módszer,
 - Powel-Beale restart módszer,
 - skálázott konjugált gradiens módszer,
 - kvázi-Newtoni algoritmus:
 - Broyden, Fletcher, Goldfarb, és Shanno (BFGS) algoritmus,
 - egylépéses szekáns algoritmus,
 - Levenberg-Marquardt algoritmus.

A neurális hálózatok képzésekor felmerülő egyik probléma az úgynevezett túlillesztés. A hiba a képzési halmazon nagyon kis értékre csökken, de amikor új adatok kerülnek a hálózatba, a hiba nagy lesz. Ennek oka, hogy a hálózat megjegyezte a képzési példákat, de nem tanulta meg az új helyzetekhez való alkalmazkodást. A hálózati általánosítás javításának egyik módja az, hogy olyan hálózatot használunk, amely éppen elég nagy ahhoz, hogy jó illeszkedést biztosítson. Minél nagyobb hálózatot használunk, annál összetettebb jellemzőket tud létrehozni, viszont ha túl kicsit használunk, akkor az nem lesz eléggé képes arra, hogy túlilleszzen az adatokat. Általában nehéz megjósolni a hálózat méretét egy adott alkalmazáshoz.

Az általánosítás javítására két másik módszer is létezik: a regularizáció és a korai kikapcsolás. Az általánosítás javításának alapértelmezett módszere a korai leállítás. Ennél a technikánál a rendszer a rendelkezésre álló adatokat három részhalmazra osztja. Az első részhalmaz a gyakorlóhalmaz, amelyet a gradiens kiszámítására és a hálózati súlyok és torzítások frissítésére használunk. A második részhalmaz a validációs halmaz. A validációs halmaz hibáját a képzési folyamat során figyelemmel kísérjük. A validálási hiba általában csökken a képzés kezdeti szakaszában, akárcsak a képzési halmaz hibája. Amikor azonban a hálózat elkezd túlilleszteni az adatokat, a validációs halmaz hibája általában emelkedni kezd. Amikor az érvényesítési hiba egy megadott számú iteráción keresztül növekszik, a képzés leáll, és az érvényesítési hiba minimumánál lévő súlyok és torzítások kerülnek visszaállításra. A tesztkészlet hibája nem kerül

felhasználásra a képzés során, hanem a különböző modellek összehasonlítására szolgál. Hasznos a tesztkészlet hibájának ábrázolása is a képzési folyamat során. Ha ennek hibája a validációs készlet hibájától jelentősen eltérő iterációs számnál éri el a minimumot, az az adathalmaz rossz felosztására utalhat.

Az általánosítás javításának másik módszere az úgynevezett regularizáció. Ez a teljesítményfüggvény módosítását jelenti, amelyet általában úgy választanak meg, hogy az a hálózat négyzetes hibáinak összege legyen a képzési halmazon. A regularizálás fő problémája, hogy nehéz meghatározni a teljesítményarány paraméter optimális értékét. Ha ez a paraméter túl magasra van beállítva, akkor túlillesztés következhet be, ha viszont az arány túl alacsony, akkor a hálózat nem fog megfelelően illeszkedni a képzési adatokhoz, amely az optimális regularizációs paraméterek automatikus meghatározását is célszerűvé teszi. A folyamat egyik megközelítése a David-MacKay Bayes-féle keretrendszer [20], amelyben a hálózat súlyait és torzításait rögzített eloszlású véletlen változóknak feltételezzük. A regularizációs paraméterek az ezen eloszlásokhoz tartozó ismeretlen varianciákhoz kapcsolódnak. A paraméterek statisztikai módszerekkel becsülhetők. Az algoritmus egyik jellemzője, hogy egy mérőszámot ad arra vonatkozóan, hogy a hálózat hány hálózati paramétert (súlyokat és torzításokat) használ hatékonyan. A Bayes regularizációs algoritmus általában akkor működik a legjobban, ha a hálózat bemenetei és a célpontok úgy vannak kiválasztva, hogy megközelítőleg a $[-1, 1]$ tartományba essenek. Abban az esetben, ha az értékek nem ebbe a tartományba tartoznak, akkor azok skálázására van szükség. A Bayes-szabályozásnál fontos, hogy a hálózatot a konvergencia eléréséig képezzük. A négyzetes hibák összegének, a négyzetes súlyok összegének és a paraméterek effektív számának állandó értékeket kell elérnie, amikor a hálózat konvergál. A későbbiekben ezt a módszert alkalmaztam a GTN paraméterek meghatározásához.

1.3. Előrelépések a törésmechanikában

A kutatásom egyik fő részét a miniatürizált próbatestek alkalmazhatósága adja. Szakító próbatestek esetében már számos kutatás született, ahol mini mintákat alkalmaztak. Kumar és társai [21] miniatürizált szakító próbatesteket használtak egy adott anyag mechanikai tulajdonságainak (folyáshatár, szakítószilárdság) meghatározásához. Zhang és társai [22] az elvégzett vizsgálatok alapján arra a következtetésre jutottak, hogy a miniatürizált (teljes hossza 41 mm) szakítóvizsgálat megbízhatóan használható a szabványos mechanikai tulajdonságok előrejelzésére az acélok széles skáláján. Ezekből látható, hogy mini és kis méretű szakító próbatestek is jó eredményeket nyújtanak a mechanikai tulajdonságok megadásához, ezáltal célom a kisméretű lapos próbatestek alkalmazása a károsodási paraméterek meghatározására, mivel a törésmechanikai szimulációk megfelelő elvégzéséhez ezek megadása szükséges. Erre már számos módszer létezik. A leggyakrabban használt megoldás a kísérleti és a végelelemes analízis eredményeinek kombinációja, azonban ez időigényes, mivel a szimulációkat sokszor meg kell ismételni, mindaddig amíg a szimulációs adatok nem illeszkednek a vizsgálatból származó eredményekre. Léteznek más módszerek is a Gurson-Tvergaard-Needleman paraméterek megadására, amelyek célja a paraméterek rövid idő alatt történő meghatározása, mint a mesterséges neurális hálózat,

hibrid részecske raj optimalizálás (Hybrid Particle Swarm Optimization), vagy a metallográfiai módszer.

A fent említett módszerek közül napjainkban egyre elterjedtebb módszer az ANN alkalmazása. Az ANN technika szintén széles körben elterjedt módszerré vált az anyagtulajdonságok meghatározására is. Bhadeshia [23] volt az egyik első kutató, aki áttekintette a mesterséges neurális hálózatok felhasználhatóságát az anyagtudományban. Guo és társai [24] a titánötvözetek béta-transzhőmérséklete (a titán alfa-fázisból béta-fázissá való átalakulásának a hőmérséklete) és az ötvözet kémiaja közötti nemlineáris kapcsolat szimulálására dolgoztak ki ANN modellt. Ezt a módszert Aguir és társai [25], Abbassi és társai [26] lemezlyukasztáshoz és lemezalakításhoz alkalmazható károsodási paraméterek meghatározására használták, amely során normál méretű, lapos szakító próbatesteken végezték el a vizsgálatokat, míg Shikalgar és társai [27] esetében a kutatás előrepesztett úgynevezett p-SPT (pre-cracked small punch test) vizsgálatokon alapult, ahol az előzőekhez hasonlóan a GTN paraméterek optimalizálása volt cél. Ezek mellett az utóbbi időben Chahboub és társai [28] is készítettek károsodási paraméterek szetteket az ANN módszer alkalmazásával, ahol bemetszett hengeres próbatesteket használtak. Guan és Jin [29] ANN-modellt javasolt a maradó feszültség és az alakváltozás-keményedési kitevő meghatározására. Paermentier és társai [30] Charpy V-bemetszett próbatesteken végezték el ezeket a vizsgálatokat, végeztek Shafaie és társai [31] nyíró próbatestek és lapos szakító próbatestek eredményeit használták fel a GTN paraméterek meghatározására. Ezek jól mutatják az ANN módszer alkalmazhatóságát és jelenlétét a kutatási szférában, azonban a módszert kis méretű, lapos próbatestek esetében még nem használták. Így a kutatásom egyik fő pontja ezen módszer alkalmazhatósága kisméretű szakító próbatesteken.

Dolgozatom második része a miniatürizált CT próbatestek alkalmasságát vizsgálja a törési szívósság meghatározására. Erre példa a [32] szakirodalom, amely a törési szívósság miniatürizált CT próbatestekkel történő méréséről szól. Ennek során a szerzők átfogóan tanulmányozták a miniatűr CT próbatestek ($B = 4,15$ mm vastagsággal) alkalmazhatóságát. A kapott eredményeket különböző hőmérsékleteken összehasonlították négy jól jellemzett anyag szabványos méretű 1T CT mintáiból mért adatokkal (három RPV acél és egy C-Mn acél). Általános következtetésként megfigyelték, hogy a mini CT próbatestek következetesen és szisztematikusan alulbecsülik az 1T CT próbatestekkel – 25 mm vastagságú CT próbatest – mért törési szívósságot, mind a képlékeny repedéskezdeményezés („valódi” repedéskezdeményezés és annak mérnöki becslései), mind a repedésellenállási ($J-R$) görbe – $J-\Delta a$ görbe (angolul crack resistance curve) – tekintetében.

Dzугan és társai a törési szívósság meghatározására szolgáló miniatürizált próbatest-alapú technikákat mutattak be a [33] szakirodalomban, amely során alkalmazhatóságukról pozitívan vélekedtek. A szívós-rideg viselkedés átmeneti tartományában (DBT - ductile-brittle transition) végzett vizsgálatok és a mestergörbe megközelítéssel történő értékelés nagyon jó eredményt hozott a vizsgált anyag miniatürizált és normál méretű próbatestek közötti összehasonlíthatóság tekintetében. Az öt próbatest geometriára kiterjedő vizsgálati program nagyon jól egyezik a közölt eredményekkel. Megerősíti a megbízható eredmény meghatározást ebben a régióban még a miniatürizált próbatestek, köztük a 4 mm vastagságú mini CT és a 2×4 mm² keresztmetszetű

hárompontos hajlító próbatestek használata esetén is.

Bandura és társai [36] a mini CT próbatestek felhasználási lehetőségeit a 15H2NMFA acél törési szívósságának meghatározásához vizsgálták. Az eredmények azt mutatták, hogy a mini CT és 0,5T CT próbatestekkel végzett vizsgálatokból kapott referencia hőmérsékletek 1°C-kal térnek el egymástól, amely azt jelzi, hogy a törési szívósságra vonatkozó helyes adatokat a mini CT próbatestek alkalmazásával is meg lehet kapni.

Sanchez és társai [37] tanulmánya áttekintést nyújt a mini CT próbatestek használatáról a ferrites acélok törésének jellemzésére, különös tekintettel a nukleáris iparban használt acélokra. Az eddig elért főbb eredményeket, amelyek megmutatják a technikában rejlő lehetőségeket, valamint a főbb tudományos és műszaki kérdéseket alaposan megvitatják. A cikk fő következtetése, hogy a mini CT próbatestek használata a mestergörbe vizsgálatához jó lehetőség a korábban vizsgált minták újrafelhasználására. Lehetőséget biztosít azon üzemek számára, amelyek nem rendelkeznek elegendő mennyiségű anyaggal a hagyományos felügyeleti programok folytatásához, a hosszú távú működés során. Különösen a mini CT próbatestek vizsgálatával meghatározott T_0 referencia-hőmérsékletben nincs torzítás a nagyobb mintákhoz képest. Mindazonáltal a tanulmány arra is felhívja a figyelmet, hogy a mini CT vizsgálattal kapcsolatos bizonyos szempontok egyedi kihívásokat jelentenek. Ennek következtében gyakran nagyobb számú vizsgálatra (12 db) van szükség az érvényes T_0 érték meghatározásához.

Li és társai [38] vizsgálatai alapján a mini CT próbatesttel elvégzett mérések általában magasabb törési szívóssági értékeket generálnak. Az ASTM E1921 szabványban [35] a törési szívósságra jelenleg bevezetett mérethatás-korrektió csak a vastagság hatását veszi figyelembe. Ez a tanulmány új mérethatás-korrektiót javasol a mini CT próbatestekkel mért törési szívósságra a szívó-rideg átmenet tartományban. Ennek a méretkorrektíós rendszernek a központi jellemzője a ridegtörés lokális megközelítési módszerének vége-selemes szimulációkkal párosított értelmezésében rejlik. A méretkorrektíós séma a lokális megközelítés kalibrálásával kezdődik, ezáltal megteremtve a kapcsolatot a különböző kényszerekkel rendelkező geometriák között. Az összefüggések alapján új méretkorrektíós sémát javasoltak, amely lehetővé teszi a mért $K_{Jc, mini-CT}$ (a K_{Jc} érvényességi határa) érték közvetlen átváltását annak 1T méretegyenértékére, és következőképpen hozzájárul a T_0 referencia hőmérséklet értékeléséhez és a mestergörbe felállításához.

Ezekből a példákban jól láthatók, hogy a mini CT próbatesteknél főleg a mérési eljárásokat vizsgálták, és a szimulációs technikákat csak egy esetben alkalmazták rájuk. Ezért kitűzött céltom, hogy a törési szívósságot mini CT próbatestek és szimulációs módszerek segítségével határozzam meg, amely egy potenciális előrelépést jelenthet a nukleáris iparban jelen lévő nehézségek áthidalására.

1.4. Feszültségkorróziós repedés

A következőkben részletesen ismertetem a feszültségkorróziós repedés jelenlétét a nukleáris iparban, típusait, vizsgálati módszereit, végezetül a rá alkalmazott különböző modellezési módszereket.

1.4.1. Feszültségkorróziós repedés jelenléte a nukleáris iparban

A feszültségkorróziós repedés számos iparágban jelen lévő probléma. Ide sorolható a repülő-, a gáz- és olaj-, a hajó-, illetve a nukleáris ipar. A repülőiparban az alumínium ötvözetek és a korrózióálló acélok a legérzékenyebbek a feszültségkorróziós repedésre, azonban nagy szilárdságú, gyengén ötvözött acélból, illetve magnézium ötvözetekből készült alkatrészekben is találtak már feszültségkorróziós repedést. A gáz- és olajiparban használt csővezetékekben gyakori a feszültségkorróziós repedéshez kapcsolódó tönkremenetel. A többi iparággal ellentétben a csővezetékeknél eltérő csoportosítást alkalmaznak. Két típusát különböztetik meg: a magas pH értékű, illetve a közel semleges pH értékű feszültségkorróziót, ahol a pH elnevezés nem a talaj pH értékére utal, hanem a repedés helyénél lévő környezetre. (A pH-érték a víz relatív savasságát, illetve lúgosságát adja meg, ahol a 7-es érték a semleges vizet jelöli, a pH érték csökkenése a savasság növekedését jelzi). Azonban mindezek mellett a feszültségkorróziós repedést a legszélesebb körben a nukleáris iparban vizsgálják.

A világ legtöbb villamosenergia-termelésre szolgáló nukleáris gőzellátó rendszere vízhűtéses és moderált rendszereken alapul, amelyek közül a legelterjedtebbek a nyomottvizes reaktorok (PWR - Pressurized Water Reactor) és a forralóvizes reaktorok (BWR - Boiling Water Reactor). Az ilyen energiatermelő rendszerek eredeti üzemideje általában 40 év volt, amelyet ma már sok esetben 60 évre, vagy ennél hosszabb időre terveznek meghosszabbítani. Azonban az eredeti üzemidő megállapítása során gyakran figyelmen kívül hagyták, hogy a szerkezeti anyagokat beleértve azok hegesztett kötéseinek anyagát lényegesen hosszabb ideig használják, vagy szándékoznak használni, mint más iparágokban. Ezért nem meglepő, hogy az erőművek előregedése során néhány komoly korróziós probléma jött létre, amelyek közül az egyik legsúlyosabb a feszültségkorróziós repedés. Ez a meghibásodás a nukleáris ipar számos berendezésén előfordulhat, ide sorolhatók például az aktív zóna kosár övlemezzel csavarjai, a hőcserélők csőrendszerei és a gőzfejlesztő [39]. Napjainkban ezen komponensek előregedése miatt ez a hiba egyre gyakrabban fordulhat elő.

A könnyűvizes reaktorok (LWR - Light Water Reactor) eredeti tervezése során a feszültségkorróziós jelenségeket nem vették figyelembe, egészen addig, amíg a hetvenes évek közepétől kezdődően jelentős mennyiségű forralóvizes reaktorban nem jelentkezett valamilyen formában ezen meghibásodás. Az ebből eredő károk jelentős gazdasági veszteségeket okoztak az atomerőművek számára, különösen a '80-as években. Az ezt követő időszakban óriási erőfeszítéseket tettek az szemcseközi feszültségkorróziós repedés (IGSCC - Intergranular Stress Corrosion Cracking) mérséklésére, és különösen a víz kémhatásának javítására. Ezeknek az erőfeszítéseknek köszönhetően az erőművek rendelkezésre állása lényegesen nőtt. A forralóvizes reaktorok néhány, ausztenites acélból vagy nikkelalapú ötvözetből készült alkatrészei, például a recirkulációs csővezetékek, a reaktortartály egyes részei hajlamosak a szemcseközi feszültségkorróziós repedés okozta meghibásodásra. A nyomottvizes reaktorokban a gőzfejlesztő hőátadó csöveinek repedése volt a domináns. Az előre nem látható feszültségkorróziós repedésből származó meghibásodások azonban még napjainkban is előfordulnak, és befolyásolják az atomerőmű teljesítményét és rendelkezésre állását.

1965-ben jelentették az első feszültségkorróziós repedést nem stabilizált ausztenites korró-

zióálló acél hegesztett varratának hőhatásövezetében (HAZ - Heat Affected Zone) a Drezda-1 (USA) recirkulációs hurkának egyik by-pass vezetékében. A jelenséget kezdetben üzemspecifikusnak tekintették. A Drezda-2 (USA) után más üzemek további recirkulációs vonalain is előfordult feszültségkorróziós repedés a hegesztett kötés hőhatásövezetében, és 1974-ben az SCC jelenséget a forralóvízes reaktorokban használt 304 típusú korrózióálló acél általános problémájaként ismerték el [40].

Franciaországban, 1991 szeptemberében szivárgás történt a Bugey 3 T54 szabályozó rúd hajtása (CRDM - Control Rod Drive Mechanism) edényfenekénél. A szivárgást akusztikus emisszióval észlelték. A szivárgó csonkot eltávolították roncsolásos vizsgálat céljából, és egy főleg hosszanti, a falon átmenő repedést találtak. Ez volt az első olyan eset a világban, amikor a CRDM rendszer szivárgását feszültségkorróziós repedés okozta [41].

Számos atomerőműben a átmeneti hegesztett varratok (DMW - Dissimilar Metal Welds) is a szerkezet érzékeny részének bizonyultak, amelyek hajlamosak a repedésre. Az egyik okot itt is a feszültségkorróziós repedés mechanizmusában határozták meg, ahol a hajtóerő domináns forrása az ezen kötésekben lévő maradó feszültségek. 2018-ig 46 jelentős üzemi esetet regisztráltak a jelenleg is üzemelő nyomottvízes és forralóvízes reaktorokban, amelyeket a DMW kötésekben kialakuló feszültségkorróziós repedés okozott [42, 43, 44, 45]. A nyomottvízes reaktorokban előforduló feszültségkorróziós repedésre példa a Wolf Creek-i térfogatkompenzátor csonkok (pressurizer nozzle) körkörös repedése, amelyet 2006 októberében fedeztek fel [46]. A átmeneti hegesztett kötéseknel a hőérzékenység, a maradó feszültség és a galvanikus hatások együttesen jelentkeznek, ezért a különböző anyagok találkozásánál lévő hőhatásövezetek érzékenyebbek a feszültségkorróziós repedés kialakulására [47]. Erre példa a VVER440 erőművek gőzfejlesztőjében (GF) lévő DMW is, amely a szekunder kollektor és a primer kollektor ausztenites közdarabja között teremt kapcsolatot. Itt egy ausztenites és egy ferrites acél van összehegesztve, ezért a stabilabb hegesztés érdekében párnarétegeket alkalmaztak. A gőzfejlesztő szekunder oldalán a GF csonk és a primerkollektor között egy úgynevezett leiszapoló kamra található. Ebben a térben a hatékony leiszapolás hiánya miatt magasabb korróziós potenciálú, másodlagos közeg található. A korrozív közeg és a berendezésben lévő feszültségek együttes jelenléte szemcseközi korróziót okozhat. A fellépő feszültségek az ausztenites acél és a szénacél eltérő hőtágulási tulajdonságaiból származó termikus feszültségek és a primer körből a GF csonkra ható külső feszültségek együttes jelenlétéből származnak. A korrozív közeg és a feszültségek jelenléte feszültségkorróziós repedéshez vezetnek.

A téma kutatásának fontosságát mutatja az a tény is, hogy Franciaországban feszültségkorróziós repedésre utaló indikációkat találtak. 2021 októberében, a második 10 éves ellenőrzés során a Civaux-1 (1561 MW) zóna üzemzavari hűtőrendszerénél indikációkat észleltek, amelyek a cső belső átmérőjénél, körkörösén, a könyöknél voltak fellelhetők az alapanyagban és a varratok hőhatásövezeteiben. Az üzemeltető kivágta az érintett csőszakaszokat, hogy az indikáció okát laboratóriumban állapítsák meg. Az első metallográfiai és mikroszkópos vizsgálatok szerint a károsodás oka a szemcseközi feszültségkorróziós repedés volt [48]. Emellett további 8 reaktorban találtak hasonló indikációkat. Maga a zóna üzemzavari hűtőrendszer hűtőközeg-vesztéses üzemzavarok megfékezésére szolgál. Ilyen esetben a zóna üzemzavari hűtőrendszer segítségével vizet

kell juttatni a primer rendszerbe. Erre azért van szükség, hogy a szivárgás miatt bekövetkezett hűtőközegvesztést pótolni lehessen, és az aktív zóna hűtése biztosított legyen. E rendszer nélkül a remanens hő a reaktor leállítása után nem tudna távozni, és ez a reaktormag károsodásához, sőt, akár a annak leolvadásához is vezethet.

2023-ban a Penly atomerőmű 1. reaktorában lévő zóna üzemizavarai hűtőrendszer egyik vezetékén egy hegesztési varrat közelében észleltek repedést. A repedés 155 mm-en, azaz a cső kerületének mintegy negyedén át húzódik, maximális mélysége 23 mm, 27 mm-es csőfalvastagság mellett. Korábban az EDF (Electricité de France) úgy vélte, hogy ez a vezeték nem hajlamos a feszültségkorróziós repedés kialakulására, különösen a geometriája miatt. A hegesztési varratot azonban a reaktor építése során javították, amely módosíthatta annak mechanikai tulajdonságait és a csőben jelen lévő maradó feszültségeket [49]. A reaktor biztonsági jelentése azonban figyelembe veszi az egyik ilyen vezeték megrepedését.

Ezen példákból jól látható, hogy olyan módszerek kifejlesztésére van szükség, amellyel meg lehet határozni a repedés terjedésének a sebességét, ezáltal következtetni lehet a berendezések élettartamára. Erre számos modell született, azonban a mechanizmus összetettsége miatt ez a téma még ma is nagy mértékben kutatott.

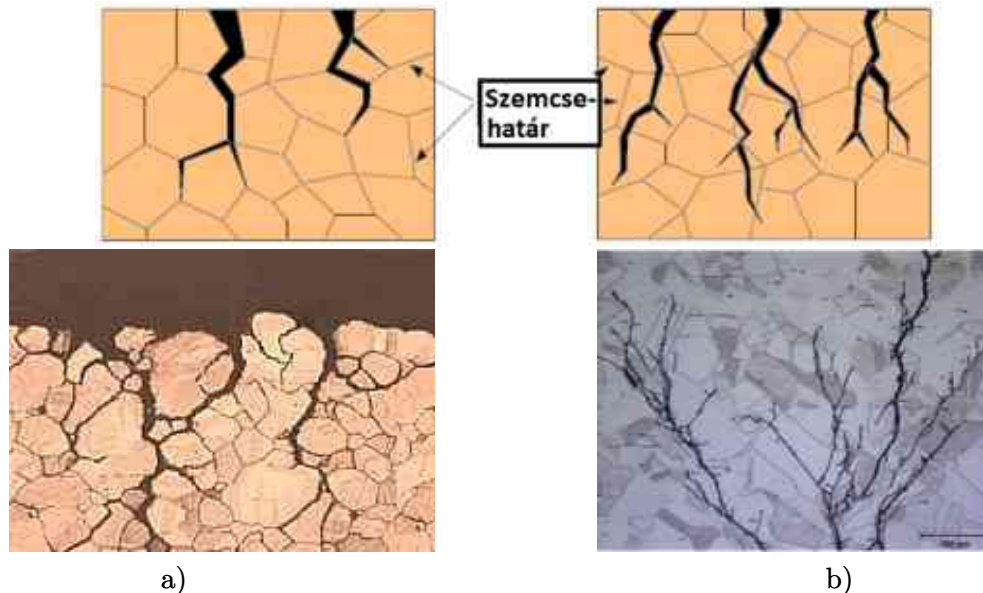
1.4.2. Feszültségkorróziós jelenség kialakulásának elvi feltételei

A feszültségkorróziós repedés egy lokális jelenség, amely három tényező egyidejű jelenléte esetén következik be, ezek a környezet, az anyag és a mechanikai terhelés. Bármely tényező ki-küszöbölése vagy bármelyiknek egy küszöbérték alá történő csökkentése gyakorlatilag kizárja a feszültségkorróziós repedés megjelenését. A környezet magában foglalja az áramlási viszonyokat – ha az áramlási sebesség lassú, akkor a korrózió könnyebben jelentkezhet –, a korróziós potenciált, a hőmérsékletet, a pH-értéket, a szennyeződések, a besugárzást és a repedés mélységét is. Az anyagi körülmények, ahogy a neve is utal rá, azokat a paramétereket foglalják magukban, amelyek valamilyen módon a berendezés anyagához kapcsolódnak. Tartalmazza a kémiai összetételt – króm-, szilícium-, foszfor-, nikkel-, karbontartalom –, a mikroszerkezetet és a besugárzási károsodást.

A mechanikai terhelések esetében három elsődleges feszültségforrást kell megemlíteni: ezek a gyártásból eredő feszültségek, és a fő- vagy elsődleges-, valamint a mellékfeszültségek. Gyártásból eredő feszültségek alatt a gyártási és üzembe helyezési feszültségek értendők. A hegesztésből adódó maradó feszültségeket illetően, a csiszolás (abusive grinding) felszíni maradó feszültségeket okozhat. Főfeszültségek közé tartozik a mechanikai feszültség, amely lehet statikus vagy dinamikus. Fontos megemlíteni, hogy mechanikai terhelés esetén csak a húzófeszültségek okoznak feszültségkorróziós repedéseket. Korróziós, korrodálódott termékek miatt megjelenő feszültségek szintén fontos szerepet játszanak a repedésterjedésben. Másodlagos feszültségek, mint a termikus feszültségek, szintén nagy értéket vehetnek fel. Az anyagra felvehető egy K_{ISCC} küszöb feszültségintenzitási tényező, amely alatt feszültségkorrózió nem fog bekövetkezni. Ez a küszöbszint környezetre és anyagra vonatkoztatott, és változhat, ha ezen tényezők valamelyike is változik.

A feszültségkorróziós repedésnek két típusát különböztethetjük meg: szemcseközi (IGSCC – intergranular stress corrosion cracking) és a szemcsén átmenő (TGSCC – transgranular stress

corrosion cracking) feszültségkorróziós repedést. Az első fajta gyakran ausztenites, korrózióálló acélokban, nikkell alapú ötvözetekben, illetve hegesztési varratok hőhatásövezetében jön létre, míg a szemcsén keresztüli feszültségkorrózió tipikusan klóros környezetben jelenik meg, és elágazódások jellemzik. A feszültségkorróziós repedés terjedése létrejöhet a két előzőleg említett módon, vagy a két eset egymás közötti váltakozásával, vegyesen. A két típus szemantikusan illetve mikroszkopikus képét az 1.7. ábra szemlélteti.



1.7. ábra. Feszültségkorróziós repedés típusai a) IGSCC, b) TGSCC [50]

A kutatásom során a szemcseközi feszültségkorróziós repedést vizsgáltam, mivel atomerőművi környezetben főleg ez a típusú repedés van jelen. IGSCC általában, mint rideg anyagi viselkedés jelenik meg, mivel a repedésterjedés kis mértékű vagy makroszkopikusan nem érzékelhető képlékeny alakváltozással terjed. Számos ötvözet legalább egy környezetben érzékeny az IGSCC-vel szemben, azonban minden környezetben ez nem történik meg. Valamint, ha egy környezetben fellép IGSCC egy ötvözet esetén, más ötvözeteknél ugyanez nem feltétlenül következik be. A szemcseközi feszültségkorróziós repedést a környezeti hatások közül két fő paraméter befolyásolja. Ezek a víz vezetőképessége és az elektrokémiai potenciálja (ECP - Electrochemical Potential). Az IGSCC keletkezése legjobban akkor akadályozható meg, ha mindkét paraméter (vezetőképesség és az ECP) szabályozva van. A hasadékok szintén jelentősen növelhetik a feszültségkorróziós repedés kialakulásának lehetőségét.

A PWR hűtőfolyadék egy nagymértékben tisztított, finomított elektrolit. Bár a tiszta víz egy alacsony vezetőképességű molekuláris folyadék, ez a jelenlévő hidrogén (H^+) és hidroxidionok (OH^-) miatt vezeti az elektromosságot, amely a vízmolekulák egy kis részének az ionizációjához vezet. Figyelembe kell venni azt, hogy még az elméletileg legalacsonyabb vezetőképesség-szint sem akadályozhatja meg az IGSCC kialakulását egy normális, átlagos vízkémiai környezetben. Az elektrokémiai potenciál egy intenzív fizikai mennyiség, amely egy bizonyos, rögzített feltételek mellett lejátszódó korróziós folyamat jellemzésére szolgál. Az aktív zónán átmenő víz radiolízise a H_2 , O_2 , H_2O_2 és számos más szabad gyök magas koncentrációját eredményezi. A

PWR hűtőfolyadékában az oxidáló anyag fajtájának mértéke (pl. oxigén és hidrogén peroxid) közvetlenül, első fokon szabályozza a szerkezeti anyagok elektrokémiai potenciálját. PWR-ek korrózióálló acéljainak az elektrokémiai potenciálja kisebb, mint -230 mV. Amikor a termikusan aktivált korrózióálló acélok elektrokémiai potenciálja alacsonyabb, mint -230 mV, az IGSCC bekövetkezése, megjelenése nem lehetséges.

Az IGSCC-re való érzékenység az ötvözetek összetevőitől és a metallurgiai tényezőktől, feltételektől függ. Adott feszültségre és BWR működésére vonatkozó feltételek mellett, számos anyag mutatott IGSCC-re való hajlamot, magából az anyagból kifolyólag vagy annak gyártása miatt. A reaktortartály szerkezeti részeit (RVI - Reactor Vessel Internals) illetően ezek az anyagok a 304/304L típusú ausztenites acélok, a 600 nikkelt alapú ötvözetek, X-750 és 182 hegesztett fémek.

A hidegmegmunkálási eljárások, mint hajlítás, vágás, alakítás, és különösen csiszolás, az ausztenites acél feszültségkorróziós repedésre való hajlamát segíthetik elő. Módja hatással lesz a feszültségkorróziós repedés iránti fogékonyság fokára, mivel az anyag hidegmegmunkálási régiója csak a felszínen van jelen. Még az alacsony széntartalmú anyagok is nagyon érzékennyé válhatnak IGSCC-vel szemben. Amikor a feszültségkorróziós repedés megindul az ilyen típusú anyagban, a megeresztett anyagban fellépő repedéskezdemény a hidegen megmunkált terület közelében lassan mozog. A gyártás utáni hőkezelés szintén gátló hatással van a feszültségkorróziós repedéssel szemben a hidegen megmunkált alkatrészekre azáltal, hogy megakadályozza az IGSCC fellépését.

A repedés három részre bontható: a keletkezésre, a terjedésre, illetve a törésre. Az 1.8. ábra a feszültségkorróziós repedés egyes szakaszait mutatja be. Ezeket a következőképpen lehet jellemezni.

1. Kezdeti kialakítás: A működtetés előtti állapot, felület előkészítése mechanikai, illetve vegyi kezelésekkel.
2. Előjel: szükséges feltételek meghatározása (pl. környezet, alapanyag), még nem része a feszültségkorróziós repedésnek.
3. Lappangási idő: a feszültségkorróziós repedés első szakasza, a repedés penetrációja még nem észlelhető.
4. Lassú növekedés: Sebessége körülbelül a terjedési szakasz sebességének 1/100-ával, illetve 1/10-ével arányos, optikai mikroszkópon már vizsgálható.
5. Terjedés.



1.8. ábra. Feszültségkorróziós repedés szakaszai

1.4.3. Feszültségkorróziós repedés vizsgálati módszerei

Számos vizsgálati módszer létezik egy ötvözet feszültségkorrózióra való érzékenységének meghatározására. Ha a cél az, hogy egy adott környezetben az üzemi viselkedést előre jelezzük vagy a repedés terjedését befolyásoló ötvözők hatását megfigyeljük, akkor gyakran a feszültségkorróziós repedésről rövid időn belül kell információkat gyűjteni. Ehhez gyorsított vizsgálatokra van szükség, amelyet elérhetünk a környezeti hatás vagy a kritikus vizsgálati paraméterek növelésével. A vizsgálatot a korrozív próbatestek hőmérsékletének vagy koncentrációjának növelésével, valamint elektrokémiai stimulálással lehet felgyorsítani. A vizsgálati idő lecsökkentését előidéző paraméterek közé sorolhatók a nagyobb terhelések, a folyamatos alakváltozás illetve az előreperesztés, amely lehetővé teszi a feszültségkorróziós repedésnél lévő repedés-nukleációs szakasz kihagyását. A próbatestek esetében két csoport különíthető el egymástól, ezek a sima és az előreperesztett próbatestek. További megkülönböztetések tehetők a terhelési módok között, mint például állandó lehajlás, állandó terhelés, állandó elmozdulás vagy alakváltozási sebesség. A próbatestek kialakításának és a terhelési mód kiválasztásához először szükséges a vizsgálat céljának és a kívánt információ típusának a definiálása. Ez alapján négy alapvető feszültségkorróziós vizsgálat különböztethető meg [51]:

1. sima próbatestek – statikus terhelésű vizsgálatok,
2. sima próbatestek – dinamikus (monoton növekvő) terhelési vizsgálatok,
3. előreperesztett próbatestek – statikus terhelésű vizsgálatok,
4. előreperesztett próbatestek – dinamikus (monoton növekvő) terhelési vizsgálatok.

A feszültségkorróziós repedés vizsgálata során a felület minősége és a maradó feszültségek is fontos szerepet töltenek be. A feszültségkorróziós repedések képződése nagy mértékben függ a kezdeti felületi reakcióktól. Legfőképpen a sima próbatestek esetén van a próbatest felületminősége nagy befolyással a vizsgálati eredményekre. Ezek gyakran felületkezelésen esnek át, ezáltal fontos azon megmunkálási nyomok vagy karcok elkerülése vagy eltávolítása, amelyek a terhelés irányára merőlegesek.

Előnye, hogy ezen próbatestek segítségével az egész feszültségkorróziós repedési folyamat megvizsgálható, amely magában foglalja a repedéskeletkezést és a terjedést. A feszültségkorróziós repedés vizsgálati módszerének kiválasztásánál figyelembe kell venni az adott üzemi körülményeket és az elvégzendő vizsgálatokra adott időt. A sima próbatesteken végzett állandó elmozdulásos vizsgálatok nem igényelnek bonyolult mérési berendezést. A leggyakrabban a hajlított rúd, U-alakú, C-gyűrű, illetve az egytengelyű szakító próbatesteket alkalmazzák.

Az előreesztett próbatestek esetében a vizsgálat során figyelembe vesszük azt, hogy a szerkezet tartalmazhat valamilyen kezdeti hibát. A törésmechanikát az ezekből a hibákból keletkező és tovább növekedő repedések karakterizálására használják. Általában a feszültségkorróziós repedés rideg alakváltozásnak tekinthető, mivel olyan feszültségek mellett keletkezik, amelyek az átlagos folyáshatár alatt helyezkednek el, habár a repedés továbbterjedéséhez szükséges lehet az anyag lokális képlékeny alakváltozása.

Az előreesztett próbatestek egyik hátránya az, hogy vékony darabok, mint például lemezek nem vizsgálhatók vele, mert fenn kell tartani a rugalmasan korlátozott állapotot. Előreesztett próbatestek esetében a vizsgáló személynek figyelembe kell vennie a méreti elvárásokat, a repedés konfigurációját és orientációját és a próbatest megmunkálását, illetve előreesztését. Minden előreesztett próbatest esetében alap követelmény az, hogy a méretei elegendően nagyok legyenek ahhoz, hogy túlnyomórészt térbeli feszültségállapot biztosítható legyen, úgy hogy képlékeny deformáció csak nagyon kis régióban, a repedéscsúcs környezetében legyen jelen. A törési szívósság vizsgálataiból származó tapasztalatok azt mutatják, hogy ahhoz, hogy egy érvényes K_{Ic} mérést elvégezzenek a repedés mélysége (a), és a vastagsága (B) sem lehet kisebb, mint $2,5(K_{Ic}/\sigma_y)^2$ ahol az σ_y az anyag folyáshatára. Továbbá fontos megemlíteni, hogy az egyes előreesztett próbatesteknél használt K érték nem haladhatja meg a környezeti hatásnál tervezett kezdeti K értéknek a kétharmadát. Ezzel megelőzhető a repedéscsúcsban a fáradásos károsodás és a maradó nyomó feszültség kialakulása, amely módosíthatja a feszültségkorróziós repedés viselkedését.

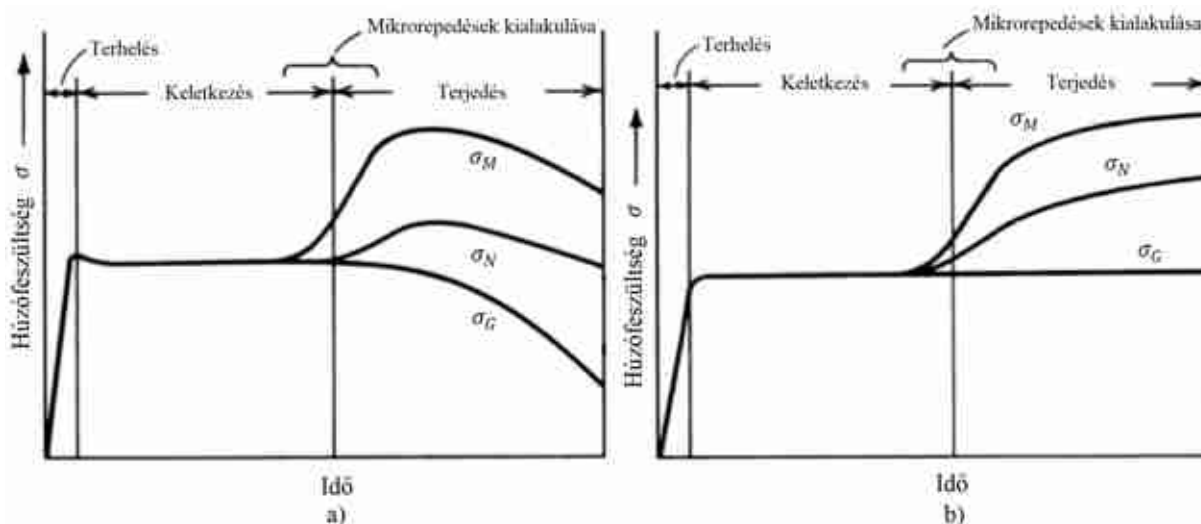
Az előzőekben a feszültségkorróziós repedés vizsgálatánál alkalmazott próbatestek kerültek bemutatásra. A vizsgálati módszerek a próbatestek mellett az egyes terhelési módszerek alapján is csoportosíthatók. A feszültségkorróziós repedés vizsgálatai közé az állandó terheléses (CL – constant load), az állandó elmozdulásos/alakváltozásos (CS – constant strain) és a lassú alakváltozási sebességű (SSRT – Slow Strain Rate Test) vizsgálatok sorolhatók.

Az állandó terheléses vizsgálatok legfontosabb tulajdonsága, hogy a vizsgálat teljes időtartama alatt a terhelést állandó értéken tartják. Konstans terhelés esetén a próbatestek lehetnek hengeres vagy lapos kialakításúak, néha bemetszettek, és általában húzó irányban terheltek. Általánosságban két típusát különböztethetjük meg: próbatestek egy önterhelésű keretben való terhelése és próbatestek egy külső terhelő kerettel való terhelése. Az önterhelésű keret előnye az alacsonyabb költség és a kisebb helyigény. Ez különösen fontos környezeti kamrákban és autoklávokban elvégzett vizsgálatok esetén. Hátránya, hogy gyakran a próbatestre a környezeti hatás előtt helyezik rá a terhelést. Az előterhelés nem konzervatív eredményekhez vezethet, habár ez a probléma inkább a törésmechanikán alapuló vizsgálatok esetén releváns. A külső keretes terhelésű vizsgálatok esetén súlyokat vagy rugókat alkalmaznak. A terhelési keretek száma minimalizálható, ha próbatest sorozatokat vizsgálunk.

Az előrepszett próbatetekeken végzett állandó terheléses vizsgálatok felhasználhatók a K_{ISCC} meghatározására és adott határokon belül a repedésnövekedés sebességének da/dt a mérésére. A leggyakrabban alkalmazott próbatetek a kompakt próbatetek (CT), és a bemetszett hajlító próbatetek (SENB - singel edged notched specimen) [52].

A következő csoport az állandó elmozdulásos vizsgálat elnevezést kapta. Ebben az esetben is a próbatetek vagy önterheltek vagy önterhelésű keretben terheltek. Habár ez a fajta vizsgálati módszer olcsó, azonban rendelkezik néhány hátránnyal. Ebben az esetben is a próbatestre a környezeti hatás előtt helyezik rá a terhelést. Az előterhelés így nem konzervatív eredményekhez vezethet, emellett a σ_{th} határfeszültség és a t_f tönkremenetelhez szükséges idő meghatározása szubjektív döntést tartalmazhat, amely abból következik, hogy egy tetszőlegesen választott periódusidő után a vizsgálatokat befejezik.

Az 1.9. ábra a húzófeszültség változását mutatja be az idő függvényében. Az ábrán szereplő σ_M a repedés csúcsánál lévő maximális feszültséget, a σ_N az átlagfeszültséget és a σ_G pedig az alkalmazott feszültség nagyságát mutatja. Az ábrából leolvasható, hogy az állandó elmozdulásos vizsgálat során a maximális, illetve az átlagfeszültség egy adott érték eléréséig növekszik, majd ezt követően csökkenni kezd. Ezzel ellentétben az állandó terheléses vizsgálat során a terhelés értéke nem változik, így a maximális, illetve az átlagfeszültség értéke is folyamatosan növekszik. A két vizsgálat összehasonlításából látható, hogy egyik módszer sem biztosít állandó feszültséget a mikrorepedések növekedés megindulása után. A repedés terjedése során a valós állandó terhelésű vizsgálatok növekvő feszültség szinteket eredményeznek, és gyakran túl korai tönkremenetelben végződnek. Az 1.9. ábra mindkét diagramja feszültségváltozási jelleggörbét mutat, amelyek bármilyen típusú próbatest esetén (beleértve az előrepszett próbatestet is) alkalmazhatók.



1.9. ábra. Feszültség változása az idő függvényében, a) állandó elmozdulás b) állandó terhelés esetén [53]

A harmadik módszer a lassú alakváltozási sebességű vizsgálat (SSRT - slow strain rate test). Ezt leggyakrabban fémes anyagok korrózióra való érzékenységének meghatározására alkalmazzák. A próbatestet egy állandó mértékben növekvő nyúlásnak teszik ki. Az anyag a vizsgálat során különböző tényezőknek, mint például folyadékoknak és hőmérsékletnek van kitéve. Az SSRT

vizsgálatok során leggyakrabban sima, hengeres próbatesteket használnak, ezt mutatja az a tény is, hogy 2000-2015 között a témában megjelent publikációk 90%-ban ilyen típusú próbatesteket alkalmaztak [54]. Emellett a kerületi vagy oldalt bemetszett próbatestek alkalmazása is elterjedt. A bemetszéseket egy üreg szimulálására, illetve a repedések számának kontrollálására használják. Különböző környezeti rendszerek esetén egy szabványos alakváltozási sebességet alkalmaznak, azonban ha adott sebességen repedés nem jelenik meg, még nem jelenti azt, hogy az anyag nem érzékeny az ilyen típusú meghibásodásra, mivel vannak esetek, ahol a feszültségkorróziós repedésre való érzékenység nagyobb alakváltozási sebességeknél észlelhető. Azt az alakváltozási sebességet, amely a leggyorsabban létrehoz egy adott környezetben feszültségkorróziós repedést kritikus alakváltozási sebességnek nevezzük. Az SSRT vizsgálati módszert atomerőművekben is alkalmazzák. Az itt jelen lévő megnövelt (-250°C-tól 350°C-ig) hőmérsékletekből és nyomásokból származó nehézségeket autokláv és referencia elektród rendszerek segítségével oldották meg. Mind a PWR, mind a BWR atomerőművek esetében alkalmazzák ezt a vizsgálati módszert. Működő reaktorokban és laboratóriumi „meleg kamrákban” (hot cells) is használhatók, így figyelembe vehetők a sugárzás által okozott jelentős változások is.

1.4.4. Feszültségkorróziós repedésre vonatkozó modellezési módszerek

Az előzőekből látható, hogy a könnyűvízes reaktorokban a feszültségkorróziós repedés az egyik legfontosabb tényező, amely veszélyezteti az atomerőművek biztonságos működését. A jelenség súlyossága, általánossága, valamint az általa okozott különböző biztonsági és gazdasági problémák miatt szükség van egy olyan modell létrehozására, amely előre jelzi a repedés növekedési sebességét. A hajtóerő alapján megkülönböztethetünk elektrokémiai, mechanikai, illetve (ezek kombinációját) mechanokémiai folyamatokat. Az alapjelenségek közé sorolhatók az anódos oldódás, a szemcsehatár oxidáció, a hidrogénes elridegedés, végezetül a törésmechanikai alapú modellek, amelyek közül a fontosabbak a következők:

- csúszási oldódás (slip dissolution/film rupture mechanism) [55, 56],
- szemcseközi oxidációs modell (internal oxidation model) [57, 58],
- szelektív oldódás [59],
- kapcsolt környezeti törésmodell (coupled environment fracture model – CEFM) [60],
- hidrogénen alapuló mechanizmus,
- erősített felületi mobilitás elmélet (Enhanced surface mobility theory – Galvele) [61],
- repedéscsúcs alakváltozási sebesség modell (Fracture Research Institute model - FRI model).

A csúszásos-oxidációs modell (slip-oxidation model) az egyik legelfogadottabb modellek közé tartozik, amely másnéven Ford-Andersen modellként, illetve rétegtörés-csúszás-oxidációs modellként is ismert [56]. Ez az egyik legrégebbi és legegyszerűbb rétegtörési mechanizmus. Az

anódos oldódás esetében az alapvető feltételezés az, hogy ha kivált fázisok vagy különálló anyagok jelennek meg a szemcsehatáron, akkor lokálisan elektrokémiai heterogenitás fog létrejönni, és megfelelő környezeti körülmények, illetve jelenlévő feszültségek esetén létrejön az oldódás, amely a repedés előrehaladását okozza. Ford [55] a repedéscsúcs alakváltozási sebességére egy fél-empirikus formulát ajánlott, amelynek alapját a repedéscsúcs képlékeny alakváltozási elmélet adja.

A szemcseközi oxidációs modellt P. M. Scott és M. Le Calvar fejlesztette ki, amely elsősorban a nyomottvízes reaktorokban található nikkel ötvözetekre alkalmazható. A modell alapja az elridegedési mechanizmus, ahol a létrehozott formulák függenek a kritikus feszültségintenzitási tényezőtől [57, 58].

A Galvele-féle elmélet, amely röviden CEFM módszerként ismert, azt feltételezi, hogy az atomok felületi diffúzió segítségével mozdulnak el a repedés csúcsából. Az atomok a nagy feszültségű repedéscsúcstól a kisebb feszültségű területekre mozognak el. Ennek a modellnek az alapja is az elridegedés mechanizmusa, így ez a modell hidrogénes elridegedésre is alkalmazható. A CEFM módszert a repedés terjedési sebességének a számítására hozták létre. Ez a csúszási oldódási mechanizmus továbbfejlesztett változata, amely figyelembe veszi az energiamegmaradást, így a belső és a külső környezet összekapcsolható [61].

Shoji és társai a repedéscsúcs alakváltozási gradiens elmélete és a kiterjesztett repedésfront alakváltozás újraeloszlás elmélete alapján kidolgoztak a repedéscsúcs alakváltozási sebességére egy modellt [62, 63], ez más néven FRI vagy Shoji modelliként ismert. Ennek alapját ismételten a Ford és Andersen által létrehozott modell adja.

A numerikus modellezés egy elterjedt módszer a mérnöki világban, ezáltal a korábban említett mechanizmusokat napjainkban valamilyen numerikus módszer alkalmazásával fejlesztik tovább. A szakirodalomban található numerikus szimulációk nagy része az anódos oldódást vagy a hidrogénes elridegedést használja alapjelenségnek. A modellezések során a legtöbb esetben a végeelem-, a peremelem-, a fázis-mező módszert és a probabilisztikus törésmechanikát alkalmazták.

A végeelemes analízis (FEA - Finite Element Analysis) egy jól ismert numerikus módszer, ezért a feszültségkorróziós repedések esetében is találhatunk alkalmazási példákat a szakirodalomban [64, 65, 66]. Az első kísérletet az FEA alkalmazására SCC esetén Jivkov és társai [67] tették, akik a repedések 2D és 3D modelljeit írták le a 304 típusú korrózióálló acél esetében. A modell mikroszerkezetének felépítését követően a repedés növekedésére is külön módszert alakítottak ki. A bemutatott eredmények bizonyították, hogy a végeelemes módszer akkor használható, ha a folyamat a mechanikai hatás mellett kémiai vagy korróziós alapú tényezőket is tartalmaz.

Az alapvető lineárisan rugalmas törésmechanika nem írja le jól a repedés csúcsánál lejátszódo folyamatot. Emiatt különböző mechanikai tönkremeneteli modelleket fejlesztettek ki. Ilyen például a repedéscsúcs modell, vagy más néven a kohéziós zóna modell (CZM - Cohesive Zone Model), amely a rugalmas-képlékeny törésmechanikán alapul. Alapkonceptiója, hogy a repedéscsúcsoknál egy kohéziós zóna van jelen, és az anyag tönkremenetele akkor következik be, amikor a kohézió erő eléri a nullát. A modell továbbfejlesztett változatával még a repedés megindulása

és terjedése is szimulálható. Ezt a módszert számos kutatási munkában alkalmazták, Xiang és társai [68] például a kohéziós zóna modellt a korróziós skála szakadási folyamatával kombinálták, és a végeelemes analízist ABAQUS végeelemes szoftverrel végezték el. Az eredmények azt mutatták, hogy az általuk vizsgált modellek esetében a repedések a korróziós réteg felületénél alakultak ki, és a repedés csak akkor terjedt a mátrixba, ha a korróziós réteg a folyamatos húzóterhelés hatására megszakadt. Wang W.W. és társai [69] szintén ezt a modellt használták. Ők a korróziós passzív rétegek – oxidréteg – hatását vizsgálták a feszültségkorróziós repedéskeletkezésére és -terjedésre. Eredményeik hasonlóak a korábban említettekhez, mivel ők is arra a következtetésre jutottak, hogy a feszültségkorróziós repedés először a korróziós rétegben kezdődik, valamint azt is kimutatták, hogy a törési alakváltozás kisebb, ha létrejött ez a korróziós réteg, és nagyobb, ha nincs korróziós réteg.

A kohéziós zóna modellt hidrogén jelenlétében keletkező feszültségkorróziós repedések esetén is használják, a szakirodalomban példaként említhető Scheider és társai [70], Falkenberg és társai [71], Rimoli és Ortiz [72], Raykar és társai [73], Brocks és társai [74] munkája. Ezekben az esetekben a kohéziós zóna modellt kibővítették, vagy más megoldási módszerekkel kapcsolták össze, hogy a hidrogén okozta elridegedés hatását is figyelembe lehessen venni. A fent említett tanulmányok főként a hidrogénkoncentráció és a mechanikai terhelések közötti kapcsolatra koncentrálnak, az eredmények a numerikus szimulációk előnyét mutatják, mivel ebben az esetben a különböző hatások elkülöníthetők.

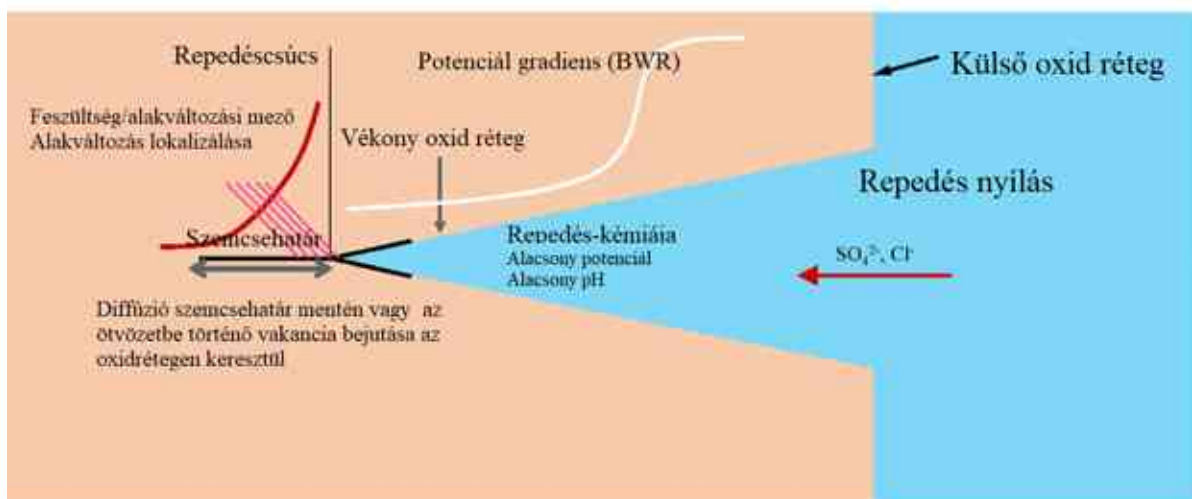
A felsorolt tudományos eredményekből látható, hogy a feszültségkorróziós repedés vizsgálata egy nagy mértékben kutatott téma, amelynek vizsgálatát nehezíti, hogy előfordulását számos paraméter befolyásolja.

1.4.5. A Shoji-modell ismertetése

Ahogy az előző fejezetben látható volt, számos próbálkozás született már a repedéscsúcsban keletkező alakváltozási sebesség numerikus és analitikus módszerekkel történő számszerűsítésére. Ford [55, 56] a repedéscsúcs alakváltozási sebességére egy félempirikus formulát ajánlott, míg a Congleton és társai [75] által kialakított repedéscsúcsban keletkező alakváltozási sebesség alapját a lineárisan rugalmas törésmechanika adja, amelyet főleg rideg anyagokra alkalmaztak. A dolgozatomban az ezek továbbfejlesztéséből létrehozott Shoji modellt ismertetem részletesebben, mivel a későbbiekben ezt a módszert fogom alkalmazni.

Az 1.10. ábra a nukleáris iparban alkalmazott szerkezeti anyagok repedéscsúcsában lévő elektrokémiai környezetet, az anyagot és a mechanikai állapotot vázolja. A repedéscsúcsban keletkező alakváltozás sebessége fontos szerepet játszik az feszültségkorróziós repedés növekedési sebességének a meghatározásában, mivel ez irányítja a repedéscsúcsban lévő passzíváló réteg törési sebességét. Ezáltal egy SCC előrejelzésére szolgáló determinisztikus modell előállításánál mindenképpen fontos egy olyan módszer kialakítása, amellyel a repedéscsúcsban az alakváltozási sebesség pontosan előrejelezhető.

A közelmúltban Tetsuo Shoji professzor és a Tohoku Egyetem munkatársai egy elméleti modellt javasoltak a feszültségkorróziós repedések növekedési sebességének a meghatározására, amely a Fracture Research Institute (FRI) [77, 78] modelljeként ismert. Az FRI modell elektroké-



1.10. ábra. A nukleáris iparban alkalmazott szerkezeti anyagok esetén a repedés csúcsában az elektrokémiai környezet, anyag és mechanikai állapot sematikus ábrája [76]

miai és törésmechanikai megfontolásokat egyaránt tartalmaz. Az új módszer kiterjeszti a meglévő Ford-modellt [55] oly módon, hogy tartalmazza az anyag feszültség/alakváltozás jellemzőinek és a repedés növekedési sebességének a repedéscsúcs alakváltozási sebességére gyakorolt hatását is. Az FRI modell képes a mért repedésnövekedési sebességek (CGR - Crack Growth Rate) gyakorlati pontosságú szimulálására. A modell legfontosabb, nem mérhető bemeneti paramétereinek becslése a mért alakváltozási-keményedési kitevőből, az anyag folyáshatárából és az alkalmazott terhelésből származtatható, továbbá, pl. az oxidációs áramsűrűség, a repassziválási sebesség és az oxidfilm törési alakváltozása mérhető vagy táblázatba foglalható a különböző anyagtypusok és az alkalmazott vízkémiai környezetének eseteire. Az új modell elsődleges előnye az, hogy a repedésnövekedési sebesség kiszámításába bevonja az anyag szilárdsági jellemzőit és annak alakváltozási sebességfüggését. Az FRI modell alkalmas a repedésnövekedési sebesség előrejelzési modelljeként a fennmaradó élettartam és az alkatrészek biztonságának vizsgálatára. Új megközelítést kínál a repedésnövekedési sebesség becslésére alakváltozásra keményedő és különböző besugárzási körülmények között alkalmazott anyagok esetére, ahol potenciálisan figyelembe vehetőek a különböző anyagkeményedési hatások is. A következőkben ezen FRI repedéscsúcs alakváltozási sebesség modell alkalmazásának tárgyalására térek át.

A legtöbb szerkezeti anyag, mint például az ausztenites korrózióálló acélok és a nikkal alapú ötvözetek, alakváltozásra keményedő anyagok. Fémek és ötvözetek esetében a lineáris-nemlineáris átmenet általában közel van a rugalmas-képlékeny átmenethez. Azonban azon szívós anyagoknál, amelyek nagy alakváltozási keményedéssel rendelkeznek, a lineáris-nemlineáris átmenet és a 0,2%-os maradó alakváltozáshoz tartozó folyáshatár közötti különbség viszonylag nagy lehet. Az alakváltozásra keményedő anyagok feszültség-alakváltozási görbéi számos módon megadhatók, mint például a Gao-Hwang [79] törvénnyel, amely a következő alakban írható fel:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E} & \text{ha } \sigma \leq \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{E} + C(\sigma - \sigma_0)^{n_{GH}} & \text{ha } \sigma > \sigma_0 \end{cases}, \quad (1.25)$$

ahol σ a valós feszültséget és ε a valós alakváltozást jelentik, σ_0 a kezdeti folyáshatár, C az eltolási együttható és n_{GH} az alakváltozási-keményedési kitevő.

Több kutatás is született már a repedéscsúcs alakváltozási mezejét leíró összefüggésekre vonatkozóan. Gerberich és társai [80] átfogó kutatást végeztek, amelyben kimutatták, hogy a repedésnövekedés és az anyag alakváltozás-keményedési képessége jelentős hatással lehet a repedéscsúcs alakváltozási mezejére. Az (1.26) egyenlet a Gao-Hwang [79] keményedési törvényen alapszik, amely sík alakváltozás esetén érvényes, és abból a feltételezésből vezették le, hogy a repedés kvázi-statisztikus állandó terhelés mellett folyamatosan növekszik, továbbá alkalmazható nagy alakváltozási-keményedéssel rendelkező, atomerőműi környezetben alkalmazott szerkezeti anyagok repedéscsúcsában ébredő aszimptotikus mező leírására:

$$\varepsilon_p = \beta \frac{\sigma_y}{E} \left[\ln \frac{R_p}{r} \right]^{\frac{n_{GH}}{n_{GH}-1}}, \quad (1.26)$$

ahol β egy dimenzió nélküli konstans, σ_y az anyag 0,2% maradó alakváltozáshoz tartozó folyáshatára, E az acél rugalmassági modulusa, R_p a képlékeny zóna mérete és r egy növekedő repedéscsúcstól vett távolság. Az ebből a kifejezésből számított alakváltozás a végtelenhez, míg r a nullához közelít, így a gyakorlatban csak a repedéscsúcs „közelében”, véges r_0 távolságban értékelhető. A képlékeny zóna, R_p mérete síkbeli alakváltozásra:

$$R_p = \lambda \left[\frac{K}{\sigma_y} \right]^2, \quad (1.27)$$

ahol λ egy kényszer-tényező (dimenziótlan állandó), K pedig a feszültségintenzitási tényező. Ajánlások alapján az ε_{ct} képlékeny alakváltozás kiváltható az ε_p képlékeny alakváltozással a repedéscsúcs előtt r_0 karakterisztikus távolságnál:

$$\varepsilon_{ct} = \varepsilon_p|_{r=r_0}. \quad (1.28)$$

Az FRI (Fracture Research Institute) modell a Shoji és társai által kidolgozott repedéscsúcs alakváltozási sebességére vonatkozó modellen alapszik, amelyet az (1.29) egyenlet mutat be [62]:

$$\frac{\delta \varepsilon_{ct}}{\delta t} = \frac{\delta \varepsilon_{ct}}{\delta a} \frac{\delta a}{\delta t}. \quad (1.29)$$

Ezt az egyenletet kombinálták a Gao-Hwang [79] repedéscsúcsban lévő aszimptotikus mező elméletével. Az így kapott összefüggés a képlékeny alakváltozási sebességet jelenti a repedéscsúcsnál, amely megfelel a repedéscsúcs alakváltozási sebességének:

$$\frac{\delta \varepsilon_{ct}}{\delta t} = \beta \frac{\sigma_y}{E} \frac{n_{GH}}{n_{GH}-1} \left[\ln \left(\frac{\lambda}{r_0} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \right) \right]^{\left(\frac{1}{n_{GH}-1} \right)} \left(\frac{2}{K} \dot{K} + \frac{1}{r_0} \dot{a} \right), \quad (1.30)$$

ahol \dot{K} (vagy $\delta K / \delta t$) a feszültségintenzitási tényező változásának sebessége. Maga a repedésnö-

vekedés sebessége a következő egyenlettel számítható:

$$\dot{a} = \frac{Mi_0}{z\rho F(1-m)} \left[\frac{t_0 \beta \sigma_0 \cdot 2n}{\varepsilon_f E(n-1)} \left(\frac{2K}{K} + \frac{\dot{a}}{r_0} \left(\ln \left(\frac{\lambda}{r_0} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \right) \right)^{\frac{1}{n-1}} \right) \right]^m. \quad (1.31)$$

A fenti összefüggésben, a feszültségkorróziós repedést befolyásoló összes tényező – alkalmazott terhelés, anyagtulajdonságok és a vízkémia összetétele – figyelembevételre kerül. Ezenkívül a feszültségintenzitási tényező és a repedésnövekedési sebesség viszonya is leírható az (1.31) összefüggés segítségével.

Az (1.31) egyenletben szereplő paraméterek leírását és a modell validálásához alkalmazott paraméterek számszerű értékeit az 1.1. táblázat tartalmazza [81].

1.1. táblázat. FRI modellben szereplő paraméterek [81]

Jelölés	Megnevezés	Érték
i_0	Oxidációs áramsűrűség	0,001 A/m ²
ρ	Sűrűség	0,00786 g/mm ³
t_0	Konstans áramsűrűség időtartama	0,2 s
β	Dimenziótlan konstans	5,46
E	Rugalmassági modulus	206 GPa
K	Feszültségintenzitási tényező	-
r_0	Repedéscsúcs előtti karakterisztikus távolság	-
M	Moláris tömeg	55,382 g/mol
z	Elektron ekvivalensek száma	2,67
F	Faraday állandó	96500 C/mol
ε_f	Oxidréteg törési alakváltozása	0,0008
σ_y	Az anyag 0,2% maradó alakváltozáshoz tartozó folyáshatár	-
n	Keményedési kitevő	4,1
λ	A sík feszültségi és sík alakváltozási körülményektől függő állandó	1/3 π
m	Repassziválódási sebesség	-

A megadott paraméterek közül a sűrűség, a rugalmassági modulus, a moláris tömeg, a folyáshatár, illetve a keményedési kitevő anyagfüggő állandók, amelyek egyszerű anyagvizsgálati módszerekkel meghatározhatók. A β dimenziómentes tényező egy repedés növekedését jellemző állandó, amelynek értéke sík alakváltozás esetén 4,28 és 5,81 között változik, elfogadott átlagértéke a táblázatban is megadott 5,46 [80]. Emellett az F , Faraday állandó, illetve a λ , a sík feszültségi és sík alakváltozási körülményektől függő állandók is adottak. A λ esetében a táblázatban megadott érték sík alakváltozás esetén érvényes. Az ε_f oxidréteg törési alakváltozására a megadott érték az analízisek során 0,0008 volt, amely magas hőmérsékletű vízben elhelyezett korrózióálló acélok esetén a 10^{-3} értéket veszi fel.

1.5. Összefoglalás, célkitűzések

Az áttekintett szakirodalmi összefoglalás alapján a következő megállapítások tehetők.

- Az ANN módszert már használták a szakemberek a p-SPT [27], a Charpy V- bemetszett [30], a nyíró és lapos szakító próbatestek [31] esetén a GTN paramétereinek optimalizálására, de nem találok olyan hivatkozásokkal, amelyeknél ezt a módszert kis méretű lapos szakító próbatesteken alkalmazták volna.
- Mini CT próbatestek esetében a szakirodalom alapján [32, 36, 37] ez idáig a mérési eljárás elemzése és a kapott eredmények repedést tartalmazó szerkezetek biztonságának a megítélése volt a legfontosabb cél. A vizsgálatot szimulációs technikákkal kevésbé tanulmányozták.
- A VCCT módszert rideg anyagokban történő repedésterjedésre, illetve delaminációra alkalmazták [10]. A modell hajtóerejének módosításáról nem találtam egyetlen szakirodalmat sem.
- A feszültségkorróziós repedés vizsgálatára a szakirodalom több módszert is javasol igazolva azt, hogy egységes álláspont még nem alakult ki az ipar egyetlen szegmensében sem. Úgy tűnik azonban, hogy a legszélesebb körben az SSRT technikát alkalmazzák, azonban költséges, továbbá az atomerőműveknél jellemző magas nyomás biztosítása, állandó értéken történő tartása is nehézkes. E tények figyelembevételével egy olyan új típusú hibrid próbatest kialakítását látom célszerűnek, amely segítségével egyszerűbben vizsgálható az anyag repedésterjedéssel szembeni ellenállása feszültségkorróziós körülmények között.

A feldolgozott szakirodalm értékelése alapján a dolgozatom részletes célkitűzései a következőkben fogalmazhatók meg.

- Kis méretű, lapos próbatesteken méréssel felvett erő-szétnyílás görbe legjobb közelítését biztosító GTN paraméterek számítása mesterséges neurális hálózatok (ANN) segítségével.
- Miniaturizált CT próbatestek esetén törési szívósság meghatározása VCCT szimulációs módszer módosításával, úgy, hogy hajtóerőként az energiafelszabadulás helyett a GTN paramétereket alkalmazza . Ezáltal a J-integrál kiszámítása a repedés terjedésével párhuzamosan mehet végbe.
- A feszültségkorróziós repedésterjedéssel szembeni ellenálló képesség meghatározására olyan új típusú próbatest kialakítása, amelynek előrepesztése és előfeszítése is ugyanazon a próbatesten egyszerűen megoldható. Az új típusú próbatest esetén a repedéscsúcsban ébredő feszültségintenzitási tényező számítására alkalmas összefüggés létrehozása.
- Kiválasztott feszültségkorróziós modell implementálása végeelem módszerbe módosított VCCT technika alkalmazásával.

2. Kifejlesztett módszer alkalmazása mini CT próbatetekhez

Az előzőkben már bemutattam a numerikus analízisek és a vizsgálatokhoz szükséges legfontosabb ismeretek. A következőkben ezek módosításait és alkalmazási területeit fogom ismertetni, először a mini CT próbatetek esetében a törési szívósság meghatározására, majd a 3. fejezetben a feszültségkorróziós repedés szimulálására. A szimulációkat minden esetben az MSC.Marc Mentat végeसेlemes szimulációs szoftverben készítettem el. A következőkben az elvégzett vizsgálatok és a szimulációkhoz szükséges lépések kerülnek részletezésre.

2.1. ANN módszer alkalmazása a GTN paraméterek meghatározásához

A korábban már ismertetett GTN károsodási paramétereket a mesterséges neurális hálózat alkalmazásával határoztam meg. Ehhez kisméretű, bemetszett próbatetek kimunkálásra volt szükség, amelyek eredményeire a végeसेlemes szimulációból származó erő-elmozdulás görbét illesztve meghatározhatam a Gurson-Tvegaard-Needleman féle károsodási paramétereket. A következőkben az ehhez szükséges lépések részletes ismertetésére kerül sor.

2.1.1. Kis méretű, bemetszett, lapos próbatetek ismertetése

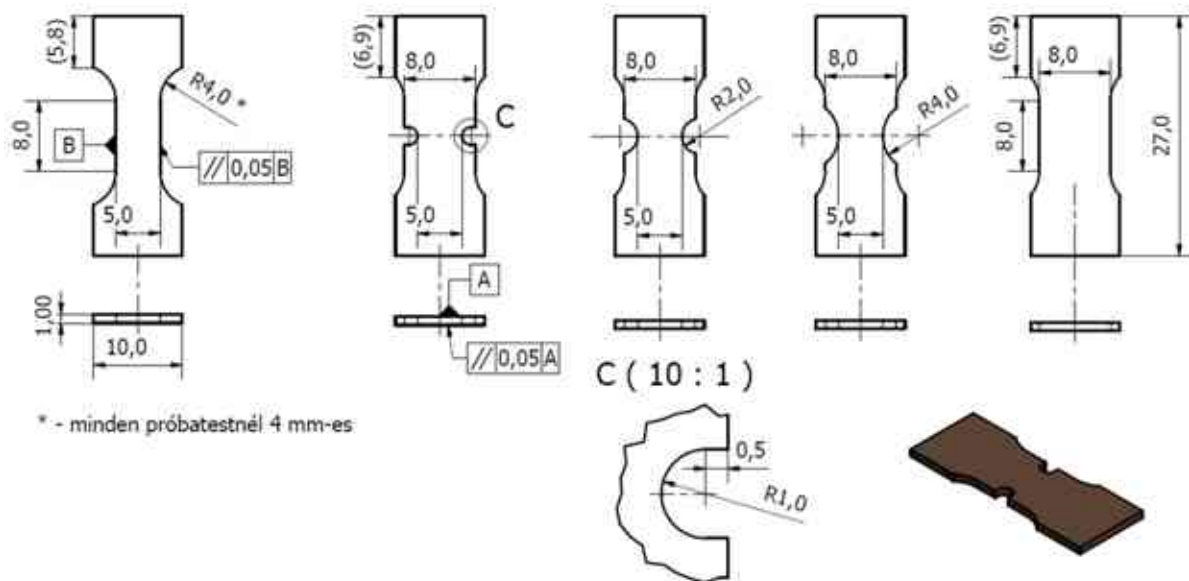
A próbatetek egy 15H2MFA alapanyagú eltört SENB próbatestből lettek kimunkálva, amely acél a Paksi VVER440 atomerőműben a reaktortartály alapanyagát képezi. A 15H2MFA ötvözött acélra vonatkozó kémiai összetételt a 2.1. táblázat tartalmazza.

2.1. táblázat. 15H2MFA kémiai összetétele tömegszázalékban

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu
0,13 – 0,18	0,3 – 0,6	0,17 – 0,37	≤ 0,025	≤ 0,025	2,5 – 3,0	≤ 0,4	0,6 – 0,8	0,25 – 0,35	≤ 0,15

Összesen 8 db párhuzamos vizsgálati szakasszal rendelkező próbatest és 3×2 db bemetszett lapos (NT - notched tensile) próbatest került kimunkálásra. A bemetszett próbatesteknél 3 különböző bemetszési sugárral vizsgáltam, amelyek 1, 2 és 4 mm-esek voltak. Az egyedi próbatetek geometriáját a 2.1. ábra szemlélteti.

A szakítóvizsgálatok célja a vizsgált anyag szilárdsági és alakváltozási tulajdonságának meghatározása volt, amelyek egy Instron E10000 egytengelyű elektrodinamikus anyagvizsgálati készülékkel lettek elvégezve. A próbatest kis mérete miatt az elmozdulás nem volt rögzíthető extenzométer segítségével, ezért felületi deformációk méréséhez egy GOM 3D optikai mérőrendszerre volt szükség. A mérés során a vakukamerák a próbatest felületének változását egyedi festékpontokkal – amelyek a 2.2. ábrán is láthatók – követik, és a festékpontok egymáshoz viszonyított elmozdulásából meghatározható a próbatest deformációja.



2.1. ábra. Bemetszett és bemetszetlen lapos szakító próbatestek geometriája

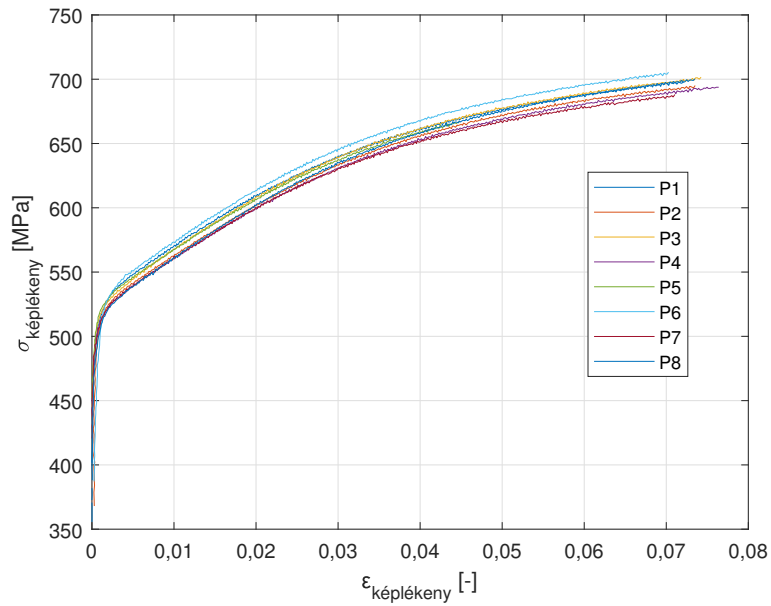


2.2. ábra. A befogott próbatest és a felületén kialakított egyedi mintázat

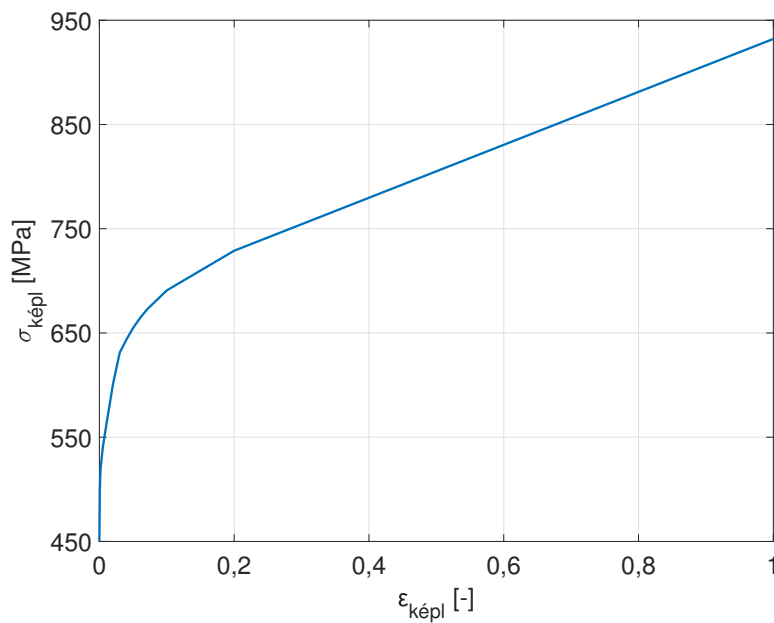
A vizsgálat során meghatározásra került a maximális terhelő erő, a hossz- és keresztirányú szakadási nyúlás, a próbatestek szakítószilárdsága, a százalékos keresztmetszet csökkenés és az egyezményes folyáshatár.

2.1.2. Folyásgörbe meghatározása

A vizsgálatokból kapott mérnöki nyúlás-mérnöki feszültség adatok felhasználásával határozható meg az anyag folyásgörbéje. A bemetszés nélküli, kis méretű, lapos szakító próbatestek vizsgálatából kapott folyásgörbéket a 2.3. ábra szemlélteti. A diagram vízszintes tengelyén a képlékeny alakváltozás, míg a függőleges tengelyen a hozzá tartozó feszültség MPa-ban van feltüntetve. A mérési eredményekből egy átlagos folyásgörbét vettem fel és extrapolációval meghosszabbítottam, így a 15H2MFA alapanyagra jellemző, lapos bemetszés nélküli szakítópróbatestek vizsgálatából kapott folyásgörbét a 2.4. ábra mutatja be.



2.3. ábra. 15H2MFA anyag folyásgörbéi kis méretű, lapos próbatetek vizsgálatából

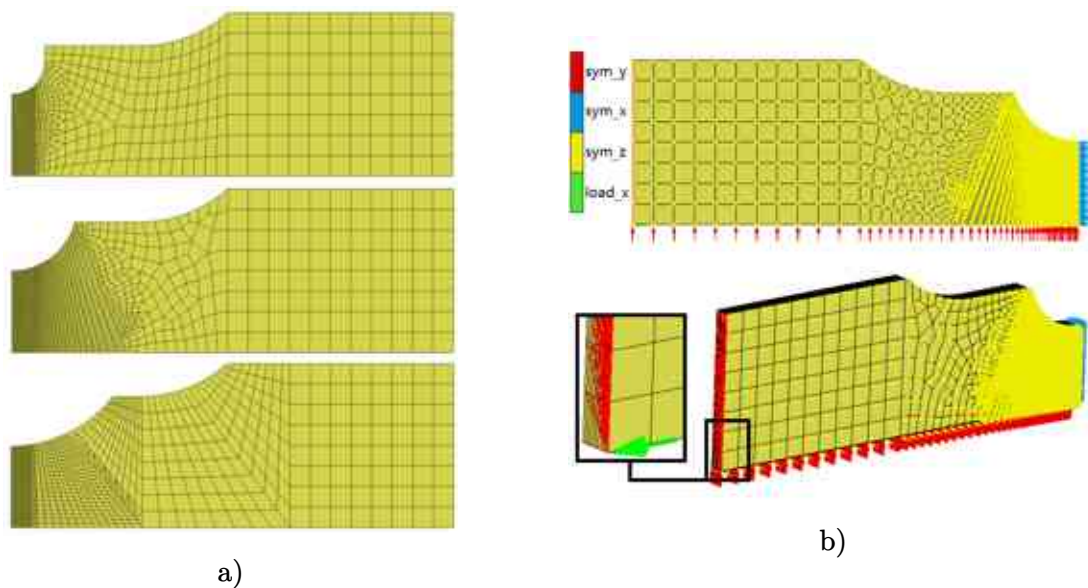


2.4. ábra. 15H2MFA anyag folyásgörbéje a kis méretű, lapos próbatetek vizsgálataiból meghatározva

2.1.3. Kis méretű NT próbatetek végeelem modelljének a felépítése

A folyáshatár meghatározását követően már elkészíthető volt a szakító próbatetek végeelemes szimulációja. Megjegyzendő, hogy a következőkben bemutatott összes végeelemes szimulációt az MSC.Marc Mentat szoftverben készítettem el. Az anyagot tekintve minden modellnél a 15H2MFA acél anyagtulajdonságait állítottam be. Rugalmassági modulusnak 203 GPa, Poisson tényezőnek 0,3 alkalmazta,, a megfelelő folyásgörbét (2.4. ábra) használva.

A számítások során a szimmetriát kihasználva nyolcad modelleket hoztam létre. A repedés környezetében $50\ \mu\text{m}$ -es elemméretet használtam. A végeleemes hálókat a 2.5. a) ábra szemlélteti, fentről lefelé az 1, a 2 és a 4 mm-es sugarú bemetszéssel rendelkező próbatestek láthatók. Az 1 mm-es bemetszéses modell 12340 elemből, a 2 mm-es 21330 elemből, míg a 4 mm-es 14200 elemből áll. Hexagonális, lineáris „teljes integrálású” elemek kerültek alkalmazásra. A „teljes integrálás” kifejezés a Gauss-pontok számára utal, amelyek szükségesek egy elem merevségi mátrixának polinomiális tagjainak pontos integrálásához, ha az elem szabályos alakú. A hatszögletes és négyszögletes elemek esetében a „szabályos alak” azt jelenti, hogy az él egyenesek és derékszögben találkoznak, továbbá hogy az élcsomópontok az él középpontjában vannak. A teljesen integrált, lineáris elemek minden irányban két integrációs pontot használnak.



2.5. ábra. Kisméretű bemetszett lapos próbatestek a) hálójá és b) az alkalmazott peremfeltételek

A 2.5. b) ábra a modellen alkalmazott peremfeltételeket mutatja be. A szimmetria miatt x (sym_x), y (sym_y) és z (sym_z) irányban kötöttem le a szabadságfokokat, valamint a terhelés a próbatest befogórészén definiáltam, amelyhez egy pontba kapcsoltam a felület csomópontjait. Minden NT próbatesten ugyanazon peremfeltételekkel végeztem el a szimulációkat.

2.1.4. GTN paraméterek meghatározása

A következő lépés a 1.1.2.1. alfejezetben bemutatott GTN paraméterek meghatározása, amely egy optimalizálási folyamatnak tekinthető, ahol a célfüggvény az, hogy a mérésből származó erő-elmozdulás görbére a szimulációból kapott eredmények jól illeszkedjenek. A változók a GTN paraméterek, továbbá az egyes korlátozások is ezekre az értékekre vonatkoznak. Ehhez több alfeladatot kell elvégezni. Első lépésben végelelem szimulációk elkészítésére van szükség, mivel a bemenő adatokat ezek eredményei biztosítják. A második lépés ezen adatok segítségével az ANN program betanítása. Ennek során, általánosságban három csoportra oszthatók az input adatok: betanító, validáló és ellenőrző csoportba, azonban, mivel a Bayes regularizáció került

alkalmazásra, ezért a validálási tartomány bekerül a betanítás halmazába. Fontos megjegyezni, hogy a rejtett réteg neuronszámának olyan értéket célszerű megadni, amely a bemenő és a kimenő paraméter értékek között található, de akár meg is haladhatja ezeket, azonban vigyázni kell azzal, hogy a program ne tudja általánosítani az eredményeket. A betanítás módszerénél a Bayes regularizáció volt jól használható. Ennek során a bemenő és a kimenő paraméterkészlet is -1 és 1 közé esett, így ezek skálázására nem volt szükség. Végezetül a betanítást követően a betanítás jóságát egy korábban elkülönített adathalmaz segítségével lehet ellenőrizni. Ha ezek adott hibaértéken belül mozognak, akkor a hálózat szimulálása elvégezhető a mérési adatokkal is, amelyekből meghatározható az adott anyagra vonatkozó GTN paraméterkészlet.

A felsoroltak alapján látható, hogy az első lépésben a károsodási paraméterekből egy mátrixot szükséges megadni annak érdekében, hogy a bemenő adathalmaz létrehozható legyen. Az optimalizációs folyamat során ezek a tartományok jelentik a korlátozásokat. Ehhez a szakirodalom alapján az egyes GTN paramétereknek egy-egy tartományt határoztam meg. Ezt szemlélteti a 2.2. táblázat. A GTN paraméterek közül a q_1 , a q_2 és az S_n (szórás) paramétereknek fix értékeket adtam meg, ezáltal az optimalizálási feladatban összesen 5 paramétert változtattam.

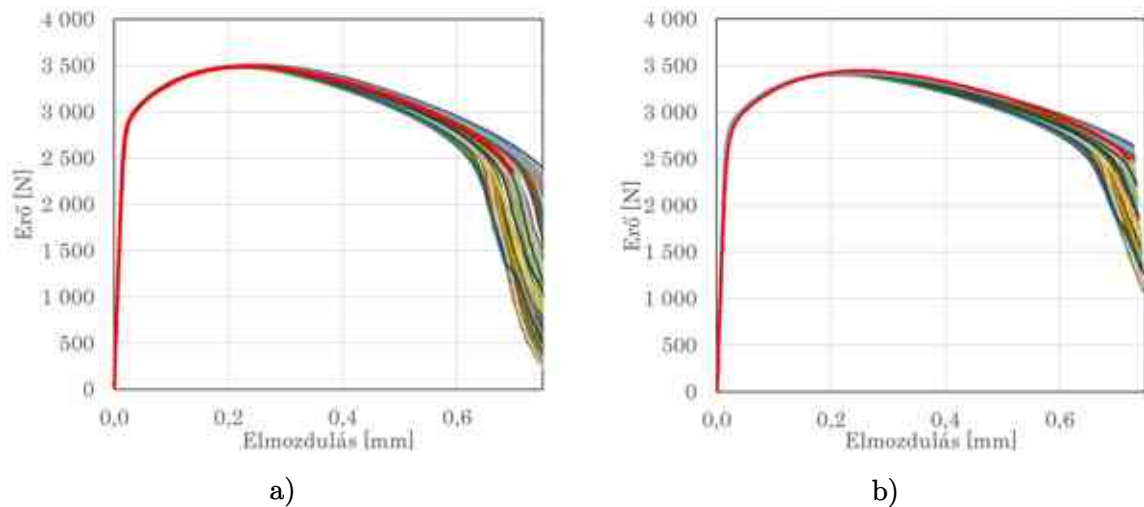
2.2. táblázat. A GTN paraméterek érték tartományai

Paraméter	Érték tartomány
q_1	1,5 (állandó érték)
q_2	1,0 (állandó érték)
f_0	0,0005 – 0,001
f_c	0,1 – 0,25
f_f	0,3 – 0,5
ε_n	0,12 – 0,22
S_n	0,05 (állandó érték)
f_n	0,005 – 0,015

Összesen 90 db GTN paraméter összeállítási verziót hoztam létre, amelyek latin hiperkocka mintavétel (LHS - Latin hypercube sampling) módszerrel adtam meg. Az LHS egy olyan statisztikai módszer, amellyel egy többdimenziós eloszlásból közel véletlenszerű minta generálható a paraméterértékekből. A statisztikai mintavételezés összefüggésében a mintahelyeket tartalmazó négyzetrács akkor „latin kocka”, ha minden sorban és minden oszlopban csak egy minta van. A latin hiperkocka ennek a fogalomnak az általánosítása tetszőleges számú dimenzióra, ahol minden minta az egyedüli a hozzá tartozó minden egyes tengelyhez igazított hiper síkban. Lényege, hogy N változóból álló függvény mintavételekor az egyes változók tartományát M egyforma valószínűségű intervallumra osztjuk. Ezután M mintavételi pontot helyezünk el, hogy megfeleljen a latin hiperkocka követelményeinek. Ez arra kényszeríti az osztások számát, M -et, hogy minden változó esetében egyenlő legyen. A Monte-Carlo szimulációval szemben a tér felosztása a mintaszámnak megfelelően történik, a térrészek valószínűségei azonosak, így egyenletesebb eloszlás érhető el. Az eloszlást Matlab szoftver segítségével hoztam létre.

A szimulációkat a 2.5. a) ábrán szemléltetett hálók közül az 1 és 2 mm-es bemetszéssel

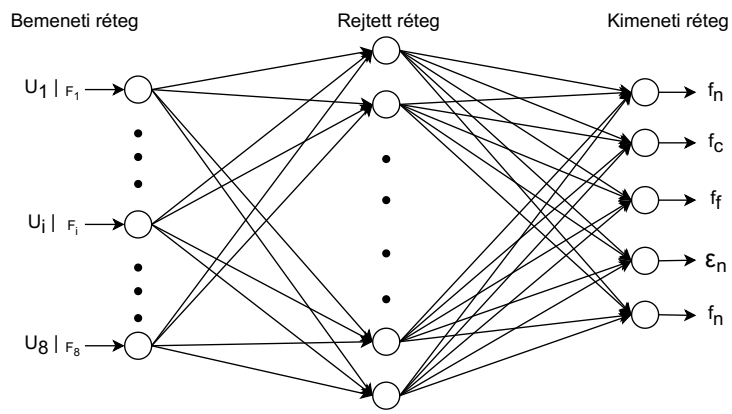
rendelkező modelleken végeztem el. Az ezekhez tartozó görbeseregeket – amelyeken a mérési eredmény (piros) is feltüntetésre került – a 2.6. ábra szemléleti.



2.6. ábra. Bemetszett próbatesten meghatározott görbehalmazok a) 1 mm-es bemetszés b) 2 mm-es bemetszés

A szimulált és a kísérleti erő-elmozdulás görbe összehasonlítása érdekében nyolc adatpárt választottam ki. Mivel az erő-elmozdulás görbe közel vízszintes azon a területen, ahol a GTN paraméterek befolyásolják a görbét, ezért adott erő értékekhez vettem ki az elmozdulás értékeket. A kiválasztott erőket a 2.7. a) táblázat tartalmazza, a hozzájuk tartozó, megfelelő elmozdulás értékeket pedig lineáris interpolációval határoztam meg.

Erő számozása	Érték [N]
F_1	3100
F_2	3000
F_3	2900
F_4	2800
F_5	2700
F_6	2600
F_7	2500
F_8	2400

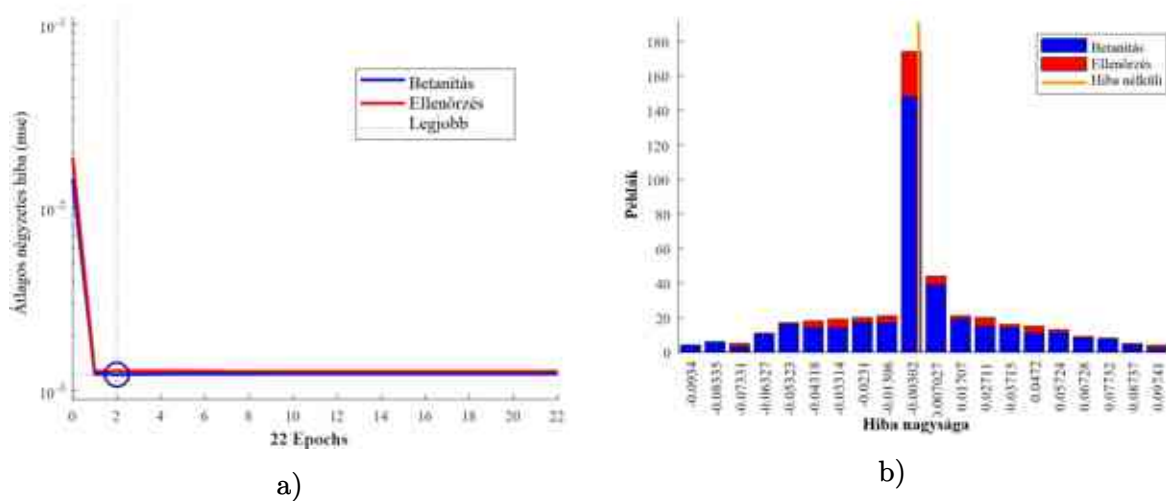


2.7. ábra. a) A szimulált és a kísérleti erő-elmozdulás görbe összehasonlításához használt erő értékek és b) ANN szerkezetének ábrázolása, a hálózat bemeneteinek és kimeneteinek bemutatása

A következő lépés a neurális háló felépítése, amely rendkívül fontos tényező a jó eredmények eléréséhez, mivel a rejtett neuronok száma, a képzési algoritmus és az átviteli függvény közvetlenül befolyásolja a hálózat teljesítményét. A rejtett neuronok megfelelő számának meghatározásához trial-and-error megközelítést alkalmaztam. Különböző rejtett neuronszámok esetén az ANN-t tízszer tanítottam be, és kiszámítottam a hibák értékét. Ezt követően a végső ANN-hez

azt a legkisebb rejtett neuronszámot választottam, amely még mindig kielégítő eredményt adott. Az eljárás azt mutatta, hogy a 6 neuronból álló rejtett réteg ésszerű választás volt. Az ANN végleges felépítését a 2.7. b) ábra szemlélteti.

Ezek alapján az ANN (8-6-5) szerkezetű, amely 8 neuronból áll a bemeneti rétegben, 6 neuronból a rejtett rétegben és 5 neuronból a kimeneti rétegben. A bemeneti réteg neuronjai megfelelnek a 2.7. a) táblázatban megadott 8 erőhöz tartozó elmozdulásokkal. A kimeneti réteg neuronjai az azonosítandó károsodási paramétereket ($f_n, f_c, f_f, \varepsilon_n, f_n$) képviselik. Ezt követően az ANN hálózat már betanítható. Az ennek során kapott eredményeket a következő ábrák szemléltetik. A 2.8. a) ábra görbéről leolvasható, hogy a legjobb validálási teljesítményt a 2. epoch után kaptuk. Továbbá látható, hogy az összes görbe hasonló jellemzőkkel rendelkezik, amely azt jelzi, hogy az ANN nem illeszt túl és nem is extrapolál. Az is megfigyelhető, hogy a végső hibák kicsik (2.8. b) ábra), így várható, hogy az ANN jól fog teljesíteni az új, hasonló, korábban még nem látott adatok esetében is.



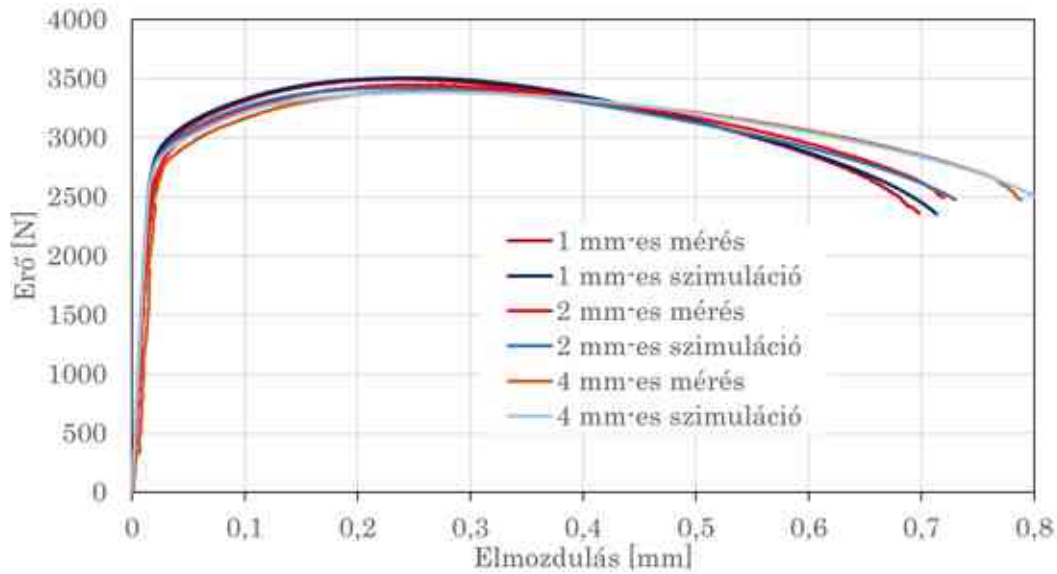
2.8. ábra. a) Az ANN teljesítményének ábrázolása az epoch számának függvényében b) A hálózati hibák eloszlása

Ezt követően a mérésből az adott erő értékekhez meghatározott elmozdulásokra alkalmazva az ANN-t meghatározhatók a GTN paraméterek. Az így kapott értékeket a 2.3. táblázat foglalja össze. A meghatározott károsodási paraméterekkel elkészített szimulációk eredményeit a

2.3. táblázat. A GTN paraméterek optimalizált értékei

Paraméter	Érték
q_1	1,5
q_2	1
f_0	0,0008
f_c	0,1591
f_f	0,4035
ε_n	0,1803
S_n	0,05
f_n	0,0099

bemetszett próbatetek esetében pedig a 2.9. ábra szemlélteti.



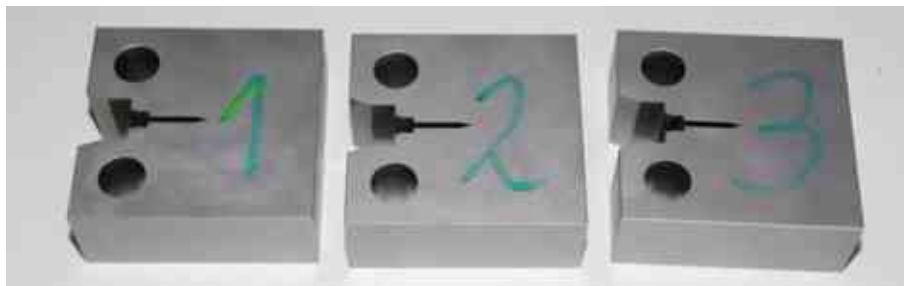
2.9. ábra. ANN-nel meghatározott GTN paraméterek alkalmazása az NT próbatetekben

2.2. Mesterséges neurális hálóval meghatározott károsodási paraméterek validálása CT próbatetekben

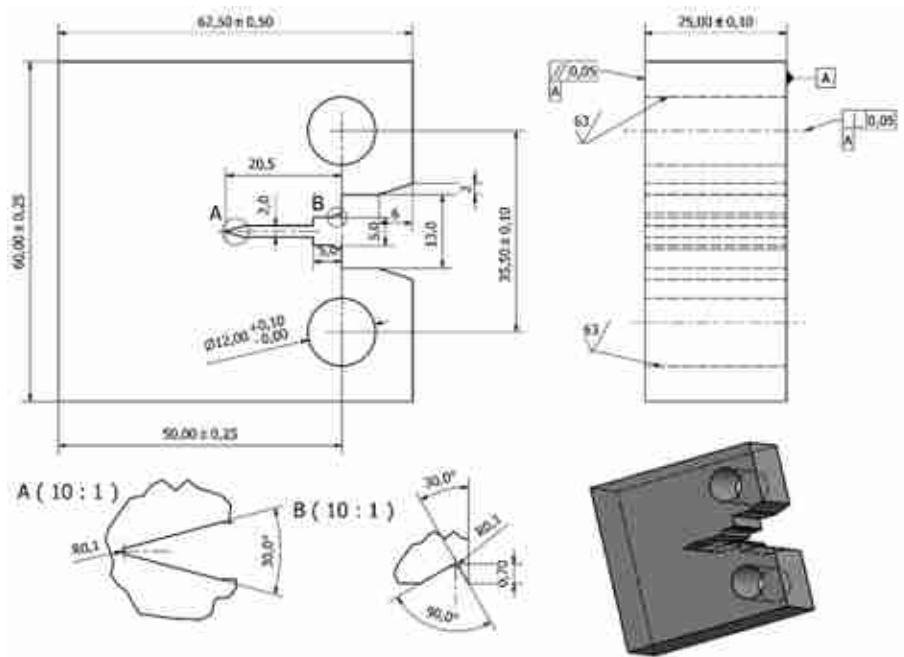
A károsodási paraméterek meghatározását követően a következő lépés a kapott eredmények validálása volt más típusú törésmechanikai próbatetekben. Mivel a későbbiekben a célt a mini CT próbatetekben történő törési szívósság meghatározása, amelyhez szükséges volt normál és mini CT próbatetekben vizsgálatokat elvégezni, ezért az ANN módszerrel meghatározott GTN értékeket is ezen minták segítségével validáltam. Ezek kialakítása és a szimulációk felépítése a következőkben kerülnek részletezésre.

2.2.1. 1T CT próbatetek bemutatása

Törésmechanikai vizsgálatokhoz 3 darab CT próbatest készült az ASTM E1820-20 szabvány [7] szerint. A kimunkálásuk szikraforgácsolással történt 15H2MFA alapanyagból. A kimunkált darabokat a 2.10. ábra mutatja be, míg a próbatest geometriáját a 2.11. ábra szemlélteti.



2.10. ábra. kimunkált 1T CT próbatetek



2.11. ábra. 1T CT próbatest geometriája

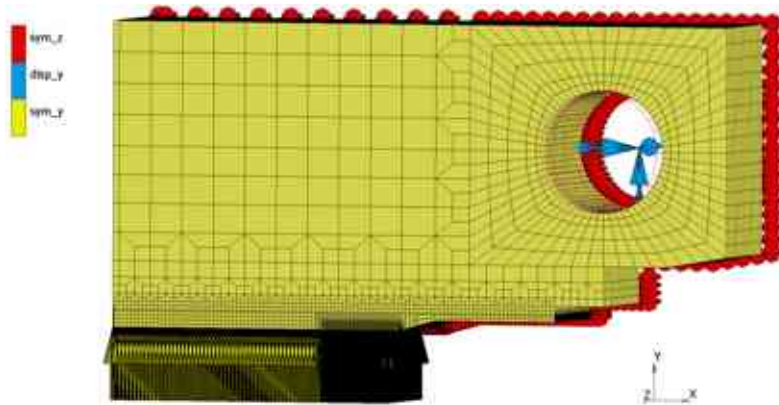
A vizsgálatok az Instron 8850 típusú anyagvizsgáló berendezésen kerültek elvégzésre az ASTM E1820-20 szabvány [7] előírásai szerint. Vizsgálat előtt a bemetszett próbatesteken fásztással adott hosszúságú előrepszítésre volt szükség. A repedésterjedés mind az előrepszítés, mind a vizsgálat során „compliance” (reciprok rugóállandó) módszerrel lett meghatározva. Az előrepszítések végleges hosszának $0,45W$ és $0,55W$ között kellett lennie, ahol W a próbatest hasznos szélessége. A CT próbatest mérete miatt a repedésszétnyílása mérésére már alkalmazható volt az Epsilon CP100856 szétnyílásmérő extenzométer. A vizsgálatok során továbbá rögzítésre kerültek a terhelőerő-repedésszétnyílás görbék. A törésmechanikai vizsgálat elrendezését a 2.12. ábra szemlélteti. A próbatestek töretfelületeit az A. melléklet A.1. ábrái mutatják be.



2.12. ábra. 1T CT próbatestes törésmechanikai vizsgálat elrendezése

A három előrepszített próbatest közül az egyik átlagos, előrepszített repedéshossza 23,8 mm

volt, míg a másik két esetben ennek értéke 24,2 mm-re adódott. Ezért az 1T CT próbatetek esetében a szimulációkat ezen két előrepszttéssel végeztem el (N1 próbatetest - 23,8 mm és N2 próbatetest - 24,2 mm). Három-dimenziós modellt hoztam létre, amely végeleemes hálóját a peremfeltételekkel a 2.13. ábra szemlélteti. A szimmetriát kihasználva elegendő volt egy negyed modell elkészítése, majd a megfelelő csomópontokon a szimmetria feltételek elhelyezése (sym_y és sym_z). A terhelést egy csap segítségével helyeztem rá a modellre, amelyet az ábrán a disp_y terhelés jelöl, és a csapot merev testként értelmeztem.

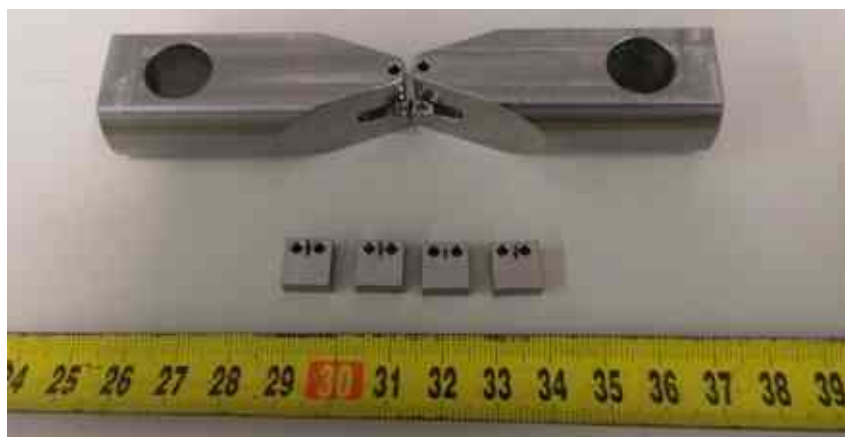


2.13. ábra. Peremfeltételek az 1T CT végeleemes modellhez

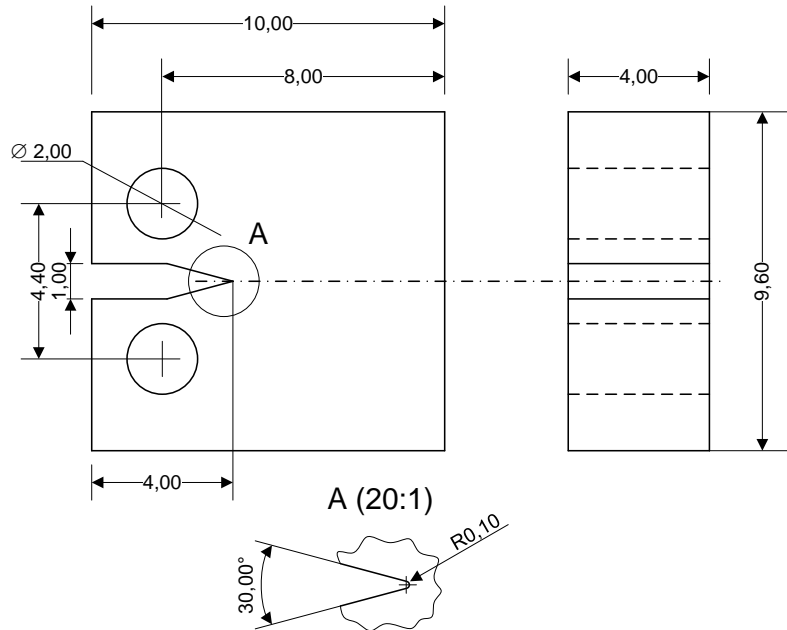
A szimulációt két módon végeztem el. Az első esetben a terhelést lineárisan növeltem, míg a másodikonál a mérésnél is alkalmazott pontokban visszaterheltem a próbatestet. Az ezekből kapott eredményt a 2.2.3. alfejezet taglalja.

2.2.2. 0,16T CT próbatetest bemutatása

A 0,16T CT próbatetekből 8 db került kimunkálásra, amelyből 6 darabon lettek elvégezve a törésmechanikai vizsgálatok. A $10 \times 1 \times 4$ mm befoglaló méretű CT próbatetest kimunkálása 15H2MFA alapanyagból darabolással és szikraforgácsolással történt. A kimunkált próbatesteket a 2.14. ábra, míg a geometriai kialakításukat a 2.15. ábra szemlélteti. Az NT próbatetekhez

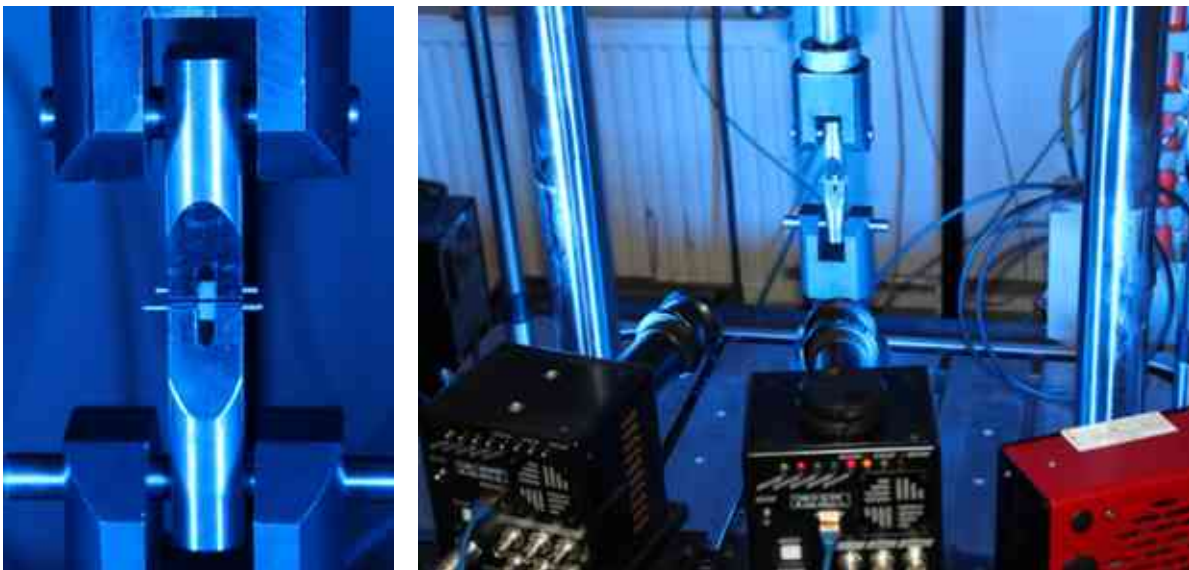


2.14. ábra. 0,16T CT próbatetest és a befogó



2.15. ábra. 0,16T CT próbatest geometriája

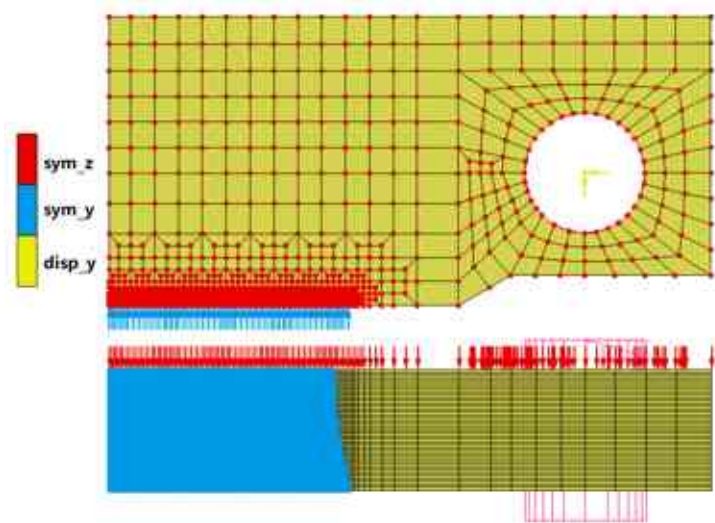
hasonlóan a vizsgálatok Instron E10000 uniaxiális elektrokinetikus anyagvizsgáló berendezésen lettek elvégezve. Vizsgálat előtt a bemetszett próbatesteken fárasztással adott hosszúságú előrepeztés került kialakításra. A felületi alakváltozások a GOM 3D-s optikai mérőrendszer segítségével kerültek rögzítésre, illetve a GOM Correlate 2017 szoftverrel lettek kiértékelve. Mérés során a kamerák nyomon követik a próbatest felületére egyedi festékpontozással felvitt fekete-fehér mintázatot, és a festékpontok egymáshoz képesti elmozdulása alapján meghatározható a próbatest homloklapfelületének alakváltozása (CMOD). A törésmechanikai vizsgálat elrendezését a 2.16. ábra szemlélteti. A 0,16T CT próbatesteknél alkalmazott végeelem hálót a 2.17. áb-



2.16. ábra. 0,16T CT próbatest törésmechanikai vizsgálat elrendezése

ra szemlélteti. A peremfeltételek megegyeztek az előzőkben bemutatott 1T CT szimulációknál

használtakkal, ezáltal a modell tartalmazza a két szimmetriafeltételt és a merev felületként modellezett csap elmozdulását, ahol a próbatest és a csap között érintkező típusú kontakt került megadásra a súrlódás figyelembevételével.



2.17. ábra. Peremfeltételek a 0,16T CT végeselemes modellhez

Fontos megemlíteni, hogy a próbatestek kis mérete miatt szükséges volt az egyes darabok tényleges méreteinek a figyelembe vétele, mivel például a vastagság a 2.15. ábrán vázolt méretekhez való kis mértékű eltérése is nagy hatással lehet az erő-elmozdulás görbére. A geometria hatása a következőkben kerül majd bemutatásra. A modell 36000 db, 8 csomópontú hexagonális, lineáris elemet és 41581 csomópontot tartalmaz, egyenletes elemmérettel a vastagság mentén. A vizsgált próbatestek valós méreteit a 2.4. táblázat szemlélteti.

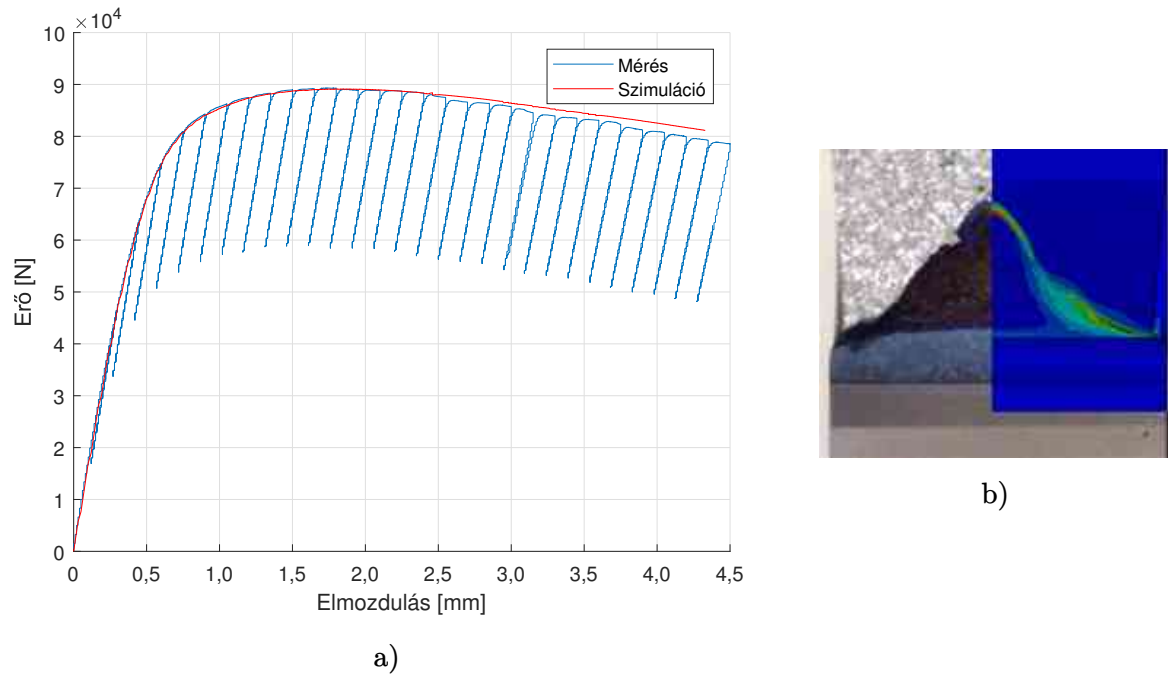
2.4. táblázat. 0,16T CT próbatestek valós méretei

Azonosító	B	H	W	$1,25 \times W$	F
P1	4,000	9,580	7,955	9,990	4,411
P2	3,980	9,560	7,882	10,000	4,362
P3	4,000	9,570	7,889	10,000	4,402
P4	4,010	9,560	7,924	9,990	4,409
P5	4,020	9,570	7,837	9,860	4,407
P6	3,980	9,570	7,904	10,000	4,359

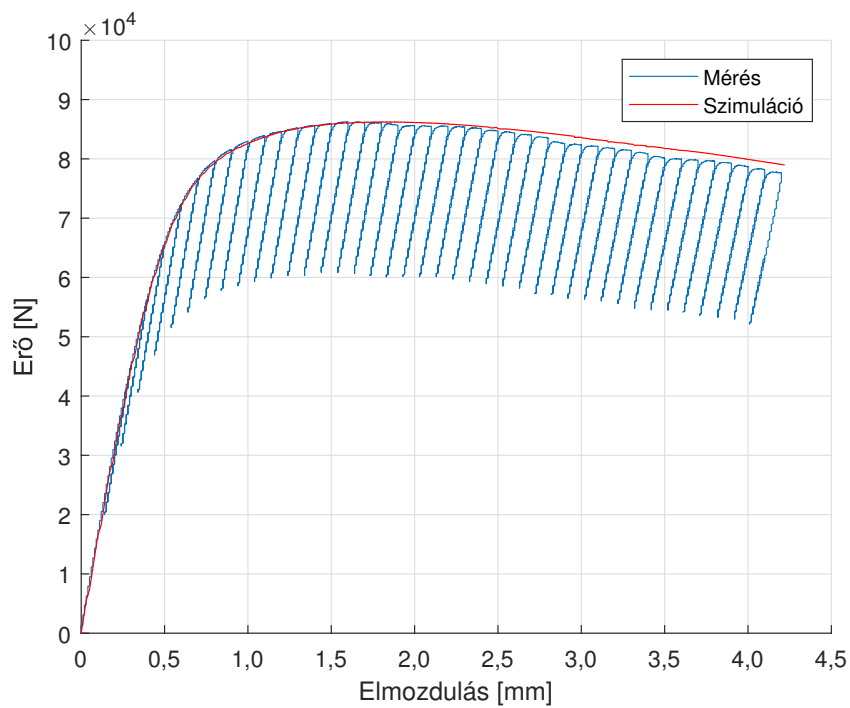
2.2.3. Validálás eredménye

Annak érdekében, hogy ellenőrizsem, hogy a meghatározott GTN paraméterek más típusú próbatestek esetén is megfelelően működjenek, először a normál méretű CT próbatesten végeztem el a szimulációkat a már említett két előrepszített repedéshossz felhasználásával. A vizsgálatból és a szimulációkból kapott eredményeket a 2.18. és a 2.19. ábrákon hasonlítottam össze, mind az erő-elmozdulás görbét tekintve, mind pedig a repedésterjedésre (töretfelület) vonatkozólag. Az eredményekből látható, hogy a 2.1.4. alfejezetben meghatározott károsodási paraméterek a

15H2MFA anyagra megfelelnek, mivel ezeket alkalmazva egy eltérő geometriájú törésmechanikai próbatesten a szimulációból származó eredmények jó egyezést mutatnak a mérési adatokkal.



2.18. ábra. Mérésből és szimulációból kapott eredmények N1 próbatest ($a_0 = 23,8$ mm) esetében a) Erő-elmozdulás diagram b) Törétfelület



2.19. ábra. Mérésből és szimulációból kapott eredmények N2 próbatest ($a_0 = 24,2$ mm) esetében

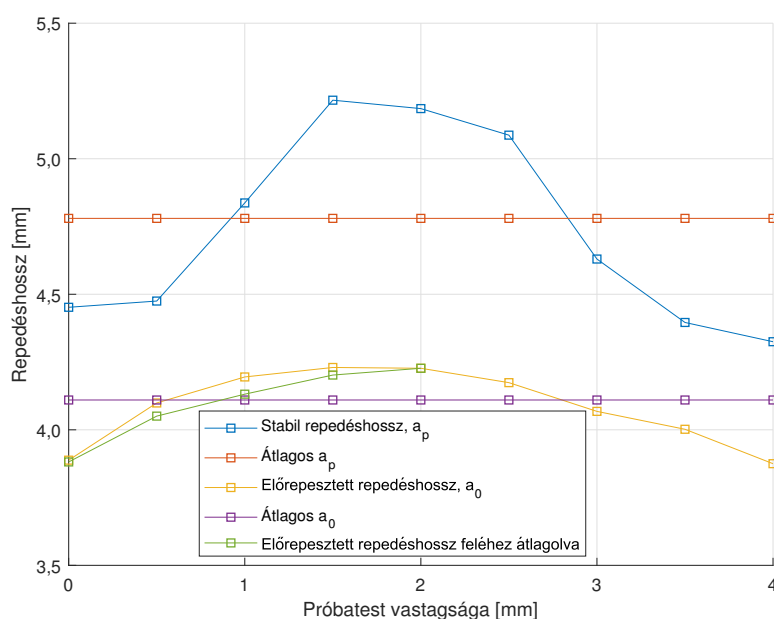
2.2.4. Előrepezstés alakjának a hatása

Amint az előző alfejezetben is látható volt, a normál méretű CT próbatest esetén a próbatest méretének kismértékű eltérése az elvi méretektől nem okoz komoly problémát, ezáltal a szimulációból és a mérésből származó eredmények jól illeszthetők egymásra. Azonban a mini CT próbatestek esetében ez az állítás már nem áll fent. A geometriai méretek kis eltérése is már nagymértékű hibát eredményezhet, amely hatására az ideális méretű modellel elvégzett szimulációkból kapott eredmények nem fognak megegyezni a mérésekkel. A geometria eredményekre gyakorolt hatásának bemutatására 4 esetet hoztam létre, amelyeket a 2.5. táblázat mutat be.

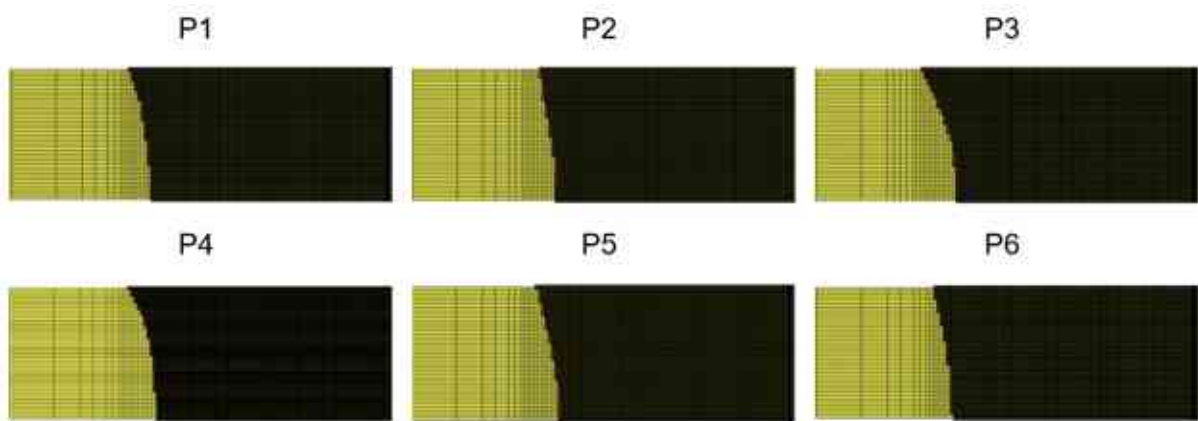
2.5. táblázat. A szimulált 0,16CT mintadarabok geometriai méretei

Jelölés	B	H	W	$1,25W$	Csapok közötti távolság	a_0
P1-1	4,00 mm	9,58 mm	7,955 mm	9,99 mm	4,411 mm	valós (fél geometriára átlagolt)
P1-2	4,00 mm	9,58 mm	7,955 mm	9,99 mm	4,411 mm	átlagos
P1-3	4,00 mm	9,60 mm	8,000 mm	10,0 mm	4,400 mm	átlagos
P1-4	4,00 mm	9,60 mm	8,000 mm	10,0 mm	4,400 mm	valós (fél geometriára átlagolt)

Az első esetben valós geometriát és valós előrepedést használtam (P1-1), ez a változat teljes mértékben reprezentálja a méréshez használt CT próbatest méreteit. Az előrepezstések hossza a már elszakított próbatestekből kerültek meghatározásra. A 2.20. ábra a P1-es próbatest esetén mutatja be az a_p stabil repedéshosszt, az a_0 előrepezstett repedéshosszt és ezek átlagolt értékeit. Mivel a vastagság mentén fél modellt készítettem, ezért az előrepezstés alakjának felvételekor átlagolást végeztem el, amelynek során az egymással párban lévő pontok átlagértékét vettem. Ennek segítségével hoztam létre a 2.21. ábrán szemléltetett előrepezstett repedésalakot a P1-P6 jelű próbatestek esetében. A P1-P6 próbatestek előrepezstett és stabil repedéshosszait az A. melléklet A.1. táblázata tartalmazza.

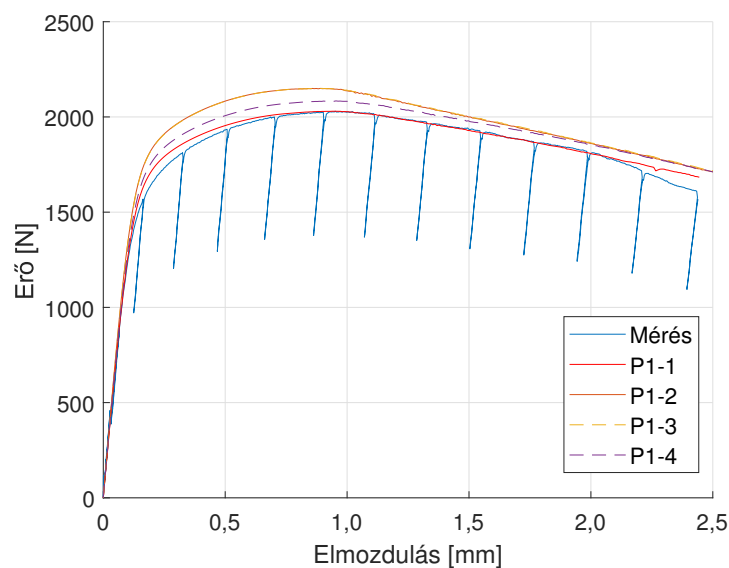


2.20. ábra. P1 próbatest repedéshosszai a vastagság mentén



2.21. ábra. Az a_0 beállítása a mini CT végesselemes modellekhez

A második esetben a valós geometria méreteit meghagytam, de egy átlagos egyenes előrepedést alkalmaztam (P1-2), amely a normál méretű próbatesteknél egy szokásos eljárás. A 2.20. ábrán az „átlagos a_0 ” görbe reprezentálja ezt. Ehhez hasonlóan a P1-3 esetben is átlagos előrepedést használtam, viszont itt az elméleti geometria méretekkel készítettem el a 3D modellt. Végezetül, hogy csak a geometriai különbségek hatása is látható legyen, a szimulációt valós előrepedéssel (P1-4) számított elméleti geometriamérettel is elvégeztem. Ezen esetek eredményét szemlélteti a 2.22. ábra.

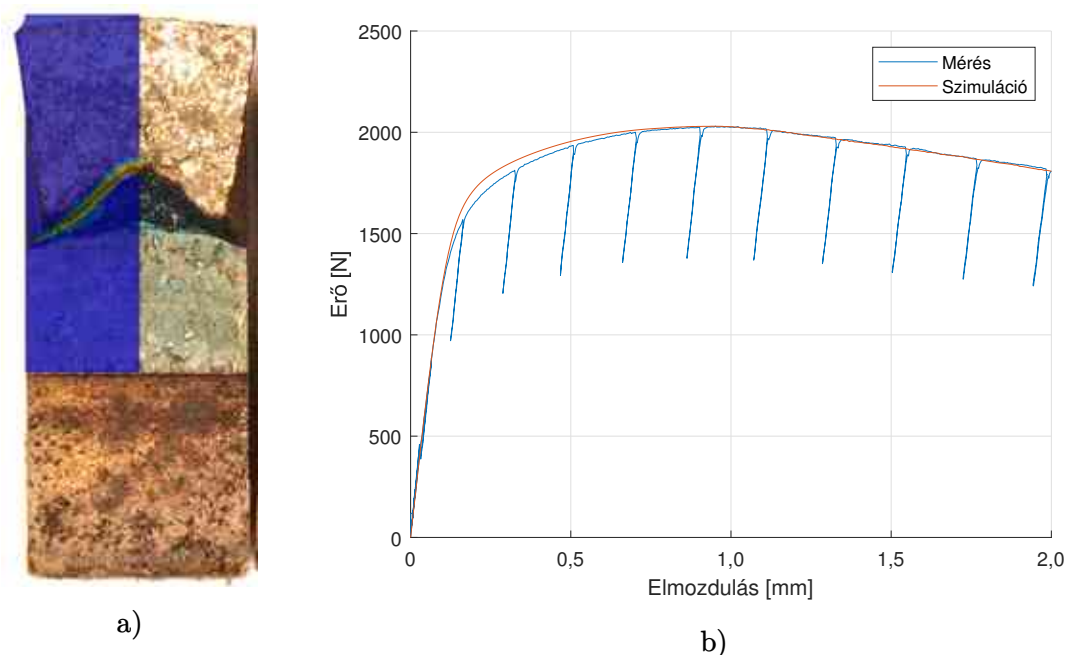


2.22. ábra. A repedés alakjának és a geometriai méretek erő-elmozdulás görbére gyakorolt hatása

A diagramból jól látható, hogy a P1-1 eset – amely a valós geometriával és előrepedéssel rendelkezik – nagyon jó összhangban van a mérésből kapott erő-elmozdulás görbével. Ezzel ellentétben a P1-2 változat túlbecsüli az eredményeket. Érdekes módon a P1-3 eset – amelynél a valós geometria lett létrehozva – együtt halad a P1-2-es esettel, viszont abban az esetben, ha az elvi geometriai méretekkel és valós előrepedéssel elvégzett szimulációt nézzük – amely a P1-4 eset – akkor ez a változat a két korábban bemutatott verzió között helyezkedik

el. Mint látható, annak, hogy valós vagy elvi geometriát alkalmazunk a szimulációban van némi hatása az eredményekre, azonban kisebb, mint az előrelesztés alakjáé.

A 2.23. ábrán a P1-es próbatest töretfelületére illesztett végesselemes szimuláció eredménye és az erő-elmozdulás görbe látható. Ebben az esetben a szimuláció során mind a geometria, mind a repedésterjedés alakja is megegyezett a valós elszakított próbatest méreteivel. Kijelenthető, hogy a 2.1.4. fejezetben meghatározott GTN paraméterek mini CT esetében is megfelelően alkalmazhatók, azonban ahhoz, hogy a mérési és a szimulációs eredmény egymásra illeszthetők legyenek, szükséges a valóságnak megfelelő előrelesztett repedésfront alakot használni a numerikus számítások során. A többi próbatest esetében a 2.21. ábrán szemléltetett előrelesztett repedéshosszal végeztem el a szimulációkat, azonban itt az elméleti méretektől eltérő geometriai tulajdonságokat nem vettem figyelembe. Az így kapott eredményeket az A. Melléklet A.2. ábrája mutatja be. Megjegyzendő, hogy mivel negyed modellt készítettem, ezért az előrelesztett repedésalak kirajzolása során a két oldalon a megfelelő pontokat átlagoltam, amely a P1-es próbatestnél kis eltérést mutatott, azonban a többi próbatest esetében – ahogy ez az A. Melléklet A.3. ábráján is látható – nagyobb különbséget jelentett, azonban ennek hatását nem vizsgáltam, mivel a görbék e nélkül is elfogadható egyezőséget mutattak.



2.23. ábra. P1-es jelölésű mini-CT próbatest mérési és szimulációs eredménye a) Töretfelület b) Erő-elmozdulás diagram

2.3. Módosított VCCT modell ismertetése

Ahogy már korábban bemutatásra került, a VCCT módszer a lineárisan rugalmas törésmechanikán alapul. A módszert alapvetően a ridegtörés szimulációjához fejlesztették ki, ahol a törési kritériumot a repedéscsúcsban felhalmozott alakváltozási energia határértékeként határozták meg. Ugyanakkor a modellezési technika, különösképp annak a végesselemes leképezése

lehetőséget ad arra, hogy szívós repedésterjedést is képesek legyünk szimulálni vele. A modellfejlesztés fontos lépése volt, hogy a fentebb már bemutatott GTN és a VCCT technikák előnyei hogyan építhetők be egy modellbe annak érdekében, hogy adott anyag esetén a J_Q repedés terjedéssel szembeni ellenállás értékét minél pontosabban tudjuk meghatározni szimulációs eszközök segítségével. Ahogy már korábban részleteztem, a kisméretű próbatestek vizsgálata rendkívül ígéretes, mivel kevés alapanyagot igényel, ugyanakkor a szabványos törésmechanikai vizsgálatok szempontjából a próbadarabok előkészítése és a mérések kiértékelése rendkívüli pontosságot követel meg. A mérések pontosságnövelésének egyik módja, ha lehetőség nyílik a kisméretű vizsgálatok részletes numerikus vizsgálatára, ugyanis a megfelelő modellezési technika könnyen rá tud mutatni a vizsgálatok gyengeségeire, így növelve azok megbízhatóságát. Ebben a fejezetben a korábbiakban bemutatott normál és kisméretű próbatestek 2D-s sík alakváltozásos végesesemes modelljét készítettem el annak érdekében, hogy a kapott repedésterjedés és J-integrál értékeket a szabványos vizsgálatok során kapott értékekkel össze tudjam hasonlítani. A VCCT repedés alkalmazása során szükséges a repedéscsúcs, a repedésterjedés típusának, irányának és kritériumainak a megadása. A repedés terjedése szimulálható kifáradással, direkt módon, vagy a kettő kombinálásával. Kifáradás esetén a repedés minden egyes kifáradási periódus végén terjed. Direkt mód esetében a repedés növekedés akkor következik be, ha az energiefelszabadulási sebesség nagyobb, mint a felhasználó által definiált repedésterjedési ellenállás. A repedés az elemek határa mentén terjed. A repedésnövekedés iránya alapján megkülönböztethető K_I , K_{II} , K_{III} irányú, feszültség alapú, I-es módú (x irányú egyenes repedés), illetve felhasználó által definiált repedésterjedés. Ezek közül az I-es módú repedésterjedést alkalmaztam.

A kifejlesztett törésmechanikai modellben törési kritériumként a fentebb tárgyalt károsodási (GTN) modellből kapott anyagra jellemző paramétereket implementáltam a direkt módú repedésterjedési módszerbe, ezzel ötvözve a két eljárást.

Annak érdekében hogy ez megvalósítható legyen, a Marc szoftver szubrutinját fejlesztettem tovább, amely során többféle parancsot kombináltam. Az első a „ucrack_directgrowth” szubrutin, amely lehetővé teszi a felhasználó számára a repedésnövekedés kritériumának megadását. Az alapkonceptió az, hogy az aktuális repedés elülső csomópontja akkor növekszik, ha az „igrow” változó értéke 1. Ebben a részben a repedés hajtóerejét a VCCT (hajtóerő az energiefelszabadulás mértéke, G) vagy a Lorenzi-módszer (hajtóerő a J-integrál) adja meg. Továbbá a szubrutin tartalmazza a repedésfront mentén lévő csomópontok számát és az egyes frontcsomópontok felhalmozott növekedését. A cél az volt, hogy ezt a hajtóerőt módosítsam, ezért más szubrutinokat is implementáltam, amelyek a következők:

- uactive: a modellben lévő elemek aktiválására vagy deaktiválására szolgál. Ebben a lépésben a repedésfronthoz közeli elemek kritikus üregtérfogat hányadosa kerül meghatározásra.
- newsv: ezzel az aktuális lépés végén meghatározandó állapotváltozó új értékei állíthatók be. Ebben a részben a repedésfronthoz közeli és még előtte lévő elemek üregtérfogat hányadosát hasonlítjuk össze a kritikus üregtérfogat hányadossal. Ha értékük nagyobb, akkor a repedés terjed.
- uedinc: ez minden repedésnövekedés végén meghívásra kerül, és a szükséges információkat

elmenti a memóriába (pl. a repedés elülső csomópontjának száma, a J-integrál értéke, az elem mérete).

- upstno: az eredmények kiírására szolgál az eredmény fájlba.

Ezen szubrutinok kombinációjával a repedés terjedésének hajtóereje a kritikus üregtérfogat hányadosra módosítható, és a repedés csúcsa folyamatosan változtatható, ezáltal a J-integrál minden időlépésnél meghatározható.

2.3.1. Kiértékeléshez használt ASTM E1820 szabvány rövid ismertetése

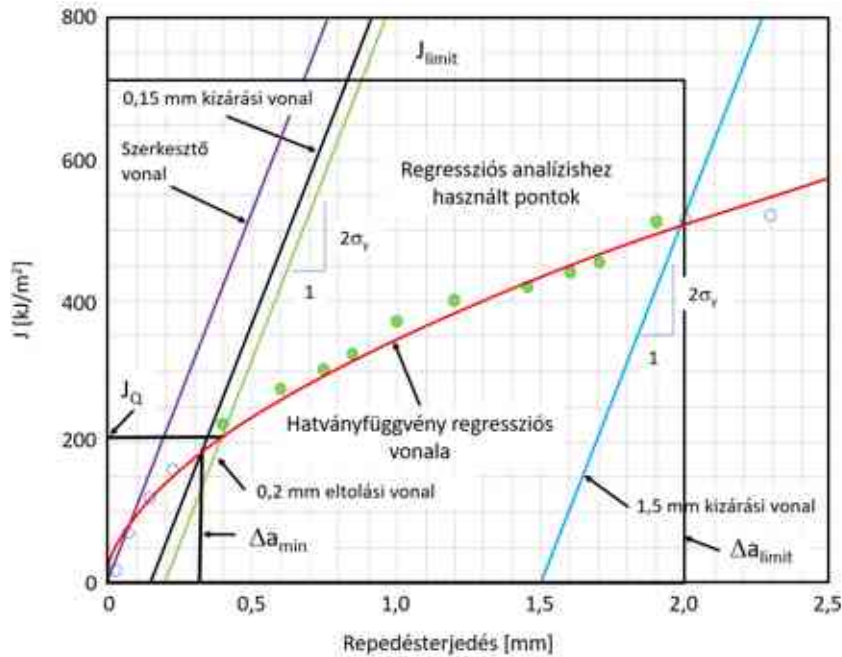
Az ASTM E1820, „Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness” (Szabványos vizsgálati módszer a törési szívósság mérésére) (jelenlegi változat: 2020b) [7] a fémek törési szívósságának meghatározására vonatkozó eljárásokat és irányelveket tartalmazza, különböző törési paraméterek (K feszültségintenzitási tényező, J-integrál és δ repedéscsúcs-nyílási elmozdulás) felhasználásával. Ez a vizsgálati módszer elsősorban a rugalmas-képlékeny törési szívóssági vizsgálatok elvégzésére és elemzésére szolgál, amelyekkel az anyag repedésterjedéssel szembeni ellenállását jellemzik, ahol a kritikus paraméter a stabil repedésterjedés kezdeténél (vagy annak közelében) használt J-integrál.

Az E1820-20b szabványban a fémes anyagok rugalmas-képlékeny törési szívósságának jellemzésére kétféle megközelítés alkalmazható.

- Több mintadarabos technika (az E1820 szabványban alapeljárásként szerepel): több, névlegesen azonos próbatestet vizsgálnak különböző mértékű repedésterjedésig, hogy egy repedésállósági görbét kapjanak, ahol minden egyes adatpont egy egyedi próbadarabnak felel meg.
- Egypróbatetestes technika (az E1820-ban ellenállási görbe eljárásnak nevezik): egy teljes repedésellenállási ($J-R$) görbét kapunk egyetlen vizsgált próbatestből, ahol a repedés kiterjedésének mértékére egy adott vizsgálati paraméter megfigyelésével következtetünk.

A felsorolt két verzió közül a második módszer a leggyakrabban alkalmazott technika. Ennek során a repedések terjedésére a próbatest megfelelőségének mérésével következtetnek, a vizsgálat során rendszeres időközönként végrehajtott kis leterhelések (a maximális erő kevesebb mint 15%-a) segítségével. Ezáltal a leterhelések száma megegyezik az adatpontok számával a $J-R$ görbén. Ezeknek a leterheléseknek a meredeksége (elmozdulás/erő arányban kifejezve) analitikusan összefüggésbe hozható a repedés méretével szabványos próbatest geometriák esetén.

Miután egy-, vagy többpróbatetestes technikával meghatároztuk a $J-R$ görbét, a kritikus törési szívósságot (J_Q - méretfüggő érték, amelyet nem lehet J_{Ic} érvényesíteni, vagy J_{Ic} - a síkbeli terheléstől méretfüggetlen kritikus törésszilárdság) a hitelesített $J/\delta a$ adatpontokra illeszkedő hatványfüggvény görbe és egy 0,2 mm-es eltolású szerkesztési vonal metszéspontjából kapjuk. Ezt a diagramot szemlélteti a 2.24. ábra. A szabvány egyik fontos alkalmazhatósági feltétele, hogy a kezdeti előre jelzett repedésméret (a_{0q}) meghatározásához legalább 8 pontra vagy $0,4J_Q$ és J_Q között legalább 3 pontra vagy 0,96-nál magasabb korrelációs tényezőre van szükség. Továbbá



2.24. ábra. Az adatminősítéshez használt konstrukciós vonalak meghatározása

ha az optikailag lemért repedésméret, a_0 , 0,01W vagy 0,5 mm-nél nagyobb mértékben tér el az a_{0q} -tól, akkor az adatsor nem megfelelő e vizsgálati módszer szerint. Ha ezek teljesülnek, akkor a következő lépéseket kell elvégezni.

- Minden egyes a_i értékhez a hozzá tartozó Δa_i érték meghatározása: $\Delta a_i = a_i - a_{0q}$.
- J ábrázolása Δa függvényében a 2.24 ábrán látható módon.
- Szerkesztő vonal meghatározása és megrajzolása a következő egyenlet szerint: $J = 2\sigma_y \Delta a$.
- Kizárási vonal megrajzolása a szerkesztővonallal párhuzamosan úgy, hogy a vízszintes tengelyt 0,15 mm-nél metsse el.
- Kizárási vonal megrajzolása a szerkesztővonallal párhuzamosan úgy, hogy a vízszintes tengelyt 1,5 mm-nél metsse el.
- Az összes olyan $J - \Delta a$ adatpont megrajzolása, amely a két párhuzamos egyenes által bezárt és $J_{limit} = b_0 \sigma_y / 7,5$ által lehatárolt területre esik, ahol b_0 a ligament hossza.
- Egy egyenes rajzolása, amely párhuzamos a szerkesztő és a kizárási vonallal, továbbá a vízszintes tengelyt 0,2 mm-nél metszi.
- Legalább egy $J - \Delta a$ pontnak a 0,15 mm-es kizáró vonal és a 0,5 mm-rel eltolt párhuzamos vonal között kell lennie. A többi $J - \Delta a$ pont bárhol lehet a minősített adatok régióján belül.
- A J_{Ic} -t úgy határozzuk meg, hogy egy hatványfüggvényt illesztünk a kiválasztott adatokra, amelyek az előzőekben meghatározott régióba tartoznak: $J = C_1 \left(\frac{\Delta a}{k} \right)^{C_2}$.

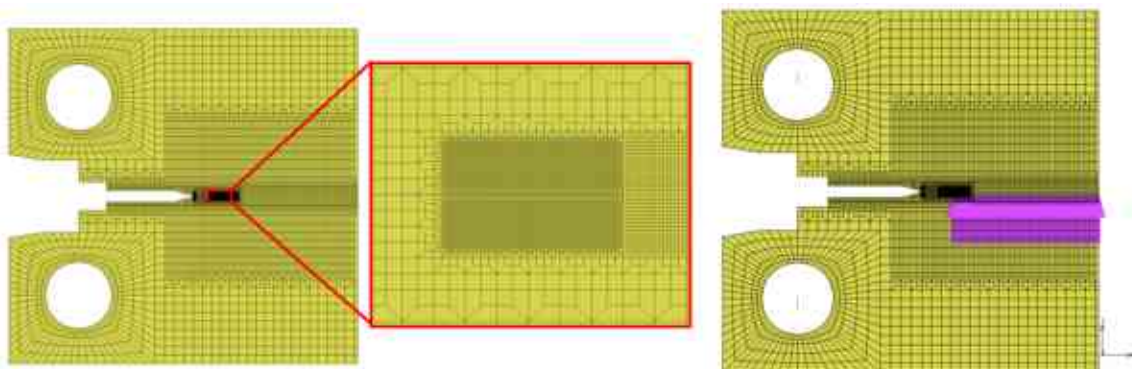
- A C_1 és C_2 együtthatók meghatározásához felhasználandó adatpontok kiválasztásához az utolsó olyan ponttal kell kezdeni, amely az előző pontokban meghatározott határértékek közé esik (e pont indexét jelölje n). A vizsgálat kezdete felé haladva egy-egy leterhelés/visszaterhelés után keressük meg az első olyan pontot, amely a 0,15 mm-es kizáró vonaltól balra esik. A regressziós elemzés az így meghatározott összes adatpont felhasználásával a következő alakban írható fel: $\ln J = \ln C_1 + C_2 \ln \left(\frac{\Delta a}{k} \right)$, ahol $k = 1$ mm.
- Az így létrehozott hatvány-regressziós egyenes és a 0,2 mm-es eltolási vonal metszéspontja adja meg a J_Q és a Δa_Q értékeket.

A J_Q megfeleltethető J_{Ic} -nek, ha a következő két feltétel teljesül.

- vastagságra vonatkozó feltétel: $B > 10J_Q/\sigma_y$,
- kezdeti ligamentre vonatkozó feltétel: $b_0 > 10J_Q/\sigma_y$.

2.3.2. Kifejlesztett módszer validálása a CT próbatesteken

A kifejlesztett modell jóságának a meghatározásához, először elkészítettem a normál méretű próbatest 2D végeelemes modelljét, ebben az esetben már csak a 23,8 mm előreesztéssel rendelkező próbatestet vizsgáltam. A VCCT-módszer előre meghatározott repedésútvonalat igényel, amely az elemhatárookra korlátozódik. Általában minél kisebb a szomszédos csomópontok közötti távolság, annál pontosabb előrejelzést kapunk az alakváltozási energia felszabadulási sebességére, esetemben a J-integrál értékére. Az 1T CT próbatest módosított végeelemes modelljét a 2.25. ábra szemlélteti. A szimulációk során 2D lineáris négy csomópontú elemeket alkalmaztam, míg a csapokat tökéletesen merevnek feltételeztem. 2D-s síkalakváltozás modellt hoztam létre. A két csap középpontjában egy-egy függőleges irányú elmozdulást adtam meg, míg a vízszintes irányban az elmozdulását fixáltam. Végezetül annak érdekében, hogy a modell a függőleges irányban se tudjon elmozdulni, ezért a 2.25. ábrán szemléltetett módon – a próbatest szimmetria síkja mentén – megfogást alkalmaztam a csomópontokon.

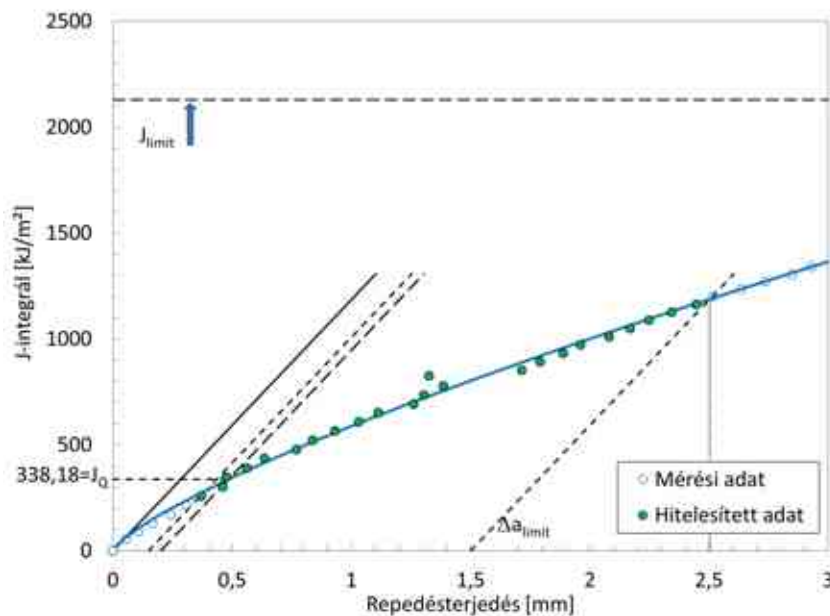


2.25. ábra. Normál CT próbatest VCCT-hez alkalmazott végeelemes modellje

A következő lépés a mérések kiértékelése volt, amelyet az előző fejezetben bemutatott ASTM E1820-20 szabvány alapján végeztem el. Az értékeléshez a NISTIR [32] által létrehozott E1820 tesztelemző programot használtam. A törési szívósságot a következő esetekben határoztam meg.

- 0,16T és 1T CT próbatetek vizsgálati eredmények kiértékelése.
- Leterheléses 3D-s szimuláció, károsodási modell alkalmazásával, amelyből a törési szívósság értéke az ASTM E1820-20 szabványban leírt értékelési módszerrel határozható meg.
- Leterheléses 2D-s szimuláció, módosított VCCT módszer alkalmazásával, amelyből a törési szívósság értéke az ASTM E1820-20 szabvány szerint történik.
- Leterhelés nélküli 2D-s szimuláció, módosított VCCT módszer alkalmazásával, amelyből a törési szívósság értéke közvetlenül a szimulációból határozható meg.

A 2.26. ábrán a mérés kiértékelése látható. A hitelesített pontok száma meghaladja a 8-at, továbbá az 1,5 mm és a 2,0 mm-es konstrukciós vonalak közé is esik legalább egy mérési eredmény, ezáltal az eredmények kiértékelhetők. Ebben az esetben a J_Q értéke 338,18 kJ/m²-re adódott. Megjegyzendő, hogy az anyagok repedésterjedéssel szembeni ellenállásához kötődő anyagjellemzők (K_{IC} , J_{IC}) relatív szórása „variancia együtthatója” (szórás/várható érték·100), 10% vagy azt meghaladja. Azonban kísérleti munkám ezen értékek különböző görbék metszéspontja alapján történik, ezért a kéttizedes nagyságrendet annak érdekében használom, hogy pontosabb összehasonlításokat tudjak tenni.

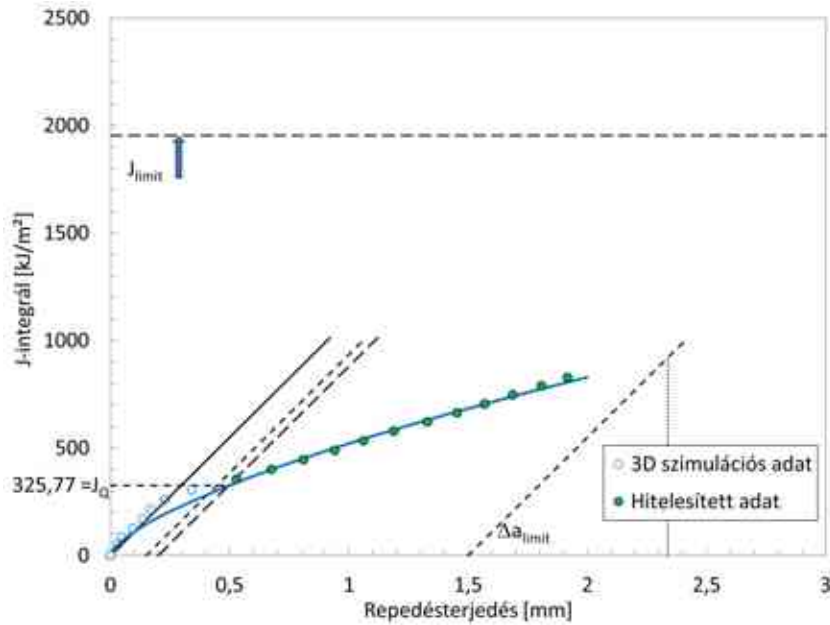


2.26. ábra. 1T CT mérési eredményének ASTM E1820-20 szabvány [7] szerinti kiértékelése

A 2.27. ábra a 3D-s leterheléses szimuláció eredményét szemlélteti.

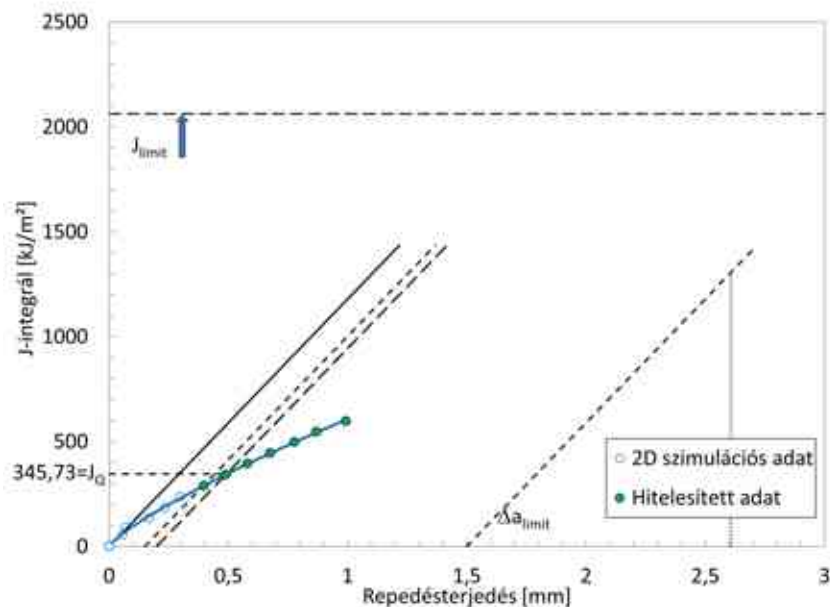
A hitelesített pontok száma ebben az esetben is meghaladja a 8-at, továbbá az 1,5 mm és 2,0 mm-es konstrukciós vonalak közé is esik egy mérési eredmény, ezáltal az eredmények kiértékelhetők. Ebben az esetben a J_Q értéke 325,77 kJ/m², amely alulbecsüli a mérésből származó eredményt, azonban mindössze 3,67%-kal tér el tőle.

Az utolsó ASTM E1820-20 szabvány alapján elvégzett kiértékelést a 2.28. ábra szemlélteti, amelyen a leterheléssel elvégzett 2D-s szimuláció látható. Ebben az esetben a hitelesített pontok



2.27. ábra. 1T CT 3D-s szimulációs eredményének ASTM E1820-20 szabvány [7] szerinti kiértékelése

száma kevesebb, mint 8, azonban a $0,4J_Q$ és J_Q közé esik legalább 3 pont, ezáltal kiértékelhető az eredmény. A szimuláció felülbecsüli a törési szívósság értékét, mivel a számításokból $345,73 \text{ kJ/m}^2$ lett az értéke. Ezen eltérés mindössze $2,23\%$.

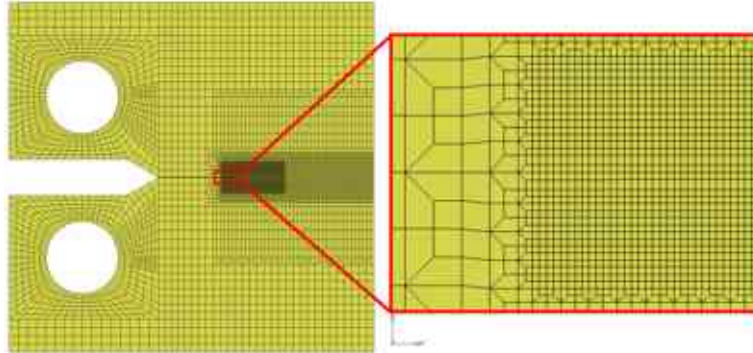


2.28. ábra. 1T CT 2D-s szimulációs eredményének ASTM E1820-20 [7] szabvány szerinti kiértékelése

Az eredményekből megállapítható, hogy a 2D-s egyszerűsítés jól alkalmazható a feladat megoldására, mivel a 2D-s és a 3D-s szimulációs eredmények is összhangban vannak a mérési adatokkal. Ezzel a számítási idő nagymértékben lecsökkenthető. Annak érdekében, hogy a kiértékelés elvégzése ne legyen szükséges, a 2D-s szimulációt a módosított VCCT módszer segítségével

leterhelés nélkül is futtattam, ezáltal a törési szívósság értéke közvetlenül a szimulációból meghatározható. Ebben az esetben a törési szívósság $346,32 \text{ kJ/m}^2$ lett, amely mindössze 2,4%-ban tért el a mérési eredményektől, amellyel igazolható a módszer alkalmazhatósága.

Ezt követően a mini CT esetében is elvégeztem a 2D-s leterhelés nélküli szimulációt, amelyhez a 2.29. ábrán szemléltetett végeleemes hálót használtam.



2.29. ábra. Mini CT próbatest VCCT-hez alkalmazott végeleemes modellje

A kapott érték ebben az esetben $317,8 \text{ kJ/m}^2$ volt, amely körülbelül 6%-kal alacsonyabb, mint a normál CT próbatesten végzett vizsgálat eredményei, és 8,5%-kal alacsonyabb a mini CT vizsgálat eredményeihez képest. Ez azonban még mindig elfogadható eredmény, hiszen maga a mérés is egy 10%-os relatív szórással rendelkezik. Az így kapott eredményeket a 2.6. táblázat foglalja össze. Látható, hogy ezzel a módszerrel a méréssel közel azonos eredmény született a törési szívósság tekintetében.

2.6. táblázat. A mért és számított törési szívósság értékek

Próbatess típusa	Adat forrása	Elemzés módja	Törési szívósság [kJ/m^2]	Eltérés [%]
Normál CT	Mérés	ASTM E1820-20	338,18*	-
	3D-s leterheléses szimuláció		325,77	-3,7%
	2D-s leterheléses szimuláció		345,73	+2,2%
	2D-s leterhelés nélküli szimuláció (VCCT)	Szimuláció	346,32	+2,4%
Mini CT	Mérés	ASTM E1820-20	347,40	+2,7%
	2D-s leterhelés nélküli szimuláció (VCCT)	Szimuláció	317,80	-6,02%

*Viszonyítás alapja

2.4. CT próbatessetek eredményeinek összefoglalása

A 2. fejezetben a következő eredményeket foglaltam össze: az ANN-t a GTN paraméterek meghatározására használtam, majd ezek megfelelőségét normál és mini CT mintákon validáltam. Végül egy új VCCT-módszert dolgoztam ki a J-integrál kiszámítására.

A jövőben ez a módszer jól alkalmazható a szabványok által nem kezelt esetekre, például az anyagjellemzők átvitelére kis méretű próbatessetekről nagy méretű alkatrészekre. Továbbá a jövőbeli tervem, hogy továbbfejlesszem ezt a VCCT modellt, hogy ne csak a törési szívósságot lehessen meghatározni, hanem a módszer alkalmazásával a szívós-rideg átmeneti zóna is vizsgálható legyen.

3. Feszültségkorróziós repedés laboratóriumi és numerikus vizsgálata

A VVER440 típusú atomerőművek gőzfejlesztőinek gyártásához két különböző típusú acélt használtak fel: a primerkörü oldalhoz ausztenites acélt, a szekunder oldalhoz pedig ferrites acélt. A csomokhoz kapcsolódó vezetékek közül a gőz kollektor és a tápvíz vezeték ferrites acélból, a többi ausztenites acélból készült. A ferrites és az ausztenites acél találkozásánál heterogén hegesztett kötést alkalmaztak, ahol átmenetként három párnaréteget hoztak létre.

Az átmeneti varrat két alapanyaga a 22K – amely egy gyengén ötvözött ferrit-perlites acél – és a 08H18N10T korrózióálló acél. Ezen alapanyagok és a varratanyag hozaganyagainak kémiai összetételei találhatóak meg a 3.1. táblázatban, az alapanyagok tulajdonságait pedig a 3.2. táblázat részletezi.

3.1. táblázat. A VVER440 típusú atomerőműnek a gőzfejlesztőnél használt anyagok kémiai összetétele

Anyag	C [%]	Si [%]	Mn [%]	S [%]	P [%]	Cr [%]	Ni [%]	Cu [%]	Co [%]	Mo [%]	Ti [%]	N [%]
22K	0,19-0,29	0,20-0,40	0,75-1,0	≤0,25	≤0,25	≤0,30	≤0,30	≤0,30	≤0,02	-	-	-
EA-395/9	0,08-0,12	0,35-0,7	1,2-2,3	-	-	13,5-17,0	23-27	-	-	4,5-4,7	-	0,08-0,2
EA-400/10T	≤0,09	≤0,6	1,5-3,0	-	-	17-20	9,5-12	-	-	2,0-3,5	-	-
08H18N10T	≤0,08	≤0,08	≤1,5	≤0,02	≤0,035	17-19	9-11	-	-	-	5×C%-0,6	-

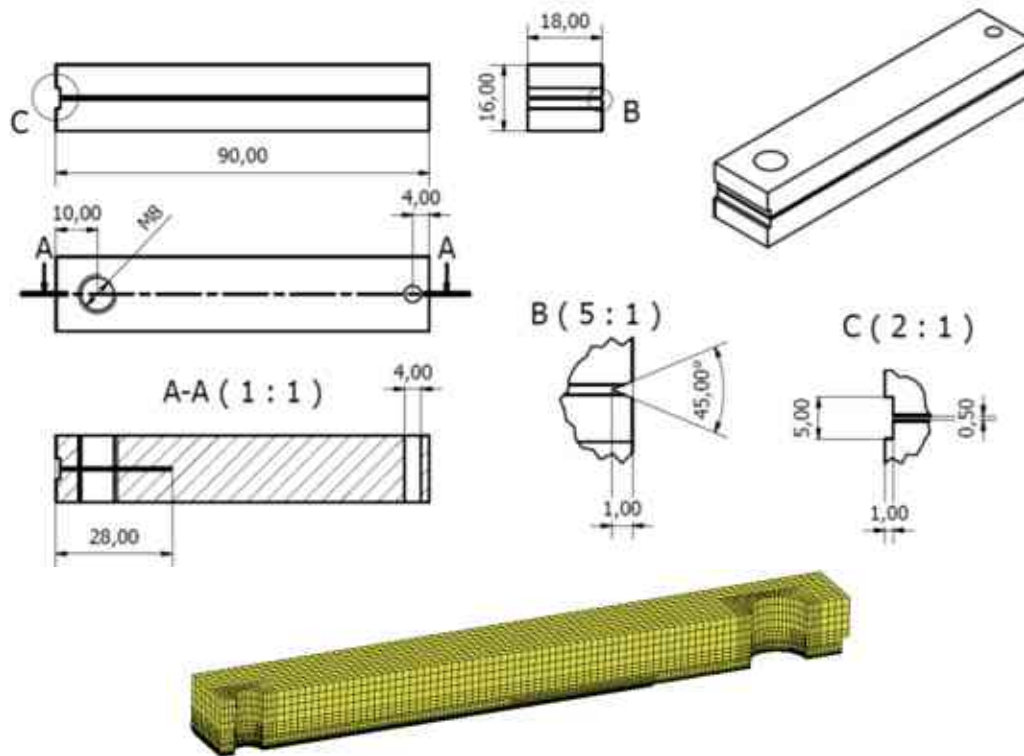
3.2. táblázat. Az átmeneti varrat alapanyagának anyagminőségei és tulajdonságai

Anyagminőség	Vizsgálati hőmérséklet 20°C					Vizsgálati hőmérséklet 350°C	
	R_m [MPa]	$R_{p0.2}$ [MPa]	A_5 (%)	Z (%)	KCU [J/cm ²]	R_m [MPa]	$R_{p0.2}$ [MPa]
	Minimálisan					Minimálisan	
22K	431	216	20	45	78	402	186
08H18N10T	490	215	37	-	-	195-345	-

Az általam elvégzett vizsgálatok célja a VVER440 atomerőműben található két alapanyag, a 08H18N10T (modell anyag: X6CrNiTi18-10) és a 22K (modell anyag: S235) anyagminőségekre a $da/dt-K$ diagram meghatározása volt. Számos irodalom [82, 83, 84, 85] áttekintése alapján megállapítható, hogy a feszültségkorróziós repedés vizsgálatához 15 és 123 MPa \sqrt{m} közötti feszültségintenzitási tényező alkalmazása terjedt el. Azonban az áttekintett irodalmakban ezek közül a leggyakrabban a 15-40 MPa \sqrt{m} tartományt használják. A maximális érték kiválasztásánál figyelembe vettem a kiválasztott próbatest végeelemes szimulációjából származó eredményeket, és 40 MPa \sqrt{m} -es előfeszítés esetén az anyag már kis mértékben megfolyt, azonban fontos szempont volt, hogy az előfeszítésnél a lineárisan rugalmas szakaszban maradjunk. Ezáltal négy terhelési esetet: 15, 20, 30 és 35 MPa \sqrt{m} választottam ki.

A VVER440 atomerőművekben az alkalmazott közeg bórsav oldat, a primerkör 297°C-os üzemi hőmérsékleten és 123 bar nyomáson kering, míg a szekunder kör 46 baron és 261°C-on

üzemel. A vizsgálatok a VEIKI Energia+ Energetikai Fejlesztő, Kivitelező Kft. által biztosított autokláv berendezésben lettek elvégezve. A $da/dt - K$ diagram meghatározásához előrepszített próbatestet célszerű alkalmazni, azonban a berendezés, illetve a rendelkezésre álló alapanyag tömb méretkorlátja miatt hagyományos CT próbatesteken nem volt kivitelezhető a mérés, ezáltal először kettős konzolos (DCB - double cantilever beam) próbatestet terveztem, amelynek első verziójának a méreteit és végeleemes hálóját a 3.1. ábra szemlélteti.

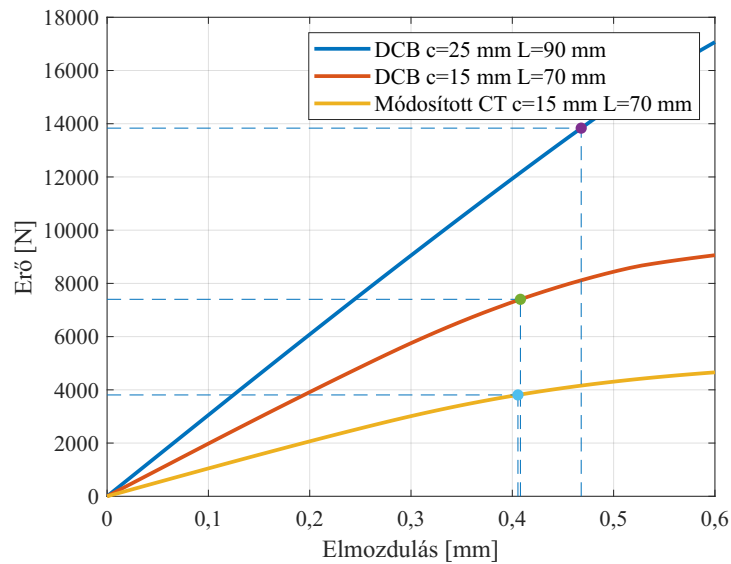


3.1. ábra. DCB próbatest méretei és végeleemes hálója

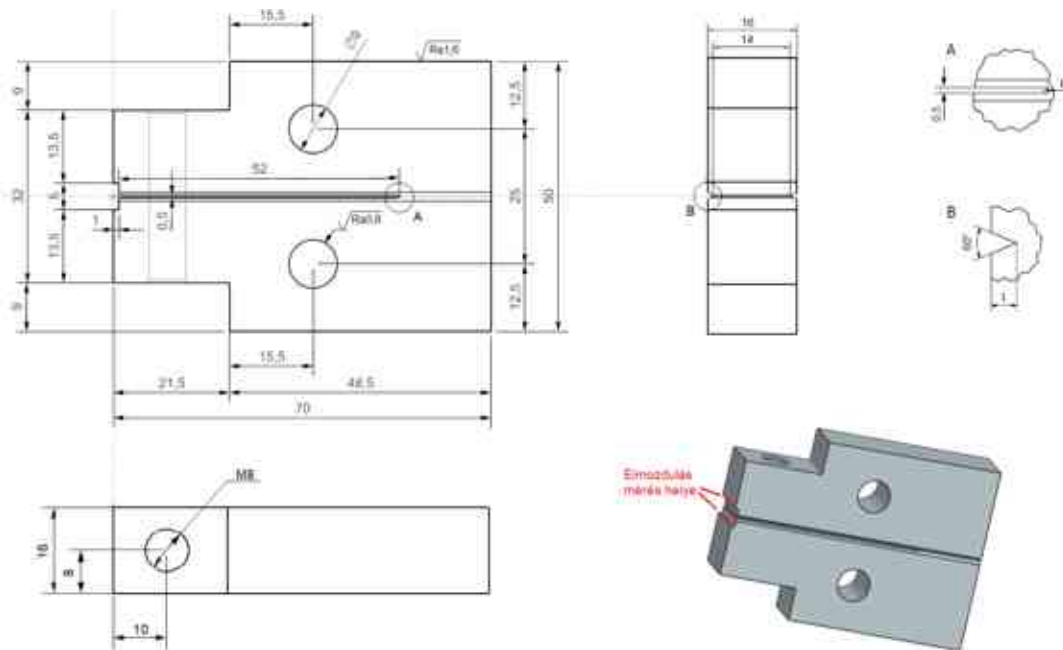
Végeleemes szimuláció segítségével, illetve analitikus számítással meghatároztam, hogy az általam használt anyagból készült DCB próbatestek esetében milyen előfeszítési erő szükséges. A hosszú ($L=90$ mm) DCB próbatestnél a kívánt maximális feszültségintenzitási tényező ($K=35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) eléréséhez szükséges erő mértéke (14000 N) meghaladta az előfeszítésre alkalmazott berendezés által létrehozható erő maximális értékét (6000 N), ezáltal csökkentettem a próbatest hosszát (3.2. ábra), így a szimulációkat elvégeztem 80, 75, 70, 65 és 60 mm hosszú DCB próbatesteken is. A 60 és a 65 mm hosszú próbatestek esetében az előfeszítés hatására nem csak a repedéscsúc környezetében jött létre képlékeny alakváltozás, hanem a próbatest sarkánál is.

További problémát jelentett az előfeszítéshez szükséges csavarok elhelyezése. Mivel a mérőberendezés belső átmérője adott volt, ezért a próbatest előfeszítésének a módját módosítottam. Ennek hatására a 3.3. ábra által bemutatott „hibrid” próbatestet alakítottam ki, amelyben kombináltam a DCB, illetve a CT próbatesteket. A próbatest teljes hossza 70 mm, magassága 50 mm, szélessége pedig 16 mm lett. Látható, hogy a próbatest a CT befogócsapjának tartalmaz egy furatot, amely segítségével az előrepszítés megvalósítható, illetve az előfeszítés elkészítéséhez a próbatest bal oldalára egy furatot terveztem, ahol az előfeszítés süllyesztett fészekben belső

kulcsnyílású csavarral elvégezhető. Az ehhez a próbatesthez elkészített szimulációból származó erő-elmozdulás görbe is feltüntetésre került a 3.2. ábrán. Látható, hogy a kikönnnyítés hatására az előfeszítéshez szükséges erő mindössze 3800 N-ra adódott.



3.2. ábra. DCB próbatest erő elmozdulás görbéje



3.3. ábra. Vizsgálati próbatest geometriája

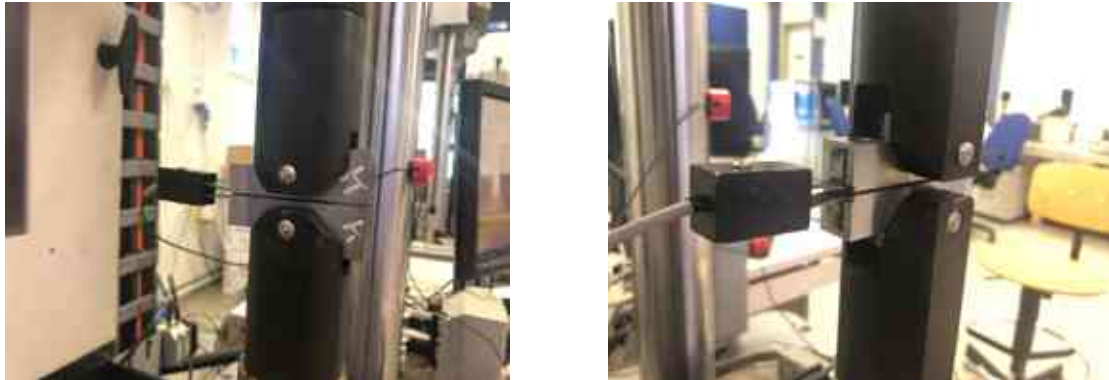
3.1. Vizsgálat előkészítése

Az általam megtervezettek szerint összesen 24 db próbatest kimunkálása történt meg, amelyek közül 12 db ausztenites, míg a maradék 12 db ferrites acélból készült. Az ausztenites acélból készült próbatestek R jelölést kaptak, míg az S betű a ferrites acélt jelöli. A vizsgálat előkészítése

ezt követően két lépésből tevődött össze:

1. előrepszítés,
2. előfeszítés.

Az előrepszítéseket az Instron E10000 berendezésen végeztem el. A tervezett előrepszített repedésméret 2-3 mm volt. A repedéshossz mérés a compliance módszerrel történt az előrepszítés közben, online. Az előrepszítés szinuszos függvényvel, erővezérléssel lett elvégezve, ahol az aszimmetria tényező értéke $r = 0,1$ volt. A 3.4. ábrán az elmozdulás mérésre alkalmazott extenzométer elhelyezkedése látható.



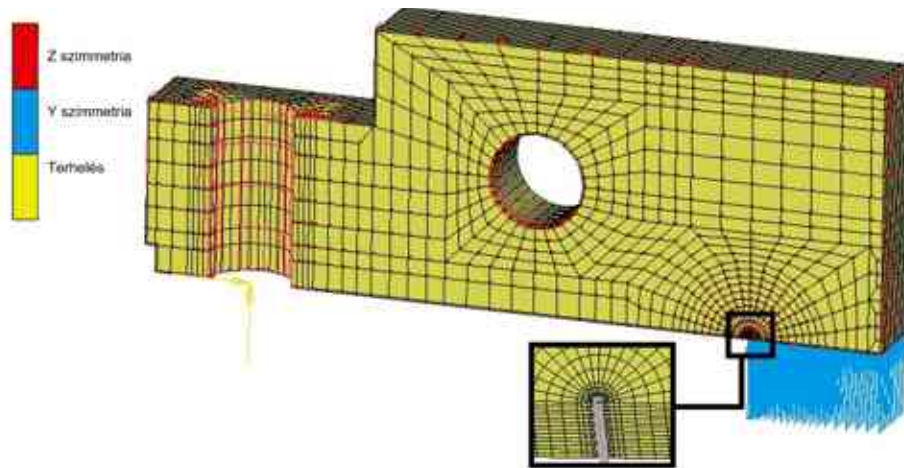
3.4. ábra. Próbatétel előrepszítése

A további számításokhoz szükséges geometriai paraméterek (terhelési vonal távolsága a próbatétel felületétől, repedés hossza a terhelési vonaltól, próbatétel vastagsága és szélessége) ezt követően már meghatározhatók voltak. A számításokhoz szükséges méreteket a két oldalon mért értékek átlaga adta. Az egyes próbatételek fontosabb adatai a B. Melléklet B.1. táblázatában található.

Ezt az előfeszítés elvégzése követte. A próbatételek előfeszítését M8-as csavarokkal valósítottam meg, amelynek során a következőkben felsoroltakat kell figyelembe venni.

- A meghúzást olyan mértékig kell elvégezni, hogy a repedés nyílás elmozdulása mérhető legyen (extenzométerrel).
- A meghúzó csavarok végének legömbölyítése szükséges, annak érdekében, hogy a terhelés egy ponton, a furat középvonalában keletkezzen.
- A próbatételek előfeszítését úgy kell megvalósítani, hogy különböző mértékű feszültségintenzitási tényező (K_I) ébredjen a repedések csúcsában. Ennek javasolt tartománya 15-35 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

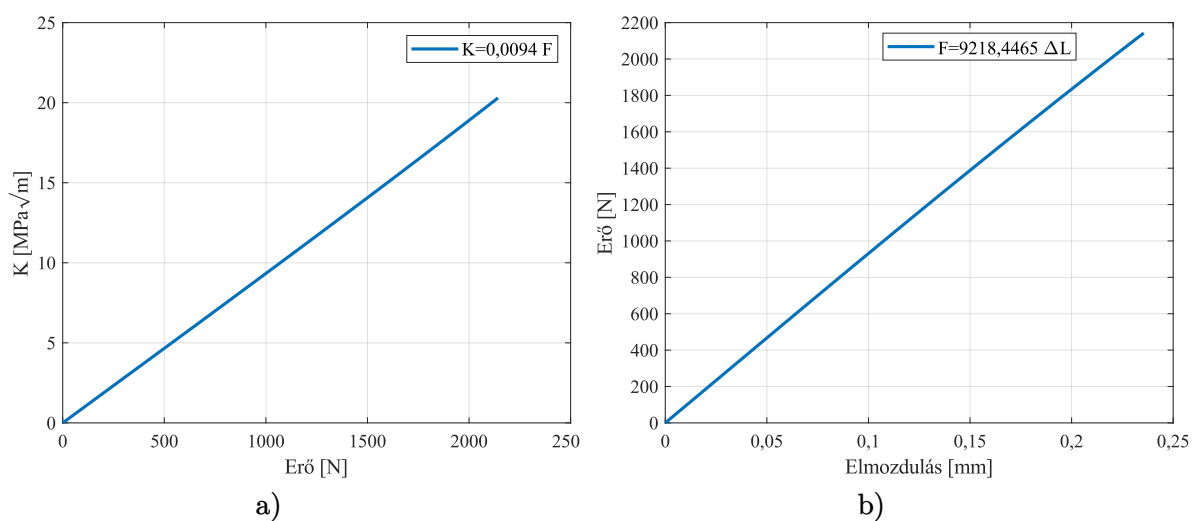
Az előrepszítés során 4 terhelési szintet választottam ki (15, 20, 30, 35 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$) anyagminőségenként és terhelési szintenként 3-3 próbatételel vizsgáltam. Mivel a próbatétel nem szabványos kialakítású, ezért az előfeszítés pontos beállítása érdekében végelelemes szimulációk készítésére volt szükség a különböző repedésméreteknél, amelyből meghatározható az adott feszültségintenzitási tényező eléréséhez szükséges erő nagysága. A végelelemes hálót és az alkalmazott peremfeltételeket a 3.5. ábra szemlélteti.



3.5. ábra. Végeselemes háló felépítése és alkalmazott peremfeltételek

A szimulációhoz negyed modellt készítettem. A 3.5. ábrából látható, hogy a próbatest egy merev test segítségével lett megterhelve, amely jól közelíti a valós előfeszítési eljárást. A K_I , feszültségintenzitási tényező meghatározásához szükség volt a J-integrál számítására. Ezt a 3.5. ábrán jelölt pontokban valósítottam meg. A terhelést a csavar középpontjába adtam meg, amelyet az ábrán sárga nyíl jelöl. Majd ezek átlagát véve meghatároztam a különböző időpillanatokban vett K -elmozdulás diagramot.

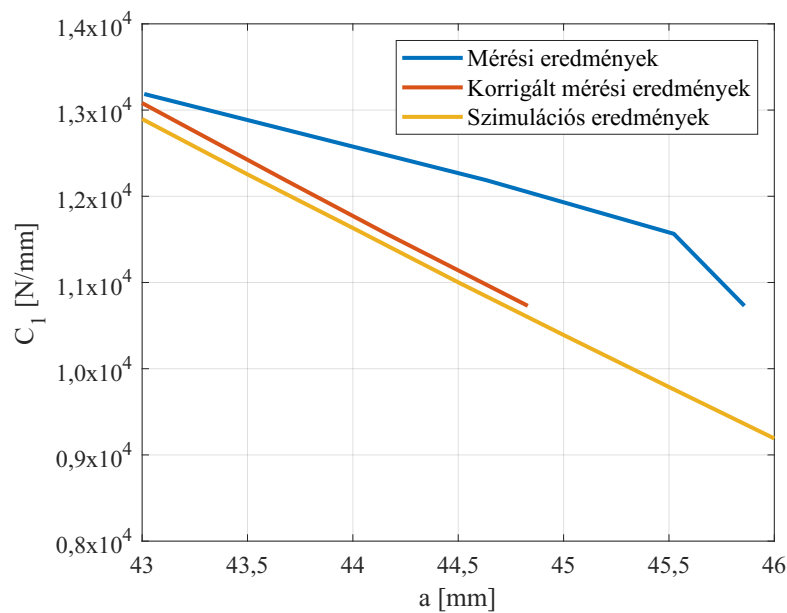
Annak érdekében, hogy a szimuláció ellenőrizhető legyen, próbaméréseket készítettem, amelynél a terhelést nem csavarokkal, hanem menetes szár segítségével adtam rá a próbatestekre. Ez az eredeti modell kialakítását annyiban módosította, hogy a terhelést függőleges irányban mintegy 75 mm-rel felfelé el kellett tolni. Az így kapott görbéket mutatja a 3.6. ábra. Ezekből meghatározható volt egy A (3.6. a) ábra) és egy C_1 (3.6. b) ábra) konstans érték, amelyeket a görbékre illesztett lineáris egyenesek meredekségei adtak.



3.6. ábra. a) Erő-feszültségintenzitási tényező diagram, b) Erő-elmozdulás diagram $a = 46$ mm esetében menetes próbamérésnél

Ezt követően a 3.7. ábrán összevetettem a mért („Mérési eredmények”) és a szimulált („Szi-

mulációs eredmények”) értékeit, amely során egy közel 10%-os eltérés volt tapasztalható. Ez egy ilyen típusú szimuláció esetében túl magas érték (az elfogadott eltérés 5% alatti), ezért a mérést egy olyan próbatesten is elvégeztem, amelynél még az előrepszítés nem volt elkészítve. Ennek során az eltérés a mérés és a végeleemes szimuláció között körülbelül 2%-os ($C_{1VEM} = 12896$, $C_{1mért} = 13186$) volt, amely már elfogadható mértékű különbségnek számít. Ebből az a következtetés vonható le, hogy az előrepszítés során a repedés alakja konkáv lehetett. Így a számításból visszafelé gondolkodva megállapítható, hogy a vizsgált előrepszítések hossza kb. 1 mm-rel kisebb egyenes repedéssel korrelálnak. Ezt az ábrán a „Korrigált mérési eredmények” görbe szemlélteti, amely már együtt halad a szimulációból származó eredménnyel.



3.7. ábra. Mérés és végeleemes szimuláció összehasonlítása

Így a szimulációban meghatározott adatok segítségével már elvégezhető volt az előfeszítés. A 3.8. ábrán egy előfeszített próbatest látható. Előfeszítést követően ismét lemérésre kerültek a próbatestek két oldalán a repedéshosszak, az ehhez kapcsolódó fontosabb adatok a B. Melléklet B.2 és a B.3. táblázatban kerültek felsorolásra.



3.8. ábra. Előfeszített próbatest

3.2. A vizsgálóberendezések

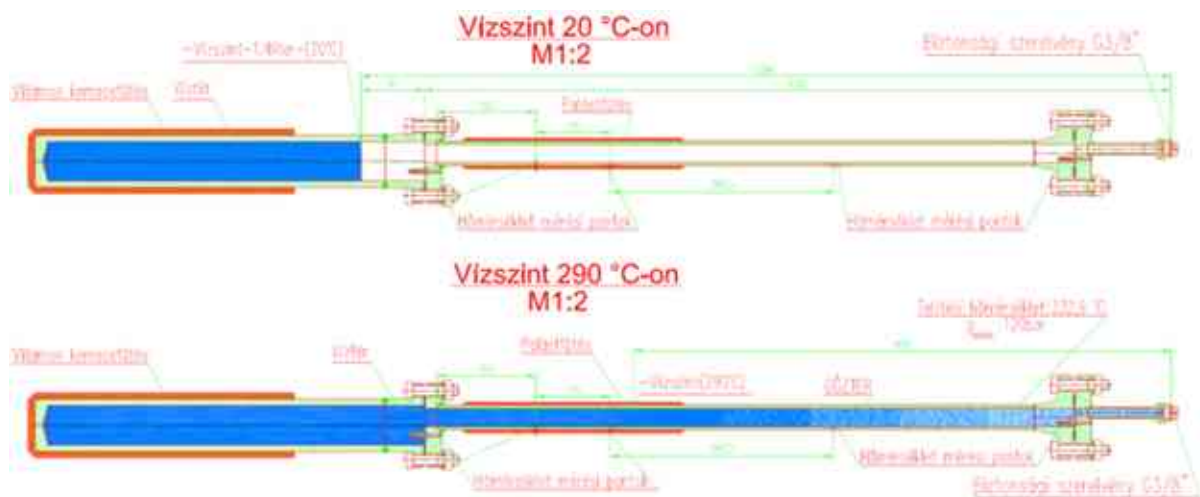
A VEIKI Energia+ Energetikai Fejlesztő, Kivitelező Kft. a primerkörü félüzemi korróziós vizsgálatokhoz olyan kísérleti berendezést alakított ki, amellyel egyidejűleg több nyomástartó edényben, úgynevezett kapszulákban, fűtőkemencék segítségével biztosíthatók a gőzfejlesztőben jelen lévő nyomás, hőmérséklet, illetve telítési üzemi körülmények, miközben az egyes kapszulákban egymástól eltérő vegyi összetételű közegek vizsgálhatók. A következőkben a mérési körülmények szerint alfejezetekre bontva ismertetem a mérés menetét.

3.2.1. A reaktortartály üzemi közegének paramétereit modellező kísérleti berendezés

A vizsgálat a reaktortartály üzemi közegében lett elvégezve. A primerkörü viszonyok kialakításához két különböző fűtést alkalmaztak, ezáltal a berendezés alsó részében 270-290°C-os primerkörü hőmérséklet, felül a 120 bar-hoz, illetve 130 bar-hoz tartozó 325°C-os, illetve 330°C-os telítési hőmérséklet tartható fenn. A berendezés alkalmas a fenti paramétereknél kisebb bármely állapot beállítására, így például a szekunderkörü paraméterek megadására is. A kapszula fűtőkemence szabályozása közös, ezáltal csak egyféle primerkörü víz hőmérséklet beállítása lehetséges. Azonban a kapszulákon egyedi palástfűtőtest van elhelyezve, amelyek szabályozása is külön-külön történik, így a kapszulákban hat különböző nyomás állítható be. Ezek mellett a vízminőség is változtatható bennük, ezáltal egyidejűleg nagyszámú mintadarab vizsgálható. A berendezés mind rövid idejű, mind tartós (több hónapra kiterjedő) vizsgálatokat is lehetővé tesz.

A 3.9. ábra a kapszula kialakítását mutatja be, amely két fő szegmensből áll, az alsó és a felső részből. Az alsó tér 600 mm magas, 80 mm-es külső és 60 mm-es belső átmérőjű edény, ezzel modellezhető a tényleges primerkörü körülmények. Itt helyezkednek el a vizsgálandó kísérleti elemek. Az itt található hőmérséklet 270-290°C között van, illetve a nyomás 120 bar. Mindegyik kapszula egy közös terű villamos kemencébe nyúlik be. Az alsó rész térfogata 1,64 liter. Az ábra emellett szemlélteti a szükséges primerkörü közeg mennyiségét. Mivel a felmelegítés során a víz kitér, ezáltal 20°C-on maximálisan 1,4 liter primerkörü vízzel lehet feltölteni az edényt, amelyben a próbatestek térfogata nincs figyelembe véve. A kapszula felső része 0,71 liter térfogatú, ennek hossza 1 m, külső átmérője 38 mm, míg belső átmérője 28 mm. Az alsó kapszulához az azt lezáró fedélen keresztül csatlakozik. Ahogy azt az ábra is szemlélteti, közvetlenül a két szakaszt összekötő részt követően a 38 mm átmérőjű csövön egy 1 kW teljesítményű elektromos palástfűtőtest került elhelyezésre. A forrás itt zajlik le, majd ennek segítségével kialakul a primerkörre jellemző 120 bar-os nyomás a vízszint felett, itt a hőmérséklet kb. 325°C. A felső résznél egy lapos karimához egy 500 mm hosszú csőtoldaton keresztül csatlakozik a biztonsági szerelvény, amelynek típusa Hybrid Assembly 3/8" Wehberg-Safety hasadótárcsa, nyitónyomása 140 bar.

A 3.10. szemlélteti a vizsgálat mérőberendezését, amelybe már behelyezésre került a három kapszula. A kapszulák tetején biztonsági szerelvény, illetve hőmérsékletmérők vannak elhelyezve. A megfelelő hőmérsékleten történő tartás elérésének érdekében a kapszulák felső eleme, illetve a kemence is több szigetelő réteggel lett ellátva. A berendezés szabályozása, illetve nyomásmérése



3.9. ábra. Kapszula kialakítása

hőmérséklet-változás alapján történik. Az alsó lapos karimában elhelyezett három hőmérővel a primerkörü hőmérséklet mérése, illetve szabályozása valósítható meg, míg a felső lapos karimában elhelyezett három hőmérővel a rendszerben uralkodó telítési nyomás mérhető és szabályozható. A 38 mm átmérőjű cső palástjában kívülről hőmérők vannak elhelyezve, amely segítségével információ nyerhető a forrás lefolyásáról és a kapszulák esetleges leürüléséről. A berendezésben összesen 6 db kapszula elhelyezésére van lehetőség, azonban a mérés során ebből csak három került felhasználásra.



a)



b)

3.10. ábra. A mérőberendezés felépítése a) szigetelés nélkül, b) első réteg szigeteléssel

3.2.2. A gőzfejlesztő szekunderkörü közegének paramétereit modellező kísérleti berendezés

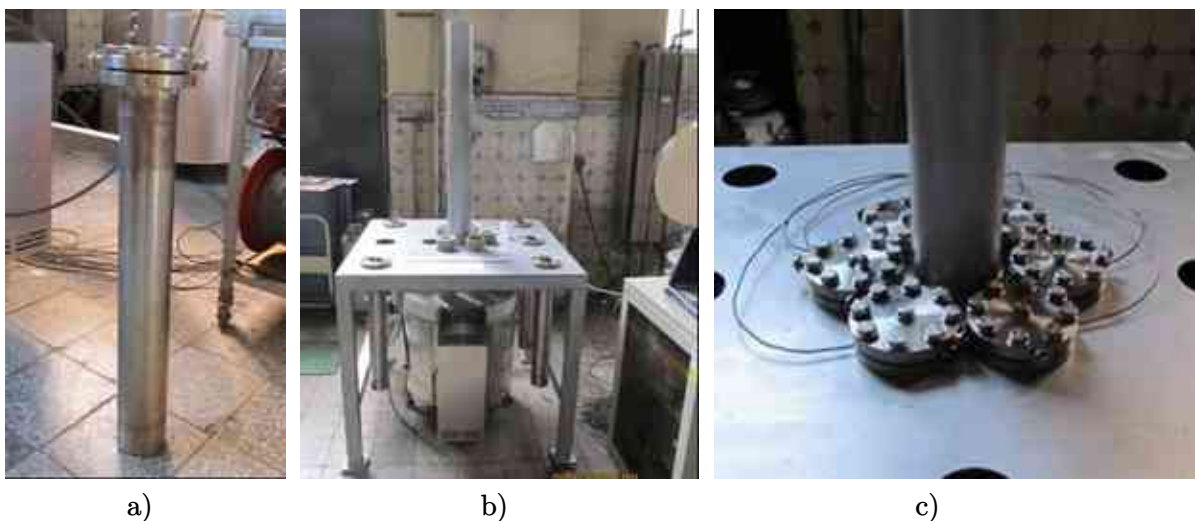
A gőzfejlesztő szekunder oldali közegében a ferrites acélok vizsgálatára is a VEIKI Energia+ Energetikai Fejlesztő, Kivitelező Kft. által kifejlesztett és legyártott vizsgáló berendezésben ke-

rült sor. A vizsgálóállomásnál a kapszulák alsó része a fűtést biztosító kemencében, míg felső része a szabadban helyezkedik el, így a kapszulák hőcsőként működnek. A kapszulák szabadban elhelyezkedő részét a 3.11. ábra mutatja be. Ezzel a megoldással a kapszulákban állandó forrás és kondenzáció hozható létre. A berendezés 47 baron, illetve 260°C-on üzemel.



3.11. ábra. A mérőberendezés felépítése, a kapszulák szabadban elhelyezkedő része

A vizsgálóállomásba 6 db kapszula helyezhető el. A 3.12. a) ábra egy legyártott kapszulát szemléltet. Ennél a kialakításnál folyamatos forralást, illetve áramlást is létre lehet hozni, a kapszula hossza 600 mm. A 3.12. b) ábra a vizsgáló állomásnál alkalmazott kemencét szemlélteti. A berendezésben maximálisan 300°C érhető el, típusa Nobertherm Top 0412, illetve teljesítménye 3,6 kW. A mérés megfelelő lebonyolításához Pt 100 Jumo típusú kalibrált hőmérők alkalmazására volt szükség (3.12. c) ábra). A vizsgálóállomásnál a kapszulák peremeiben egy 25 mm átmérőjű furat lett kialakítva a hőmérséklet érzékelők elhelyezése érdekében. Emellett a 6 db kapszula egyikének az alján is található egy hőmérő. A hőmérséklet méréséből származó adatok egy Agilent 34980 A típusú adatgyűjtővel kerültek rögzítésre, amely percenként dokumentálja az értékeket. Ezzel ellenőrizhető a kemence hőmérséklet-változása, amelynek csökkenése a biztonsági szelep nyitására, folyadékvesztésre utal.



3.12. ábra. a) Kapszula b) Kemence c) Hőmérők bekötése

3.3. Vizsgálati terv

Az ausztenites és a ferrites acélból készült próbatestekre vonatkozó vizsgálati terv a 3.3. táblázatban felsoroltakból tevődik össze. Az ausztenites acélból készült próbatestek esetében 15 nap letelte után 3 nap leállás lett betervezve, amikor az egyik kapszula kibontására és a próbatestek vizsgálatára került sor. A kapszulák a behelyezett próbatestek mellett 1,3 l folyadékkal lettek feltöltve.

3.3. táblázat. Vizsgálati terv

	Ausztenites acél	Ferrites acél
Vizsgálat körülménye	Primerköri körülmények	Szekunder köri körülmények
Vizsgált anyagminőség	X6CrNiTi18-10 ausztenites acél	S235
Vizsgálati idő	30 nap*	21 nap
Vizsgálat nyomása	123 bar	46 bar
Vizsgálat hőmérséklete	297°C	275°C
Vizsgálati közeg	primerköri víz bórsav 8,5 g/l ammónium hidroxid 1,2 cm ³ /l 1 l bórsavas oldatba 1 ml KOH**	szekunderköri víz ammónium hidroxid 1,865 mg/l
Próbatestek elhelyezése a kapszulákban		
1. kapszula	R1, R4, R7, R10	S1, S4, S7, S10
2. kapszula	R2, R6, R9, R11	S13, S5, S8, S11
3. kapszula	R3, R5, R8, R12	S3, S6, S9, S12

*15 nap után próbatestek megvizsgálása

**kálium-hidroxid

3.4. Vizsgálatok eredményei

3.4.1. Ausztenites minták vizsgálati eredménye

A vizsgálati tervnek megfelelően az ausztenites minták esetében 15 nap letelte után közbeiktatásra került egy időközi vizsgálat, amely során minden terhelési szintről 1-1 darab minta került kiválasztásra, hogy információt nyerjünk a darab oldalán kialakított vájatban tapasztalható repedésnövekedésről. A vizsgált próbatestek előfeszítés utáni kezdeti repedéshossz méreteit és a 15. nap után mért eredményeket a 3.4. táblázat foglalja össze, a róluk készült optodigitális mikroszkópos felvételek pedig a B. Melléklet B.1-B.5. ábráin láthatóak.

A mérési eredmények alapján megállapítható, hogy 15 nap elteltével nem keletkezett mérhető repedésnövekedés, a próbatestek visszakerültek további 15 napra a vizsgálóberendezésbe.

A tervezett teljes, 30 napos vizsgálati idő letelte után a korábban már vizsgált 4 próbatest töretfelülete került feltárássra, hogy teljes keresztmetszetben vizsgálható legyen az esetleges repedés előrehaladás. A minták pontosabb megismerése érdekében sztereomikroszkópos, optodigitális mikroszkópos és pásztázó elektronmikroszkópos (SEM) felvételek is készültek, amelyeket a B.

3.4. táblázat. Repedéshossz változása 15 napot követően

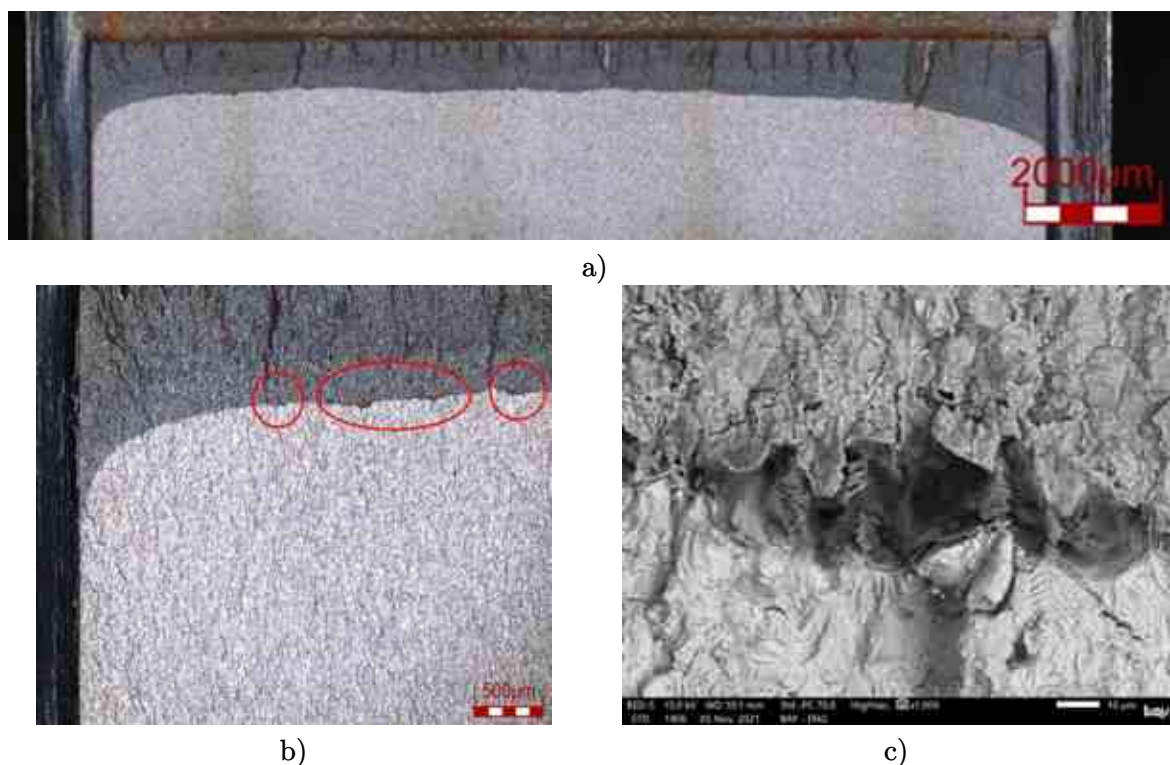
Azonosító	Előfeszítés, K [MPa]	Kezdeti repedéshossz a bemetszés végétől, a_{r0}			Repedéshossz a bemetszés végétől, 15. nap a_{r1}			Repedés-növekedés Δa [mm]
		A oldal [mm]	B oldal [mm]	Átlag [mm]	A oldal [mm]	B oldal [mm]	Átlag [mm]	
R3	15	1,752	1,017	1,385	1,752	1,017	1,385	0
R5	20	1,889	3,129	2,509	1,889	3,129	2,509	0
R8	30	1,626	2,838	2,232	1,688	2,965	2,327	kb. 0
R12	35	3,351	1,187	2,269	3,351	1,187	2,269	0

Melléklet B.2-B.6. ábrái szemléltetnek.

A próbatesteken az elszíneződött rész az előrelesztett területet jelöli. Megfigyelhető, hogy mind a 4 minta esetében a repedés vonala aszimmetrikus, amely azzal hozható összefüggésbe, hogy előrelesztés során nem volt egytengelyű a terhelés, továbbá a korábbi feltételezésem – az előrelesztés konkáv alakú – is beigazolódott. A repedéshosszak a törésmechanikai szabványoknak megfelelően 9 pontban lettek lemérve mérőmikroszkóppal. A vizsgálatok alapján az ausztenites próbatestek töretfelületén nem találhatóak feszültségkorróziós repedésterjedésre utaló nyomok.

3.4.2. Ferrites minták vizsgálati eredménye

A ferrites próbatestek 21 nap vizsgálati idő letelte után kerültek kivételre az autokláv be rendezésből. Ebben az esetben is terhelési szintenként 1-1 darab minta vizsgálatára került sor. Az S7-es próbatest töretfelületéről készült felvételeket a 3.13. a) ábra szemlélteti. A további minták töretfelületei a B. Melléklet B.7. ábrán láthatók. A próbatesteken az elszíneződött rész az előrelesztett területet jelöli. A repedéshosszak a törésmechanikai szabványoknak megfelelően 9 pontban lettek lemérve mérőmikroszkóppal, az eredményeket a B.4. táblázat tartalmazza.



3.13. ábra. S7 próbatest töret felületei

Sztereomikroszkópos és optodigitális mikroszkópos vizsgálat során az S7 és S10 mintán az előrepszítés határvonalán korrodált foltok voltak megfigyelhetők (3.13 b)-3.13. c) ábrák). Az S7 minta esetében ezeknek a foltoknak a mérete 10-30 μm között változik, míg az S10 minta esetében 15-34 μm közötti méretűek.

Ezek a foltok jó eséllyel feszültségkorróziós repedések kiindulási pontjai lehetnek, ezért további vizsgálatokra került sor SEM berendezéssel. A 3.13. c) ábra az S7 mintán talált egyik korrodált folt SEM felvételét mutatja be, látható, hogy egy mélyebb üreg alakult ki, viszont nem észlelhetőek innen kiinduló repedések. A foltok méretei mindkét mintán a törésmechanikai szabványoknak megfelelően 9 pontban kerültek lemérésre, az eredményeket a 3.5. táblázat tartalmazza. Legtöbb esetben nem esett egybe a kijelölt 9 mérési hely és a korrodált folt helye. Feltételezhetően kevésnek bizonyult az autokláv berendezésben eltöltött idő a feszültségkorróziós repedések kialakulásához. Ezt jól szemlélteti a 3.6. táblázatban feltüntetett eredmények is.

3.5. táblázat. Feszültségkorróziós foltok méretei a törésmechanikai szabványoknak megfelelően 9 pontban mérve

Azonosító	Mérési pontok									Átlag
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
S7	-	-	-	-	12 μm	-	-	27 μm	-	4,3 μm
S10	-	-	-	-	-	-	25 μm	13 μm	14 μm	5,7 μm

3.6. táblázat. Szekunderköri körülmények között vizsgált ferrites próbatestek eredményeinek összefoglalása, autokláv berendezésben eltöltött idő 21 nap

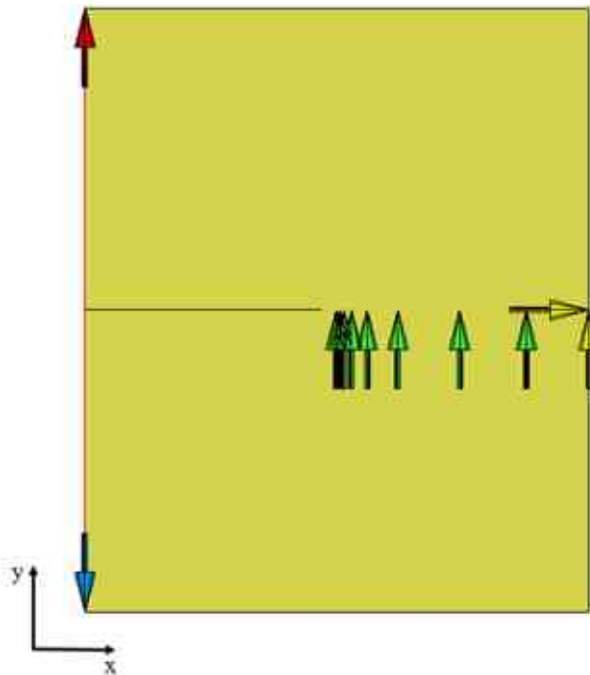
Azonosító	Előfeszítés, K [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]	Eredmény
S13	15	feszültségkorróziós nyom nem látható
S5	20	feszültségkorróziós nyom nem látható
S7	30	elszórtan feszültségkorróziós foltok láthatóak, méretük 10-30 μm közötti
S10	35	elszórtan feszültségkorróziós foltok láthatóak, méretük 15-34 μm közötti

3.5. Végeselemes szimuláció alkalmazása feszültségkorróziós repedés előrejelzésére

Ahogy a vizsgálati eredményekben szerepelt a ferrites próbatestek esetében az autoklávban eltöltött idő kevésnek bizonyult a feszültségkorróziós repedések kialakulásához, ezért az 1.4.2. fejezetben bemutatott FRI modellnél szükséges paraméterek a VVER440 atomerőműben található anyagokra még nem voltak meghatározhatóak. Ezáltal a következőben bemutatott végeselemes szimulációban felhasznált bemenő paraméterek a szakirodalomból származnak, amelyek jelölését és értékeit az 1.1. táblázatban részleteztem. A végeselemes modell validálásához egy egyszerűsített 2D-s 1T CT próbatesten készítettem el a szimulációkat az MSC.Marc Mentat szoftverben, amelyhez a teljes geometriát használtam fel. A szoftver a feszültségintenzitási tényezőt csak és kizárólag tisztán rugalmas anyagmodell esetén tudja számolni, ezért paraméterként a rugalmassági modulust és a Poisson-tényezőt adtam meg. Azonban fontos megemlíteni, hogy maga a repedésterjedést leíró képlet tartalmazza a Gao-Hwang keményedési törvényt, ezáltal a szimuláció

muláció magába foglalja a képlékeny alakváltozást is. A repedésterjedés szimulálásához a már korábban a 2.3. fejezetben bemutatott „ucrack_directgrowth” szubrutint alkalmaztam, amely – ahogy már említettem – a VCCT szerint terjedő repedés leírására alkalmazható. A 2.3. fejezetben a repedésterjedés kritériuma a GTN modellben szereplő kritikus üregtérfogat hányados volt, amelyet az SCC módszer esetén az 1.31 egyenletre módosítottam.

A modell kialakítását és a peremfeltételeket a 3.14. ábra szemlélteti. A piros és a kék nyíl a terheléseket, a sárga nyíl a megfogást, végezetül a zöld nyíl az y irányú szimmetriát jelöli. Mivel azon elemek esetén, ahol repedésnövekedés bekövetkezik, ott nem alkalmazható megfogás, ezért a bemetszés és az y irányú megfogások között egy 1,5 mm-es közt hagytam, így ezen a részen a repedés terjedése be tud következni.



3.14. ábra. Feszültségkorróziós repedés szimulációjához alkalmazott végeleemes modell

A szimuláció három fő részből tevődött össze. Az első lépésben az előrepesztés folyamatát szimuláltam. Annak érdekében, hogy a szoftver tudjon egy kezdeti feszültségintenzitási tényezőt számolni, szükséges, hogy a modellben legyen egy repedés, mivel a K feszültségintenzitási tényezőt a repedés csúcsában tudja meghatározni. Ebben a lépésben az eredeti a_0 (23,2 mm) méretet növeltem meg 23,3 mm-re. Ez azért szükséges, hogy két K érték álljon rendelkezésre, amelyekből a következő lépésben exponenciális közelítéssel becsülhető a soron lévő feszültségintenzitási tényező, amely a 23,3 mm és a 23,4 mm repedésnövekedés közötti K értéket adja meg. A második lépésben következik be az SCC keletkezése, itt az előzőekben meghatározott K értékekkel kiszámoljuk a kezdeti repedésnövekedést, amely a Ford modellel van közelítve [55]:

$$\dot{a} = A\epsilon^m, \quad (3.1)$$

ahol

$$A = \frac{Mi_0}{z\rho F(1-m)} \left(\frac{t_0}{\varepsilon_f} \right)^m \quad (3.2)$$

és

$$\dot{\varepsilon} = 4,1 \cdot 10^{-14} K^4. \quad (3.3)$$

A képletekben szereplő paraméterek jelentéseit az 1.1. táblázat tartalmazza. A harmadik lépésben pedig a szubrutinban egy adott időintervallumban a repedés méretének a meghatározásához a Runge-Kutta módszert alkalmaztam [86]. Ennek a felépítése a következő:

$$a_{n+1} = a_n + \frac{b_1 + 2(b_2 + b_3) + b_4}{6}, \quad (3.4)$$

ahol:

$$b_1 = hda \left(t_n, a_n, \dot{a}_n, \dot{K}_n, K_n \right), \quad (3.5)$$

$$b_2 = dt da \left(t_n + \frac{1}{2} dt, a_n + \frac{1}{2} b_1, \dot{a}_n, \dot{K}_n, K_n \right), \quad (3.6)$$

$$b_3 = dt da \left(t_n + \frac{1}{2} dt, a_n + \frac{1}{2} b_2, \dot{a}_n, \dot{K}_n, K_n \right), \quad (3.7)$$

$$b_4 = dt da \left(t_n + dt, a_n + b_3, \dot{a}_n, \dot{K}_n, K_n \right). \quad (3.8)$$

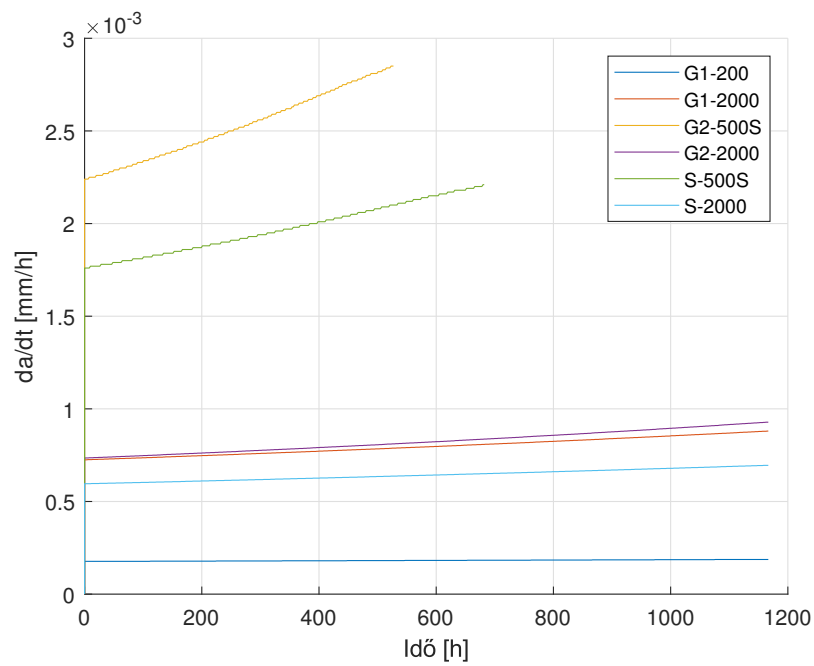
Ezek szimulációba való implementálásával a feszültségkorróziós repedés terjedése már előre jelezhetővé vált.

3.5.1. Szimuláció validálása

A szimulációkat a [77] irodalomban található, különböző környezeti körülmények esetén vizsgált próbatesteken végeztem el. A modell validálásához az általam szimulált és a szakirodalomban megtalálható értékek közötti százalékos eltérést hasonlítottam össze, amelyek csupán 5%-os eltérést mutattak. A kapott értékeket a 3.7. táblázat foglalja össze. A 3.15. ábra a repedésnövekedés sebességének a változását mutatja be az idő függvényében. A [81] szakirodalomban szereplő G2-500S és az S-500S vizsgálatai során a repedés mérete kívül esett a megadott vizsgálati tartományon, ezáltal ezen vizsgálatok esetén a szimulációk kevesebb ideig futottak. A módszer előnye, hogy így egyszerűen meghatározhatóvá vált a repedésterjedési sebesség változása az idő függvényében.

3.7. táblázat. Szimulált és irodalmi repedésterjedési sebesség értékek összevetése

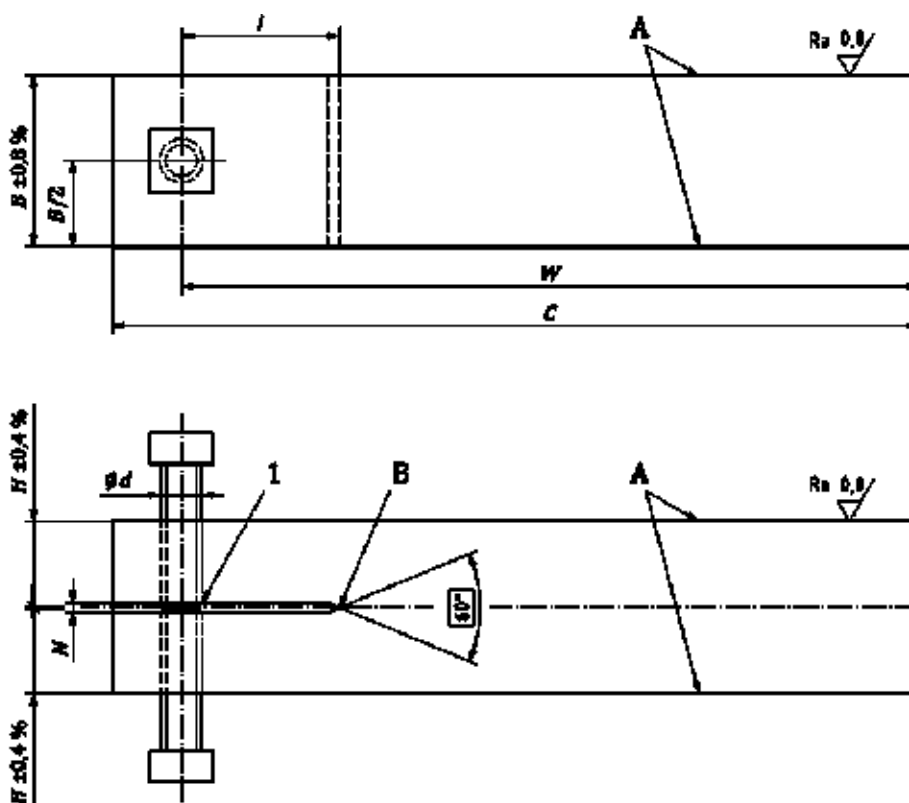
Próbatest azonosító szám	Irodalmi CGR érték, [mm/s]	Végeselemes szimulációval meghatározott CGR [mm/s]
G1-200	$4,98 \cdot 10^{-8}$	$4,90 \cdot 10^{-8}$
G1-2000	$2,04 \cdot 10^{-7}$	$2,01 \cdot 10^{-7}$
G2-500S	$6,00 \cdot 10^{-7}$	$6,22 \cdot 10^{-7}$
G2-2000	$1,94 \cdot 10^{-7}$	$2,04 \cdot 10^{-7}$
S-500S	$5,22 \cdot 10^{-7}$	$4,89 \cdot 10^{-7}$
S-2000	$1,57 \cdot 10^{-7}$	$1,65 \cdot 10^{-7}$



3.15. ábra. Feszültségkorróziós repedés terjedési sebessége az idő függvényében

4.1. táblázat. CT próbatest jelölései

Jelölés	Megnevezés	Nagyság
W	nettó szélesség	-
C	teljes szélesség	minimum $1,25W$
B	vastagság	$0,5W$
H	félmagasság	$0,6W$
D	furat átmérő	$0,25W$
F	a furatok külső szélei közötti féltávolság	$1,6D$
N	bemetszés szélessége	maximum $0,065W$
l	effektív bemetszés hossza	$0,25W - 0,4W$
a	effektív repedéshossz	$0,45W - 0,55W$



4.2. ábra. DCB próbatest ISO 7539-6:2018 szabvány alapján [87]

4.2. táblázat. DCB próbatest jelölései

Jelölés	Megnevezés	Nagyság
1	csavarcsúcs sugara	12,5 mm és 50 mm között
H	félmagasság	-
B	vastagság	$2H$
W	nettó szélesség	minimum $10H$
C	teljes hossz	$W + d$
d	csavar átmérő	minimum $0,75H$
N	bemetszés szélessége	maximum $0,14H$
l	effektív bemetszés hossza	$2H$

A geometriai korlátozások figyelembe vétele mellett célom volt a hibrid próbatetest esetében a feszültségintenzitási tényező meghatározására szolgáló összefüggés megalkotása. Ezért megvizsgáltam mind a CT, mind a DCB próbatestekre vonatkozó formulákat.

A CT próbatesthez tartozó feszültségintenzitási tényező meghatározására vonatkozó képlet a szabvány alapján a következő alakban írható fel:

$$K_I = \frac{P}{B \cdot W^{1/2}} \cdot \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[0,886 + 4,64 \left(\frac{a}{W}\right) - 13,32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right], \quad (4.1)$$

ahol P a terhelés nagysága. E kifejezés pontatlansága a $0,2 \leq a/W \leq 1,0$ tartományban legfeljebb $\pm 0,5\%$.

A DCB próbatesthez tartozó feszültségintenzitási tényező meghatározására vonatkozó képlet a szabvány alapján a következő alakban írható fel:

$$K_I = \frac{EV_{yLL}H\sqrt{3H(a + 0,6H)^2 + H^3}}{4[(a + 0,6H)^3 + H^2a]}, \quad (4.2)$$

ahol V_{yLL} az elhajlás a terhelési pont tengelyénél és E a rugalmassági modulus. Ezt a kifejezést a rugalmas megfelelés elméletéből vezették le. Habár pontatlansága és érvényességi határai nem jól meghatározottak, a $2 \leq a/H \leq 5$ tartományban alkalmazható.

A képletekből látható, hogy a DCB próbatetest esetében a feszültségintenzitási tényező független az a/W értéktől, azonban az újonnan kialakított típus esetében az előrepszítés folyamata teljes egészében a CT próbatesthez hasonlóan végezhető el, továbbá alakja is leginkább arra hasonlít, ezért a későbbiekben a CT próbatestre jellemző képletet alkalmazom.

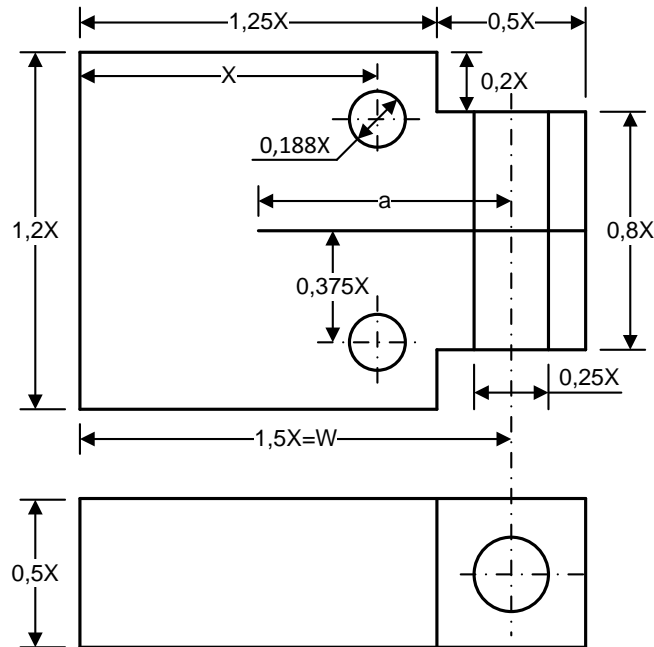
A módosított kialakítást 1T, 0,5T, 0,25T és 0,16T méreteken készítettem el, amelyek nagyságát a 4.3. táblázat mutatja be.

4.3. táblázat. Hibrid CT próbatestek méretei

Arányszám	1T [mm]	0,5T [mm]	0,25T [mm]	0,16T [mm]
1,5X	75	37,5	18,75	12
1,25X	62,5	31,25	15,63	10
1,2X	60	30	15	9,6
X	50	25	12,5	8
0,8X	40	20	10	6,4
0,5X	25	12,5	6,25	4
0,375X	18,75	9,4	4,7	3
0,25X	12,5	6,25	3,2	2
0,2X	10	5	2,5	1,6
0,188X	9,4	4,7	2,35	1,5

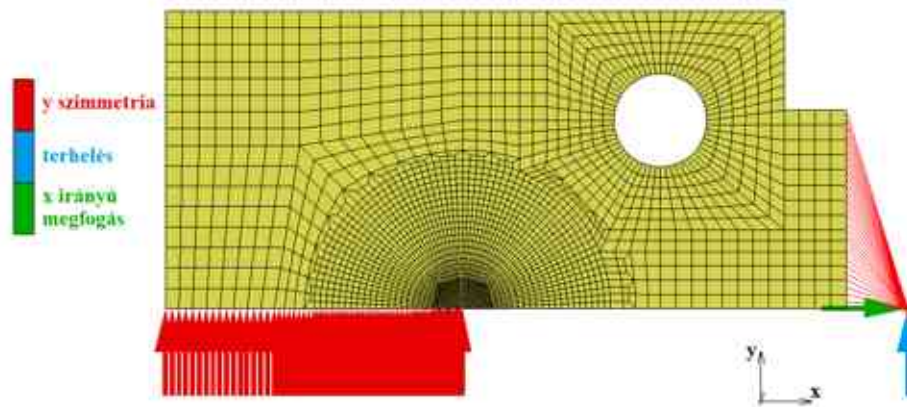
Annak érdekében, hogy a lehető legnagyobb mértékben alkalmazhatók legyenek a későbbi-

ekben a CT próbatestre vonatkozó leírások, a két kialakításnál előírt méretkorlátok figyelembevételével újból elvégeztem a két módszer kombinálását. Ennek eredményeképpen a 4.3. ábrán szemléltetett módosított dimenziókat hoztam létre.



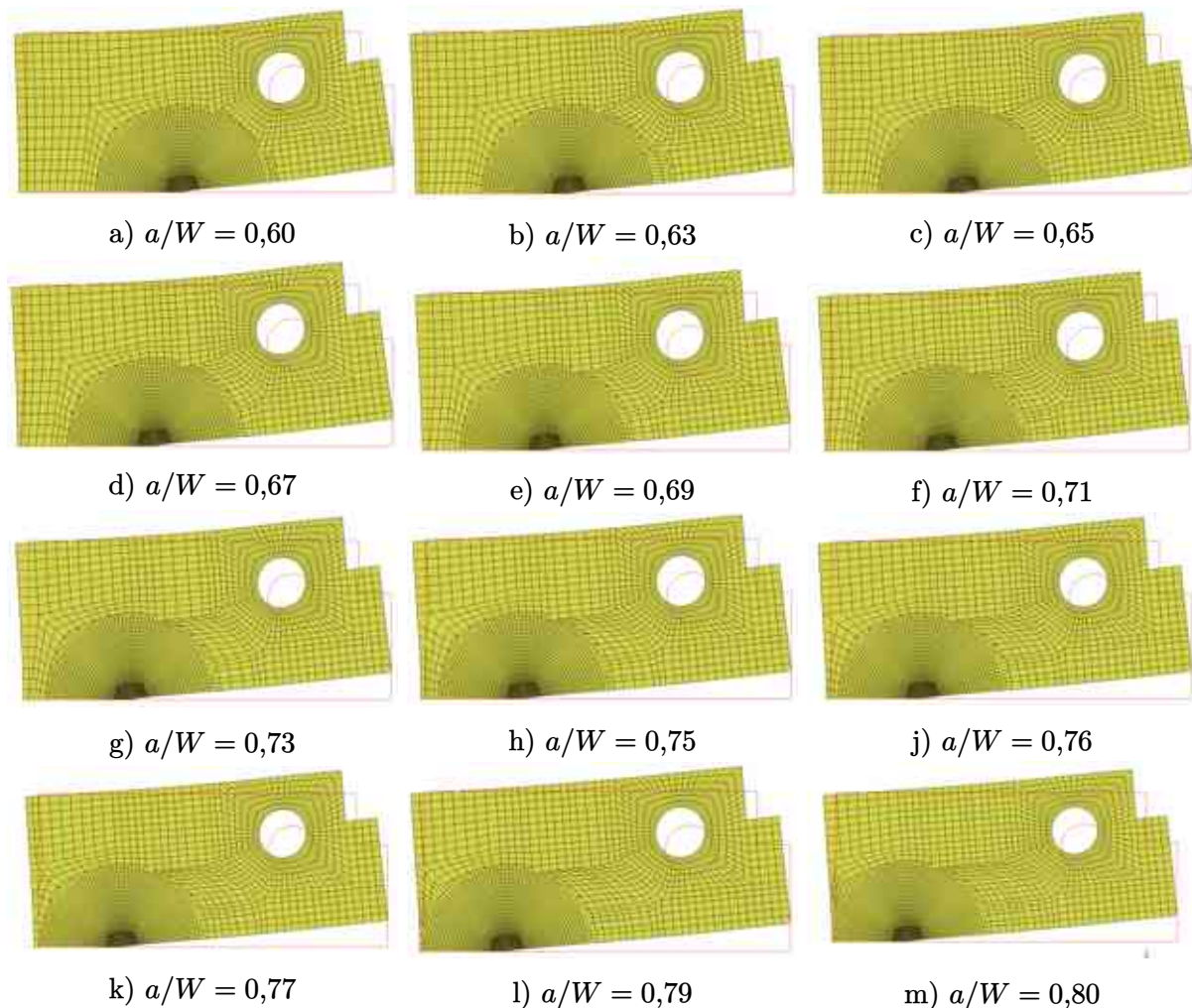
4.3. ábra. Hibrid CT próbatest dimenziói

A feszültségintenzitási tényező leírására szolgáló egyenlet létrehozásához végeselemes szimulációkat végeztem el az MSC.Marc Mentat szoftverben. 2D-s síkalakváltószós modellt hoztam létre, amelynél a lineárisan rugalmas anyagmodellt alkalmaztam. Ehhez 205 GPa-t adtam meg a rugalmassági modulusnak, és 0,3-et a Poisson-tényezőnek. Peremfeltételnek egy y irányú szimmetria feltételt, egy x irányú megfogást és terhelésképpen y irányú elmozdulást adtam meg. Ezeket a 4.4. ábra szemlélteti.



4.4. ábra. Alkalmazott peremfeltételek

Ezt követően a repedés hosszának a tartományát határoztam meg. A CT próbatest esetében a 4.1. ábrán szemléltetett W mérethez viszonyítva az a/W aránynak 0,45 és 0,55 közé kell esnie. A 4.3. ábrán látható próbatest esetében az a/W arányt 0,6 és 0,8 közé vettem fel. Összesen 16 db a/W arány esetén végeztem el a szimulációkat, ezek közül 12 verzió a 4.5. ábrán látható.

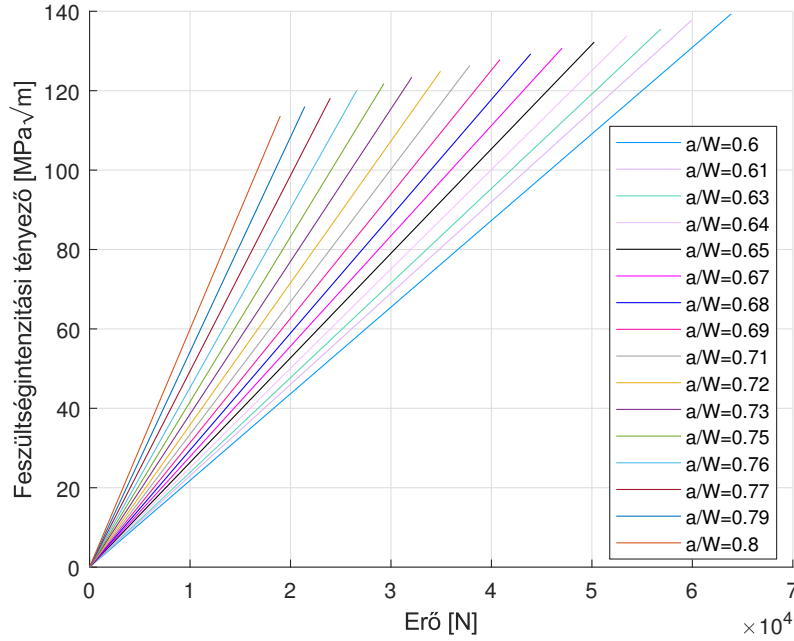


4.5. ábra. Hibrid 1T CT próbatest alakváltozása különböző repedésméreték esetén

A szimulációk eredményeképpen a feszültségintenzitási tényező értéke adott a/W arány esetén meghatározható. A szimulációkból kapott feszültségintenzitási tényező-erő görbéket a 4.6. ábra mutatja be összegezve, ahol a görbék egy-egy a/W értékhez tartoznak.

Ezt követően a szimulációból kapott görbékre a CT próbatesteknél alkalmazott K képlet alakjában illesztettem felületet. Ehhez a Matlab szoftvert alkalmaztam, amely segítségével görbék és felületek illeszthetők adott adathalmazokra. Ehhez az úgynevezett „fit”, illesztési funkció alkalmazható, amelynél a következő modell típusok különböztethetők meg.

- Lineáris és nemlineáris regresszió: görbék vagy felületek illesztése lineáris és nemlineáris előre definiált modellekkel és egyéni egyenletekkel.
- Interpoláció: interpoláló görbék vagy felületek illesztése, ismert adatpontok közötti értékek becslése.



4.6. ábra. Hibrid 1T CT próbatest feszültségintenzitási tényezője a terhelési erő függvényében

- Simítás: illesztés simító görbék és lokalizált regresszió segítségével, adatok simítása mozgóátlaggal és más szűrőkkel.
- Illesztés utófeldolgozása: ábrázolás, kiugró értékek, maradékok, konfidenciaintervallumok, validálási adatok, integrálok és deriváltak meghatározása.

A lineáris és a nemlineáris regresszió esetében a következő modellek közül lehet választani: polinomiális modellek, exponenciális modellek, Fourier-sorozat, Gauss-modellek, teljesítményszorozat, racionális polinomok, szinuszok összege modellek, Weibull-eloszlások, egyéni modellek.

Mivel az eszköztár könyvtára nem tartalmazta a kívánt parametrikus egyenletet, ezáltal egy saját egyéni egyenletet hoztam létre, amelynek a 4.1. egyenlet alapján a következő alakot adtam meg:

$$K = \frac{P}{B \cdot W^{1/2}} \cdot \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[b + c \left(\frac{a}{W}\right) + d \left(\frac{a}{W}\right)^2 + e \left(\frac{a}{W}\right)^3 + f \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right]. \quad (4.3)$$

Az adatok illesztésekor a legkisebb négyzetek módszerét használtam. Az illesztéshez egy parametrikus modellre van szükség, amely a válasz adatokat egy vagy több együtthatóval kapcsolja az előrejelző adatokhoz. Az illesztési folyamat eredménye a modell együtthatóinak becslése. Az együtthatóbecslések elvégzéséhez a legkisebb négyzetek módszere a maradékok összegzett négyzetét minimalizálja. Az i -edik r_i adatpontra vonatkozó maradványt az y_i megfigyelt válaszárték és az \hat{y}_i illesztett válaszárték közötti különbségként lehet meghatározni, és az adatokhoz kapcsolódó hibaként azonosítani:

$$r_i = y_i - \hat{y}_i. \quad (4.4)$$

A maradványok négyzetének az összegét pedig a következő képlet adja meg:

$$S = \sum_{i=1}^n R_i^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2, \quad (4.5)$$

ahol n az illesztés során figyelembe vett adatpontok száma és S a hibanégyzetek összegének becslése. A legkisebb négyzetek illesztésnek további típusai különböztethetők meg, amelyek a következők:

- lineáris legkisebb négyzetek,
- súlyozott lineáris legkisebb négyzetek,
- robusztus legkisebb négyzetek,
- nemlineáris legkisebb négyzetek.

Ezek közül mivel az általam választott egyenlet nemlineáris, ezért a nemlineáris legkisebb négyzetek módszert alkalmaztam. Mátrix formájában a nemlineáris modelleket a következő képlet adja meg:

$$y = f(X, \beta) + \varepsilon, \quad (4.6)$$

ahol:

- y a válaszok $(n \times 1)$ vektora,
- f a β és X függvénye,
- β az együtthatók $(m \times 1)$ vektora,
- X a modell $(n \times m)$ tervezési mátrixa,
- ε a hibák $(n \times 1)$ vektora.

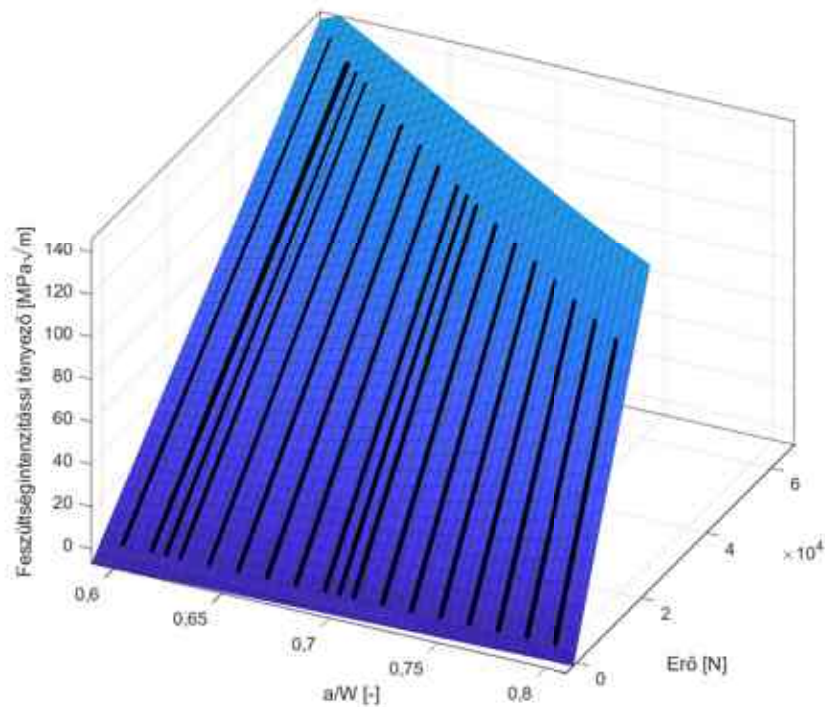
A nemlineáris modelleket nehezebb illeszteni, mint a lineáris modelleket, mivel az együtthatókat nem lehet egyszerű mátrixtechnikákkal becsülni. Ehelyett iteratív megközelítésre van szükség, amely az alábbi lépéseket követi.

1. Az egyes együtthatók kezdeti becslése: egyes nem lineáris modellekhez heurisztikus megközelítés adható meg, amely észszerű kiindulási értékeket eredményez. Más modellek esetében a $[0,1]$ intervallumon belüli véletlen értékeket szükséges megadni.
2. Az aktuális együtthatókra illesztett görbe elkészítése, ahol az \hat{y} illesztett válaszértéket a következő egyenlet adja meg: $\hat{y} = f(X, \beta)$, és magában foglalja az $f(X, \beta)$ Jakobi-mátrixának kiszámítását, amelyet az együtthatókra vonatkozó parciális deriváltak mátrixaként lehet meghatározni.
3. Együtthatók beállítása, és annak megállapítása, hogy javul-e az illeszkedés. A kiigazítás iránya és nagysága az illesztési algoritmustól függ. Az eszköztár biztosítja ezeket az algoritmusokat.

- Megbízhatósági régió: ez az alapértelmezett algoritmus, és akkor használható, ha együttható korlátok adottak. Az összetett nemlineáris problémákat hatékonyabban tudja megoldani, mint a többi algoritmus.
- Levenberg-Marquardt algoritmus: ezt az algoritmust már évek óta használják, és a nemlineáris modellek és kiindulási értékek széles skáláján a legtöbbször sikerrel alkalmazott módszer.

4. Folyamat ismétlése a 2. lépéshez való visszatéréssel addig, amíg az illesztés el nem éri a megadott konvergenciakritériumokat.

Ezen ismereteket figyelembe véve elvégeztem a különböző méretű, hibrid próbatesteknél meghatározott görbékre a felületillesztéseket. Az 1T méretű próbatest esetén a görbékre illesztett felületet a 4.7. ábra szemlélteti. A többi dimenzióra vonatkozó ábrák megtalálhatók a C. mellékletben.



4.7. ábra. hibrid 1T CT próbatest K - F görbéire illesztett felület

A program segítségével meghatároztam mindegyik dimenzió (1T, 0,5T, 0,25T és 0,16T) esetében az egyes paramétereknél (b , c , d , e , f) megengedhető minimális és maximális értékeket, továbbá ezek átlagát, amelyeket a 4.4. táblázat ismertet.

4.4. táblázat. Az (4.3) egyenlet paramétereinek illesztett értékei

Paraméter	minimum				maximum				átlag			
	1T	0,5T	0,25T	0,16T	1T	0,5T	0,25T	0,16T	1T	0,5T	0,25T	0,16T
b	-0,151	-0,212	-0,225	-0,225	-0,046	-0,102	-0,103	-0,083	-0,098	-0,157	-0,164	-0,153
c	0,819	1,137	1,145	1,145	1,427	1,766	1,848	1,836	1,123	1,451	1,497	1,431
d	-3,520	-4,229	-4,412	-4,412	-2,207	-2,872	-2,897	-2,632	-2,863	-3,551	-3,654	-3,508
e	2,367	2,983	3,010	3,010	3,622	4,280	4,459	4,425	2,994	3,631	3,735	3,589
f	-1,345	-1,574	-1,639	-1,639	-0,897	-1,110	-1,121	-1,026	-1,121	-1,342	-1,380	-1,325

Végezetül annak érdekében, hogy a feszültségintenzitási tényező meghatározására alkalmazható képlet mindegyik próbatest méret esetén használható legyen, szükség volt a paraméterek egységesítésére. Ezen célból a paraméterek minimális értékei közül a maximális értéket, míg a maximális értékei közül a minimális értéket vettem, majd ezt követően meghatároztam ezek átlagát. Ezáltal a 4.3. egyenlet átalakításával a feszültségintenzitási tényező a terhelési erő és az a/W arány függvényeként a következő alakban írható fel:

$$K = \frac{P}{B \cdot W^{1/2}} \cdot \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \cdot \left[-0,1273 + 1,286 \cdot \frac{a}{W} - 3,2085 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 3,316 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 1,233 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right]. \quad (4.7)$$

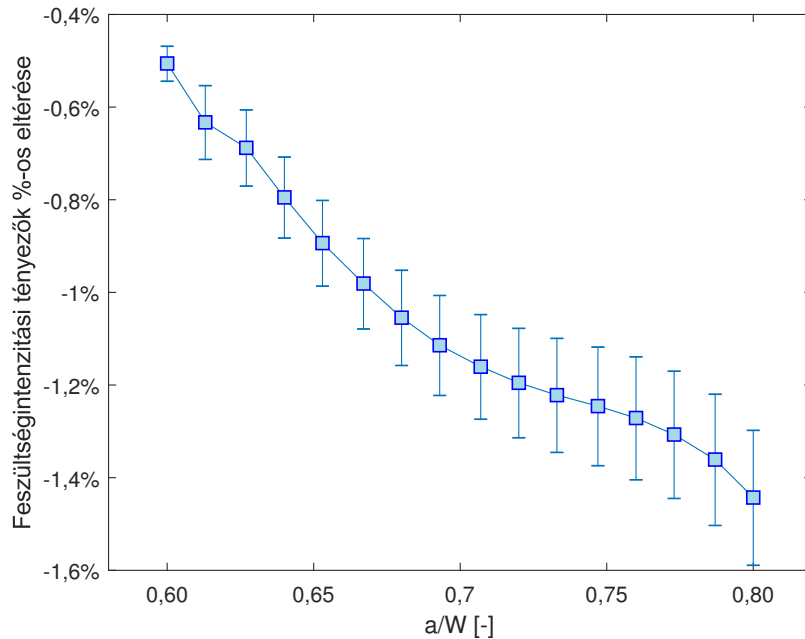
Az így kapott képlet megfelelőségének ellenőrzésére az egyes dimenziók esetében meghatároztam a feszültségintenzitási tényező értékét, ahol bemenő paraméterként a szimulációból kapott erő értékeket használtam fel. Ezt követően vettem a szimulációval és a képlettel meghatározott feszültségintenzitási tényező értékeket, és meghatároztam ezek százalékos eltérését, amelyet a szimulációból származó eredményhez hasonlítottam. Az egyes dimenziók esetében a 4.5. táblázat mutatja be, hogy melyik a/W értéknél volt a legnagyobb az értékek közötti különbség.

4.5. táblázat. A (4.7) összefüggés segítségével számított értékek validálása

Paraméterek	1T	0,5T	0,25T	0,16T
a/W	0,8	0,8	0,8	0,8
$K_{\text{szimuláció}}$	0,2842	0,4019	0,5684	0,7105
$K_{\text{képlet}}$	0,2797	0,3955	0,5593	0,6991
Százalékos eltérés	-1,59%	-1,59%	-1,59%	-1,60%

A táblázat jól szemlélteti, hogy a legnagyobb eltérés abszolút értéke mindössze 1,6%. Tovább elemezve az adatokat, a 4.8. ábra a képlet és szimuláció segítségével meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos különbségét szemlélteti az a/W arány függvényében, az 1T próbatest esetében. Ebből jól látható, hogy a képlettel meghatározott értékek minden esetben alulbecsülik a végeelemes analízisből származó eredményeket. Továbbá minél magasabb az

a/W értéke annál nagyobb az eltérés tartománya, amely a 0,5T, 0,25T és 0,16T méretű próbatesteknél jobban kirajzolódik. Az ezekre vonatkozó diagramokat a C. melléklet C.4-C.5. ábrái szemléltetik. Az eltérések 0,6-es a/W esetében a különbségek mindössze 0,08%-os tartományban mozognak, míg 0,8-es a/W esetén ez az érték 0,29%-ra növekszik. Hasonló tendenciát mutatnak a 0,5T, a 0,25T és a 0,16T méretű próbatestek is.



4.8. ábra. hibrid 1T CT próbatest esetén képlettel és szimulációval meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos eltérése

Azonban megállapítható, hogy ezen értékek elhanyagolható különbséget jelentenek, ezáltal a képlet a hibrid CT próbatest esetében jól alkalmazható a feszültségintenzitási tényező meghatározására. Az általam kidolgozott összefüggéssel későbbiekben adott erőhöz tartozó feszültségintenzitási tényező meghatározása végeselemes szimuláció nélkül is lehetséges.

5. Tézisek - új tudományos eredmények

T.1 Létrehoztam a Gurson-Tvergaard-Needleman-féle (GTN) károsodási paraméterek meghatározására szolgáló új módszert, amellyel a mesterséges neurális háló alkalmazásával kis-méretű lapos próbatestekből is megállapíthatók a GTN tényezők. A kidolgozott módszer gyakorlati használhatóságát a 15H2MFA minőségű, a VVER440 reaktortartályok készítésére használt, nem besugárzott állapotú acélon végzett vizsgálattal bizonyítottam. [P3, P4]

Paraméter	Érték
q_1	1,5
q_2	1
f_0	0,0008
f_c	0,1591
f_f	0,4035
ε_n	0,1803
S_n	0,05
f_n	0,0099

T.2 A GTN modell paramétereivel módosítva a virtuális repedészárési (VCCT) módszert egy új modellt dolgoztam ki a törési szívósság becslésére. A kidolgozott módszer gyakorlati alkalmazhatóságát az 15H2MFA minőségű acélból készült 1T CT és 0,16T CT próbatestek kísérleti vizsgálatával és numerikus modellezésével bizonyítottam. Az általam kidolgozott módszerrel a numerikus szimuláció időszükséglete átlagosan 90%-kal csökkent. [P3, P4]

T.3 Javasoltam egy - a szakirodalomban eddig nem említett - olyan új típusú törésmechanikai próbatestet feszültségkorróziós repedés terjedésének a vizsgálatára, amely a CT és a DCB típusú kialakítások előnyeit foglalja magába. Ezáltal a próbatest előkészítése és előfeszítése is egyszerűen kivitelezhető. Továbbá a próbatest előfeszítésének egyszerűsítése érdekében meghatároztam az 1T-0,16T közötti méretarányok esetében a próbatestre vonatkozó feszültségintenzitási tényező képletét a következő alakban:

$$K = \frac{P}{B \cdot W^{1/2}} \cdot \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \cdot \left[-0,1273 + 1,286 \cdot \frac{a}{W} - 3,2085 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 3,316 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 1,233 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right].$$

A kidolgozott vizsgálati eljárás gyakorlati alkalmazhatóságát a VEIKI Energia+ Energetikai Fejlesztő, Kivitelező Kft.-ben X6CrNiTi18-10 ausztenites acél és S235 ferrites acélon elvégzett vizsgálatokkal bizonyítottam. [P1, P5]

T.4 Új modellt javasoltam a feszültségkorróziós repedésterjedés körülményeinek szimulálására azzal, hogy a virtuális repedészárási technika hajtóerejét a Shoji és társai által létrehozott feszültségkorróziós repedésterjedési sebességére módosítottam. E módszerrel a repedésterjedés sebessége előre jelezhető. Az általam kidolgozott szimuláció gyakorlati alkalmazhatóságát irodalmi adatok felhasználásával bizonyítottam. [P1, P2]

6. Összefoglalás

A disszertációm első részében röviden összefoglaltam az általam vizsgált két téma esetén releváns tudományos eredményeket, amelyet az 1. fejezetben egy irodalmi összefoglaló követett. A témám egyik fő részét a törésmechanikai modellek szimulációs alkalmazási lehetőségei adta, ezért összegyűjtöttem a jelenleg ismert, főbb törésmechanikai modelleket, amelyekben részleteztem az egyes módszerek előnyeit és alkalmazási lehetőségeit.

Dolgozatom második részében a feszültségkorróziós repedés típusait, repedésterjedési modelljeit és vizsgálati módszereit tekintetem át a szakirodalmi adatok, ismeretek felhasználásával.

A dolgozatom harmadik fejezetében a GTN paramétereinek ANN-módszerrel történő meghatározását mutattam be kisméretű lapos próbatesteken, szemben az általánosan használt kisméretű hengeres próbatestekkel. A lapos próbatestek előnye nem csupán a megmunkálási technológiából és a kevesebb anyagfelhasználásból adódik, hanem számos felületi és fémtani vizsgálatot is lehetővé tesz. Amint az eredmények is mutatják, ezzel a próbatesttel is meghatározható a GTN paraméterkészlet, amelyeket különböző oldalbemetszésű próbatestekkel, valamint szabványos és miniatürizált CT próbatestekkel igazoltam. A mini CT próbatestek esetében a geometria méretének hatását is ellenőriztem, és megállapítottam, hogy az előrepszítés kivitelezésének módja (átlagos vs. valós) nagy hatással van a végső erő-elmozdulás görbére. Emellett a geometria mérete is hatással van rá, és ez részletesebb vizsgálatokat igényel. Ezt követően bemutattam az általam módosított VCCT módszert, amely egyik nagy előnye, hogy a repedés nem elemek eltüntetése során terjed, hanem a beállított kritikus károsodási érték elérésekor szétnyitja a hálót, így a repedéscsúcs folyamatos változtatásával lehetővé válik a J-integrál folyamatos kiértékelése. A módszer nagy pontossággal képes kiszámítani a J-integrált, amely nem szabványos esetekre is jól alkalmazható, például a bemutatott miniatürizált CT próbatest esetében, ahol az eredmények közötti különbség mindössze 6% volt.

A negyedik fejezet a feszültségkorróziós repedés mérésére szolgáló új hibrid CT próbatestet mutatja be, amelyen feszültségkorróziós vizsgálatokat végeztem el. Továbbá az elméleti részben ismertetett FRI modell végeeselemes szimulációba történő implementálását is szemléltettem. Az eredmények jó egyezést mutattak a szakirodalomban található értékekkel.

Végezetül az utolsó fejezetben a hibrid CT próbatest előfeszítéséhez létrehoztam a próbatestre vonatkozó feszültségintenzitási tényező meghatározására szolgáló kifejezést, amely alapját a CT próbatestekhez használt összefüggés adta. A képlettel kapott eredmények kis mértékben alulbecsülik a szimulációból kapott feszültségintenzitási tényező értékeket, azonban a legnagyobb eltérés is mindössze 1,6% volt, ezáltal az adott erőhöz tartozó feszültségintenzitási tényező meghatározása végeeselemes szimuláció alkalmazása nélkül is lehetségessé vált.

7. Fejlesztési lehetőségek

A kisméretű próbatestekből származó eredmények megbízhatóságának vizsgálatához szükséges nagyobb számú próbatesteken elvégezni a kísérleteket. Ezzel meghatározható lehet az eljárás reprodukálhatósága és ellenőrizhető az eredmények szórása.

A VCCT szimulációkból származó eredmények további mérethatasának a meghatározásához 6T CT próbatesteken való vizsgálatok elvégzésére van szükség, mivel a nukleáris iparban jelenlévő berendezések esetében az anyag minősítése ezzel a típusú próbatesttel valósítható meg.

A VCCT modell egyik fő előnye, hogy a repedés nem akkor terjed, amikor a szimulációból elemeket távolítanak el, hanem a beállított kritikus károsodási érték elérésekor megnyitja a hálót, lehetővé téve a J-integrál folyamatos kiértékelését a repedés csúcsának folyamatos változtatásával. A jövőbeni munkában ezen módszer továbbfejlesztését tervezem, hogy a szívós-rideg átmeneti zóna szimulációjára is alkalmazható legyen. Ehhez azonban a meghatározott GTN paraméterek mellett a rideg törés jellemzésére szolgáló modellekből egy olyan módszer kiválasztása szükséges, amelynek paraméterei a szimulációba beépíthetők. Ezt követően a szimulációkat több hőmérsékleten is el kell végezni. Ez a módszer jó lehetőséget nyújthat egy adott anyag átmeneti hőmérsékletének becslésére, azonban ehhez további vizsgálatokra és szimulációs fejlesztésekre van szükség.

A feszültségkorróziós repedés esetében a bemutatott szimulációs módszer jó alapot képezhet egy következő kutatási feladatban, azonban jelenleg az SCC terjedésének végeselemes szimulációval történő elemzése csak 2D-s modell esetén alkalmazható. A kutatás következő lépése a létrehozott szubrutin továbbfejlesztése, amellyel a szimulációk 3D-ben is megvalósíthatók. Ezzel komplex berendezések esetében is meghatározhatóvá válhat a maradó élettartam.

Végezetül, a kialakított új típusú hibrid CT próbatest feszültségkorróziós repedés vizsgálatára bizonyítottan alkalmas. Továbbfejlesztési terveim között szerepel a próbatest alkalmazása más környezetben terjedő repedéstípusok vizsgálatánál, mint például a hidrogén okozta repedés esetén. Továbbá, az új típusú próbatest szabványosítása is egyik további céлом közé tartozik.

Köszönetnyilvánítás

Köszönettel tartozom témavezetőimnek, Dr. Szávai Szabolcsnak és Prof. Dr. Siménfalvi Zoltánnak, akik fáradságot nem ismerve, kitartóan támogattak munkám során, akikhez bármikor fordulhattam szakmai kérdésekben a precíz, gyors és pontos válasz reményében.

Szeretnék köszönetet mondani az Energetikai és Vegyipari Gépészeti Intézet összes munkatársának a doktori képzésem alatt nyújtott támogatásukért, különösen Dr. Mikáczó Viktóriának és Dr. Kállai Viktóriának. Köszönettel tartozom a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. Anyagvizsgálati Osztályának, továbbá Szerkezetintegritás és Gyártástechnológia Osztályának, különösen Bézi Zoltánnak, akihez mindig fordulhattam a végeselemes szimulációk esetében felmerülő kérdéseimmel, és saját szabadidejét rám szánva segített a megfelelő irányt megtalálni a kutatási témámban. Továbbá köszönettel tartozom Juhász-Erdei Rékának és Ungár Péternek, akik szakmai hozzáértésükkel segítették a kutatásom előrehaladását.

Végül, de nem utolsó sorban szeretném megköszönni a férjemnek, Pusztai Tamásnak, a családomnak és a barátaimnak a támogatásukat, segítségüket és a szünni nem akaró türelmüket, amiért végig mellettem álltak.

A disszertációhoz kapcsolódó publikációk

- [[P1] Spisák B.; Szávai Sz.; Gál A.: Feszültségkorróziós repedés vizsgálata egyedi próbatesttel, *Anyagvizsgálók Lapja* 4 pp. 18-23., 6 p. (2021)
- [[P2] Spisák B.; Szávai Sz.; Bézi Z. Feszültségkorróziós repedésterjedés vizsgálata In: Barabás, István (szerk.) XXX. Nemzetközi Gépészeti Konferencia - OGÉT Kolozsvár, Románia: Erdélyi Magyar Műszaki Tudományos Társaság (EMT) (2022) pp. 388-391., 4 p.
- [[P3] Bézi Z.; Spisák B.; Erdei R.; Szávai Sz.: Simulation of crack propagation using a GTN ductile damage model based on the virtual crack closure technique, *Procedia Structural Integrity* 47 pp. 646-653., 8 p. (2023)
- [[P4] Spisák B.; Bézi Z.; Erdei R.; Szávai, Sz.: Modification of VCCT method with implementation of GTN model for the determination of J-integral, *Procedia Structural Integrity* 48 pp. 326-333., 8 p. (2023)
- [[P5] Spisák B.; Szávai, Sz.: Feszültségintenzitási tényező összefüggésének meghatározása hibrid CT próbatesthez, *Anyagvizsgálók Lapja* (megjelenés alatt)
- [[P6] Spisák, B.; Szávai, Sz.; Siménfalvi, Z.: Ferrites acél Gurson paramétereinek meghatározása végeelem szimuláció segítségével, XXVII. Nemzetközi Gépészeti Konferencia OGÉT 2019 Nagyvárad, Románia: Erdélyi Magyar Tudományos Társaság, pp. 497-500., 4 p. (2019)
- [[P7] Spisák B.; Szávai Sz.: Mechanisms of stress corrosion cracking In: Kékesi, Tamás (szerk.) MultiScience - XXXIII. microCAD International Multidisciplinary Scientific Conference Miskolc-Egyetemváros, Magyarország: Miskolci Egyetem pp. 1-7. Paper: D3-8 , 7 p. (2019)
- [[P8] Spisák B.; Szávai Sz.; Siménfalvi Z.: A feszültségkorrózió bemutatása és vizsgálati módszereinek összefoglalása In: Vadászné, Bognár Gabriella; Piller, Imre (szerk.) Doktoranduszok fóruma 2018: Gépészmérnöki és Informatikai Kar szekciókiadványa Miskolc, Magyarország: Miskolci Egyetem 120 p. pp. 96-101. , 6 p. (2019)
- [[P9] Spisák B.; Siménfalvi Z.; Szávai Sz.; Bézi Z.: Numerical simulation methods of stress corrosion cracking In: Szita Tóthné, Klára; Jármái, Károly; Voith, Katalin (szerk.) Solutions for Sustainable Development: Proceedings of the 1st International Conference on Engineering Solutions for Sustainable Development, (ICESSD 2019) London, Egyesült Királyság/Anglia: CRC Press 394 p. pp. 86-93., 8 p. (2020)

Ábrák jegyzéke

1.	A törésmechanika lokális megközelítésén alapuló publikációk darabszáma	2
2.	A törésmechanika lokális megközelítésén alapuló publikációk darabszáma	2
3.	a) Korróziós és feszültségkorróziós témában megjelent cikkek darabszáma b) Feszültségkorróziós cikkek aránya a korróziós témában megjelent cikkekhez képest	3
1.1.	Képlékeny alakváltozás menete	6
1.2.	Repedéskinyílási módok [2]	8
1.3.	A repedés csúcsa körüli Γ integrálási útvonal [6]	11
1.4.	A képlékeny és az rugalmas terület meghatározása a J számításához [7]	12
1.5.	VCCT technika elvi működése [10]	16
1.6.	ANN felépítése	18
1.7.	Feszültségkorróziós repedés típusai a) IGSCC, b) TGSCC [50]	28
1.8.	Feszültségkorróziós repedés szakaszai	30
1.9.	Feszültség változása az idő függvényében, a) állandó elmozdulás b) állandó terhelés esetén [53]	32
1.10.	A nukleáris iparban alkalmazott szerkezeti anyagok esetén a repedés csúcsában az elektrokémiai környezet, anyag és mechanikai állapot sematikus ábrája [76]	36
2.1.	Bemetszett és bemetszetlen lapos szakító próbatestek geometriája	41
2.2.	A befogott próbatest és a felületén kialakított egyedi mintázat	41
2.3.	15H2MFA anyag folyásgörbéi kis méretű, lapos próbatestek vizsgálatából	42
2.4.	15H2MFA anyag folyásgörbéje a kis méretű, lapos próbatestek vizsgálataiból meghatározva	42
2.5.	Kisméretű bemetszett lapos próbatestek a) hálójá és b) az alkalmazott peremfeltételek	43
2.6.	Bemetszett próbatesteken meghatározott görbehalmazok a) 1 mm-es bemetszés b) 2 mm-es bemetszés	45
2.7.	a) A szimulált és a kísérleti erő-elmozdulás görbe összehasonlításához használt erő értékek és b) ANN szerkezetének ábrázolása, a hálózat bemeneteinek és kimeneteinek a bemutatása	45
2.8.	a) Az ANN teljesítményének ábrázolása az epoch számának függvényében b) A hálózati hibák eloszlása	46
2.9.	ANN-nel meghatározott GTN paraméterek alkalmazása az NT próbatesteken	47
2.10.	kimunkált 1T CT próbatestek	47
2.11.	1T CT próbatest geometriája	48
2.12.	1T CT próbatestes törésmechanikai vizsgálat elrendezése	48
2.13.	Peremfeltételek az 1T CT végeselemes modellhez	49
2.14.	0,16T CT próbatest és a befogó	49
2.15.	0,16T CT próbatest geometriája	50

2.16. 0,16T CT próbatest törésmechanikai vizsgálat elrendezése	50
2.17. Peremfeltételek a 0,16T CT végeelemes modellhez	51
2.18. Mérésből és szimulációból kapott eredmények N1 próbatest ($a_0 = 23,8$ mm) esetében a) Erő-elmozdulás diagram b) Töretfelület	52
2.19. Mérésből és szimulációból kapott eredmények N2 próbatest ($a_0 = 24,2$ mm) esetében	52
2.20. P1 próbatest repedéshosszai a vastagság mentén	53
2.21. Az a_0 beállítása a mini CT végeelemes modellekhez	54
2.22. A repedés alakjának és a geometriai méretek erő-elmozdulás görbére gyakorolt hatása	54
2.23. P1-es jelölésű mini-CT próbatest mérési és szimulációs eredménye a) Töretfelület b) Erő-elmozdulás diagram	55
2.24. Az adatminősítéshez használt konstrukciós vonalak meghatározása	58
2.25. Normál CT próbatest VCCT-hez alkalmazott végeelemes modellje	59
2.26. 1T CT mérési eredményének ASTM E1820-20 szabvány [7] szerinti kiértékelése .	60
2.27. 1T CT 3D-s szimulációs eredményének ASTM E1820-20 szabvány [7] szerinti kiértékelése	61
2.28. 1T CT 2D-s szimulációs eredményének ASTM E1820-20 [7] szabvány szerinti kiértékelése	61
2.29. Mini CT próbatest VCCT-hez alkalmazott végeelemes modellje	62
3.1. DCB próbatest méretei és végeelemes hálója	64
3.2. DCB próbatest erő elmozdulás görbéje	65
3.3. Vizsgálati próbatest geometriája	65
3.4. Próbatest előrepszítése	66
3.5. Végeelemes háló felépítése és alkalmazott peremfeltételek	67
3.6. a) Erő-feszültségintenzitási tényező diagram, b) Erő-elmozdulás diagram $a = 46$ mm esetében menetes próbamérésnél	67
3.7. Mérés és végeelemes szimuláció összehasonlítása	68
3.8. Előfeszített próbatest	68
3.9. Kapszula kialakítása	70
3.10. A mérőberendezés felépítése a) szigetelés nélkül, b) első réteg szigeteléssel	70
3.11. A mérőberendezés felépítése, a kapszulák szabadban elhelyezkedő része	71
3.12. a) Kapszula b) Kemence c) Hőmérők bekötése	71
3.13. S7 próbatest töret felületei	73
3.14. Feszültségkorróziós repedés szimulációjához alkalmazott végeelemes modell	75
3.15. Feszültségkorróziós repedés terjedési sebessége az idő függvényében	77
4.1. CT próbatest ISO 7539-6:2018 szabvány alapján [87]	78
4.2. DCB próbatest ISO 7539-6:2018 szabvány alapján [87]	79
4.3. Hibrid CT próbatest dimenziói	81
4.4. Alkalmazott peremfeltételek	81
4.5. Hibrid 1T CT próbatest alakváltozása különböző repedésméretek esetén	82

4.6. Hibrid 1T CT próbatest feszültségintenzitási tényezője a terhelési erő függvényében	83
4.7. hibrid 1T CT próbatest $K-F$ görbéire illesztett felület	85
4.8. hibrid 1T CT próbatest esetén képlettel és szimulációval meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos eltérése	87
A.1. Normál CT próbatestek töretfelületei	104
A.2. Mini CT próbatestek mérési és szimulációs eredményei	105
A.3. Mini CT próbatestek töretfelületei	106
B.1. R3 minta repedéshossza a 0. napon (felső kép); repedéshossza a 15. nap után (alsó kép), N=560x	110
B.2. R3 próbatest SEM felvételei 30 nap után	110
B.3. R5 minta repedéshossza a 0. napon (felső kép); repedéshossza a 15. nap után (alsó kép), N=560x	111
B.4. R5 próbatest SEM felvételei 30 nap után	111
B.5. R8 minta repedéshossza a 0. napon (felső kép); repedéshossza a 15. nap után (alsó kép), N=560x	112
B.6. R8 próbatest SEM felvételei 30 nap után	112
B.7. Ferrites próbatestek töretfelülete 21 nap után	113
C.1. Hibrid CT 0,5T próbatest K_I-F diagramjai	114
C.2. Hibrid CT 0,25T próbatest K_I-F diagramjai	114
C.3. Hibrid CT 0,16T próbatest K_I-F diagramjai	114
C.4. Hibrid CT próbatestek esetén képlettel és szimulációval meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos eltérése	115
C.5. Hibrid CT 0,16T próbatest esetén képlettel és szimulációval meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos eltérése	115

Táblázatok jegyzéke

1.1. FRI modellben szereplő paraméterek [81]	38
2.1. 15H2MFA kémiai összetétele tömegszázalékban	40
2.2. A GTN paraméterek érték tartományai	44
2.3. A GTN paraméterek optimalizált értékei	46
2.4. 0,16T CT próbatestek valós méretei	51
2.5. A szimulált 0,16CT mintadarabok geometriai méretei	53
2.6. A mért és számított törési szívósság értékek	62
3.1. A VVER440 típusú atomerőműnek a gőzfejlesztőnél használt anyagok kémiai összetétele	63
3.2. Az átmeneti varrat alapanyagának anyagminőségei és tulajdonságai	63
3.3. Vizsgálati terv	72
3.4. Repedéshossz változása 15 napot követően	73
3.5. Feszültségkorróziós foltok méretei a törésmechanikai szabványoknak megfelelően 9 pontban mérve	74
3.6. Szekunderkörülmények között vizsgált ferrites próbatestek eredményeinek összefoglalása, autokláv berendezésben eltöltött idő 21 nap	74
3.7. Szimulált és irodalmi repedésterjedési sebesség értékek összevetése	76
4.1. CT próbatest jelölései	79
4.2. DCB próbatest jelölései	79
4.3. Hibrid CT próbatestek méretei	80
4.4. Az (4.3) egyenlet paramétereinek illesztett értékei	86
4.5. A (4.7) összefüggés segítségével számított értékek validálása	86
A.1. Mini CT próbatestek repedésméretei	104
B.1. Próbatestek fontosabb adatai az előreperesztést követően	107
B.2. Próbatestek előfeszítési paraméterei	108
B.3. Szimulációs eredmények	109
B.4. Ferrites próbatestek repedéshossz méretei	109

Irodalomjegyzék

- [1] A. Pineau. Global and local approaches of fracture - transferability of laboratory test results to components. In *Topics in Fracture and Fatigue*, pages 197–234. Springer New York, 1992.
- [2] H. Blumenauer and G. Pusch. *Műszaki törésmechanika*. Műszaki Könykiadó, 1987.
- [3] G. R. Irwin. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, 24(3):361–364, 1957.
- [4] P. Kumar. *Elements of Fracture Mechanics*. McGraw-Hill Education, New York, 1st edition edition, 2009.
- [5] G. P. Cherepanov. Crack propagation in continuous media. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 31(3):503–512, 1967.
- [6] J. R. Rice. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 35(2):379–386, 1968.
- [7] ASTM E1820-20. Standard test method for measurement of fracture toughness.
- [8] A. L. Gurson. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I-yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99(1):2–15, 1977.
- [9] P. Packo and T. Uhl. Multiscale approach to structure damage modelling. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2011.
- [10] A. Corigliano, S. Mariani, and B. Orsatti. Identification of Gurson-Tvergaard material model parameters via Kalman filtering technique. I. Theory. *International Journal of Fracture*, 104(4):349–373, 2000.
- [11] T. Pardoen, I. Doghri, and F. Delannay. Experimental and numerical comparison of void growth models and void coalescence criteria for the prediction of ductile fracture in copper bars. *Acta Materialia*, 46(2):541–552, 1998.
- [12] A. Needleman and V. Tvergaard. An analysis of ductile rupture in notched bars. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 32(6):461–490, 1984.
- [13] C. C. Chu and A. Needleman. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102(3):249–256, 1980.
- [14] M. Achouri, G. Germain, P. D. Santo, and D. Saidane. Experimental characterization and numerical modeling of micromechanical damage under different stress states. *Materials & Design*, 50:207–222, 2013.
- [15] R. Yan, H. Xin, and M. Veljkovic. Identification of GTN damage parameters as a surrogate model for S355. In *Proceedings of the 17th International Symposium on Tubular Structures (ISTS17)*. Research Publishing Services, 2019.
- [16] A. Corigliano. Damage and fracture mechanics techniques for composite structures. In *Comprehensive Structural Integrity*, pages 459–539. Elsevier, 2003.
- [17] R. Krueger. Virtual crack closure technique: History, approach, and applications. *Applied Mechanics Reviews*, 57(2):109–143, 2004.
- [18] A. M. Turing. I. computing machinery and intelligence. *Mind*, 59(236):433–460, 1950.
- [19] H. Abdi, D. Valentin, B. Edelman, and A. J. O'Toole. A Widrow-Hoff learning rule for a

- generalization of the linear auto-associator. *Journal of Mathematical Psychology*, 40(2):175–182, 1996.
- [20] David J. C. MacKay. A practical Bayesian framework for backpropagation networks. *Neural Computation*, 4(3):448–472, 1992.
- [21] K. Kumar, A. Pooleery, K. Madhusoodanan, R. N. Singh, J. K. Chakravartty, B. K. Dutta, and R. K. Sinha. Use of miniature tensile specimen for measurement of mechanical properties. *Procedia Engineering*, 86:899–909, 2014.
- [22] L. Zhang, W. Harrison, M. A. Yar, S. G. R. Brown, and N. P. Lavery. The development of miniature tensile specimens with non-standard aspect and slimness ratios for rapid alloy prototyping processes. *Journal of Materials Research and Technology*, 15:1830–1843, 2021.
- [23] H. K. D. H. Bhadeshia. Neural networks in materials science. *ISIJ International*, 39(10):966–979, 1999.
- [24] Z. Guo, S. Malinov, and W. Sha. Modelling beta transus temperature of titanium alloys using artificial neural network. *Computational Materials Science*, 32(1):1–12, 2005.
- [25] H. Aguir and H. Marouani. Gurson-Tvergaard-Needleman parameters identification using artificial neural networks in sheet metal blanking. *International Journal of Material Forming*, 3(S1):113–116, 2010.
- [26] F. Abbassi, T. Belhadj, S. Mistou, and A. Zghal. Parameter identification of a mechanical ductile damage using artificial neural networks in sheet metal forming. *Materials Design*, 45:605–615, 2013.
- [27] T. D. Shikalgar, B. K. Dutta, and J. Chattopadhyay. Analysis of p-SPT specimens using Gurson parameters ascertained by artificial neural network. *Engineering Fracture Mechanics*, 240:107324, 2020.
- [28] Y. Chahboub, S. Szabolcs, and H. Aguir. Determination of GTN parameters using artificial neural network for ductile failure. In *Solutions for Sustainable Development*, pages 1–8. CRC Press, sep 2019.
- [29] C. P. Guan and H. P. Jin. Determination of residual stress and strain-hardening exponent using artificial neural networks. *Advanced Materials Research*, 472-475:332–335, 2012.
- [30] B. Paermentier, D. Debruyne, and R. Talmi. A machine learning based sensitivity analysis of the GTN damage parameters for dynamic fracture propagation in X70 pipeline steel. *International Journal of Fracture*, 227(1):111–132, 2021.
- [31] M. Shafaie, M. Khademi, M. Sarparast, and H. Zhang. Modified GTN parameters calibration in additive manufacturing of Ti-6Al-4 V alloy: a hybrid ANN-PSO approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 123(11-12):4385–4398, 2022.
- [32] E. Lucon, M. Scibetta, R. Chaouadi, E. van Walle, and S. W. Dean. Use of miniaturized compact tension specimens for fracture toughness measurements in the upper shelf regime. *Journal of ASTM International*, 3(1):13235, 2006.
- [33] J. Dzugan, P. Konopik, and M. Rund. Fracture toughness determination with the use of miniaturized specimens. In *Contact and Fracture Mechanics*. InTech, may 2018.
- [34] K. Wallin. The scatter in KIC-results. *Engineering Fracture Mechanics*, 19(6):1085–1093, 1984.

- [35] ASTM E1921-22a. Standard test method for determination of reference temperature, t_0 , for ferritic steels in the transition range, 2023.
- [36] A. Bandura, S. Bubyakin, D. Erak, M. Korshunov, E. Vasileva, and D. Zhurko. The potential for use of mini CT specimens in obtaining the fracture toughness characteristics of 15Kh2NMFA steel. In *6th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, 2022.
- [37] M. Sánchez, S. Cicero, M. Kirk, E. Altstadt, W. Server, and M. Yamamoto. Using mini-CT specimens for the fracture characterization of ferritic steels within the ductile to brittle transition range: A review. *Metals*, 13(1):176, 2023.
- [38] M. Li, R. Chaouadi, I. Uytendhouwen, and T. Pardoën. Size correction scheme to determine fracture toughness with mini-CT geometry in the transition regime. *Engineering Fracture Mechanics*, 290:109486, 2023.
- [39] R. W. Staehle. Historical views on stress corrosion cracking of nickel-based alloys. In *Stress Corrosion Cracking of Nickel Based Alloys in Water-cooled Nuclear Reactors*, pages 3–131. Elsevier, 2016.
- [40] S. H. Bush and A. D. Chockie. An overview of stress corrosion in nuclear reactors from the late 1950s to the 1990s. Technical report, IAEA, Sweden, 1996. SKI-R-96-24.
- [41] S. S. Hwang, S. W. Kim, and H. P. Kim. PWSCC of alloy 600 CRDM in PWRs-history, repair, examination. Proceedings of the KNS 2013 spring meeting, Republic of Korea, 2013. KNS.
- [42] P. Dong and F. W. Brust. Welding residual stresses and effects on fracture in pressure vessel and piping components: A millennium review and beyond. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 122(3):329–338, 2000.
- [43] IAEA, editor. *Dissimilar Metal Weld Inspection, Monitoring and Repair Approaches, IAEA-TECDOC-1852*. Number 1852 in TECDOC Series. International Atomic Energy Agency, Vienna, 2018.
- [44] W. C. Dong, D. B. Gao, and S. P. Lu. Numerical investigation on residual stresses of the safe-end/nozzle dissimilar metal welded joint in CAP1400 nuclear power plants. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 32(5):618–628, 2018.
- [45] L. Junek, L. Jurasek, Z Čančura, M. Ernestová, and Z. Skoumalová. Degradation mechanism of dissimilar metal weld joints on steam generator collectors VVER 440MW type. *Key Engineering Materials*, 741:134–137, 2017.
- [46] A. A. Csontos, D. L. Rudland, D. J. Shim, H. Xu, and G. Wilkowski. Flaw evaluation of Wolf-Creek pressurizer nozzle indications. 13th International conference on environmental degradation of materials in nuclear power systems, Canada, 2007. Canadian Nuclear Society. Materials Science.
- [47] T. K. Yeh, G. R. Huang, M. Y. Wang, and C. H. Tsai. Stress corrosion cracking in dissimilar metal welds with 304l stainless steel and alloy 82 in high temperature water. *Progress in Nuclear Energy*, 63:7–11, 2013.
- [48] C Moyer. EDF stress corrosion cracking operating experience discussion, 2022.
- [49] Stress corrosion: presence of a deep crack on the safety injection system of reactor 1 of the

- Penly nuclear power plant [update], Április 2023.
- [50] D. Feron, C. Guerre, and D. Gomez Briceno. Fundamentals on corrosion and stress corrosion cracking. In *SOTERIA training School*, Valencia, Spain, 2018.
- [51] G. H. Koch. Tests for stress-corrosion cracking. *ASM International Advanced Materials & Processes*, 159(8), 2001.
- [52] W. Dietzel, P. Bala Srinivasan, and A. Atrens. Testing and evaluation methods for stress corrosion cracking (SCC) in metals. In *Stress Corrosion Cracking*, pages 133–166. Elsevier, 2011.
- [53] R. H. Jones. Stress-corrosion cracking, materials performance and evaluation. *The Materials Information Society*, 1992.
- [54] M. Henthorne. The slow strain rate stress corrosion cracking test - a 50 year retrospective. *CORROSION*, 72(12):1488–1518, 2016.
- [55] F. P. Ford, D. F. Taylor, P. L. Andresen, and R. G. Ballinger. Corrosion-assisted cracking of stainless and low alloy steels in LWR environments. Technical Report EPRI final report RP2006-6, Electric Power Research Institute, 1987.
- [56] P. L. Andresen and F. P. Ford. Life prediction by mechanistic modeling and system monitoring of environmental cracking of iron and nickel alloys in aqueous systems. *Materials Science and Engineering: A*, 103(1):167–184, 1988.
- [57] P. M. Scott and M. L. Calvar. Some possible mechanisms of intergranular stress corrosion cracking of alloy 600 in PWR primary water. In *Proceedings of the sixth international symposium on environmental degradation of materials in nuclear power systems - water reactors*, 1993.
- [58] P. M. Scott. An overview of internal oxidation as a possible explanation of intergranular stress corrosion cracking of alloy 600 in PWRS. In *Ninth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, pages 1–14. John Wiley & Sons, Inc., 2013.
- [59] P. A. Aaltonen, T. Saario, P. Karjalainen-Roikonen, J. Pilppo, S. Tahtinen, and H. E. Hanninen. Vacancy-creep model for EAC of metallic materials in high temperature water. All Days, 1996.
- [60] D. D. MacDonald and M. Urquidi-MacDonald. A coupled environment model for stress corrosion cracking in sensitized type 304 stainless steel in LWR environments. *Corrosion Science*, 32(1):51–81, 1991.
- [61] J. R. Galvele. Application of the surface-mobility stress corrosion cracking mechanism to nuclear materials. *Journal of Nuclear Materials*, 229:139–148, 1996.
- [62] T. Shoji, S. Suzuki, and R. G. Ballinger. Theoretical prediction of SCC growth behavior - threshold and plateau growth rate. In *Proceedings of the seventh international symposium on environmental degradation of materials in nuclear power systems*, page 881–889, 1995.
- [63] Q. J. Peng, J. Kwon, and T. Shoji. Development of a fundamental crack tip strain rate equation and its application to quantitative prediction of stress corrosion cracking of stainless steels in high temperature oxygenated water. *Journal of Nuclear Materials*, 324(1):52–61, 2004.

- [64] X. He, C. Yinghao, L. Gangbo, and W. Shuai. Crack growth driving force at tip of stress corrosion cracking in nuclear structural materials at initial stage. *Rare Metal Materials and Engineering*, 47(8):2365–2370, 2018.
- [65] S. J. Lee and Y. S. Chang. Evaluation of primary water stress corrosion cracking growth rates by using the extended finite element method. *Nuclear Engineering and Technology*, 47(7):895–906, 2015.
- [66] L. Zhao, H. Xue, F. Yang, and Y. Suo. Numerical investigation on stress corrosion cracking behavior of dissimilar weld joints in pressurized water reactor plants. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 8(29):410–418, 2014.
- [67] A.P. Jivkov, N. P. C. Stevens, and T. J. Marrow. A three-dimensional computational model for intergranular cracking. *Computational Materials Science*, 38(2):442–453, 2006.
- [68] L. Xiang, X. Wei, and S. Chen. Numerical investigation on the stress corrosion cracking of FV520B based on the cohesive zone model. *Results in Physics*, 12:118–123, 2019.
- [69] W. W. Wang, J. Luo, L. C. Guo, Z. M. Guo, and Y. J. Su. Finite element analysis of stress corrosion cracking for copper in an ammoniacal solution. *Rare Metals*, 34(6):426–430, 2015.
- [70] I. Scheider, M. Pfuff, and W. Dietzel. Simulation of hydrogen assisted stress corrosion cracking using the cohesive model. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(15):4283–4291, 2008.
- [71] R. Falkenberg, W. Brocks, W. Dietzel, and I. Schneider. Simulation of stress-corrosion cracking by the cohesive model. *Key Engineering Materials*, 417-418:329–332, 2009.
- [72] J.J. Rimoli and M. Ortiz. A three-dimensional multiscale model of intergranular hydrogen-assisted cracking. *Philosophical Magazine*, 90(21):2939–2963, 2010.
- [73] N.R. Raykar, S.K. Maiti, and R.K. Singh Raman. Modelling of mode-I stable crack growth under hydrogen assisted stress corrosion cracking. *Engineering Fracture Mechanics*, 78(18):3153–3165, 2011.
- [74] W. Brocks, R. Falkenberg, and I. Scheider. Coupling aspects in the simulation of hydrogen-induced stress-corrosion cracking. *Procedia IUTAM*, 3:11–24, 2012.
- [75] J.R. Rice and E.P. Sorensen. Continuing crack-tip deformation and fracture for plane-strain crack growth in elastic-plastic solids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 26(3):163–186, 1978.
- [76] Z. Li, Y. Lu, and X. Wang. Modeling of stress corrosion cracking growth rates for key structural materials of nuclear power plant. *Journal of Materials Science*, 55(2):439–463, 2019.
- [77] E. D. Eason, R. Pathania, and T. Shoji. Evaluation of the Fracture Research Institute theoretical stress corrosion cracking model. In *Proceedings of the Twelfth International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, pages 145–154, 2005.
- [78] T. Shoji, Z. Lu, and H. Murakami. Formulating stress corrosion cracking growth rates by combination of crack tip mechanics and crack tip oxidation kinetics. *Corrosion Science*, 52(3):769–779, 2010.
- [79] Y. C. Gao and K. C. Hwang. Elastic plastic fields in steady crack growth in a strain

- hardening material. 2013.
- [80] W. W. Gerberich, D. L. Davidson, and M. Kaczorowski. Experimental and theoretical strain distributions for stationary and growing cracks. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 38(1):87–113, 1990.
- [81] E. D. Eason. Evaluation of the Fracture Research Institute theoretical stress corrosion cracking model,. Technical report, EPRI Report 1008274, 2004.
- [82] Amanda R. Jenks, Glenn A. White, and Paul Crooker. Scoring process for evaluating laboratory PWSCC crack growth rate data of thick-wall alloy 690 wrought material and alloy 52, 152, and variant weld material. In *The Minerals, Metals & Materials Series*, pages 3–14. Springer International Publishing, 2018.
- [83] P. L. Andresen, M. M. Morra, and K. Ahluwalia. SCC of alloy 690 and its weld metals. In *Proceedings of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems — Water Reactors*, pages 161–178. Springer International Publishing, 2011.
- [84] B. Alexandreanu, Y. Chen, K. Natesan, and B. Shack. SCC behavior of alloy 152 weld in a PWR environment. In *Proceedings of the 15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems — Water Reactors*, pages 179–196. Springer International Publishing, 2011.
- [85] M. B. Toloczko, M. J. Olszta, and S. M. Bruemmer. One dimensional cold rolling effects on stress corrosion crack growth in alloy 690 tubing and plate materials. In *15th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, pages 91–106. John Wiley & Sons, Inc., 2012.
- [86] W. Press, S. Teukolsky, W. Vetterling, and B. Flannery. Numerical recipes. *Cambridge, UK, Cambridge University Press*, 1992.
- [87] ISO 7539-6:2018: Corrosion of metals and alloys — stress corrosion testing — part 6: Preparation and use of precracked specimens for tests under constant load or constant displacement.

A. Melléklet



a) N1

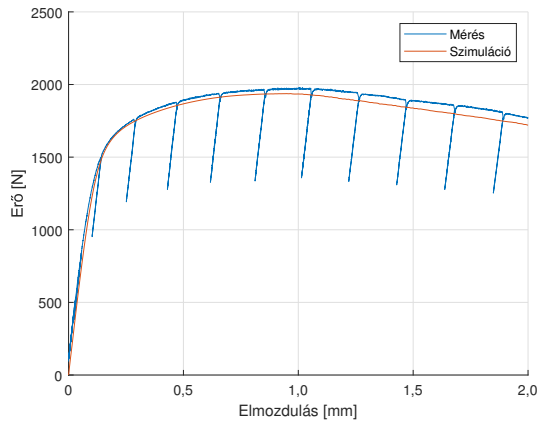
b) N2

c) N3

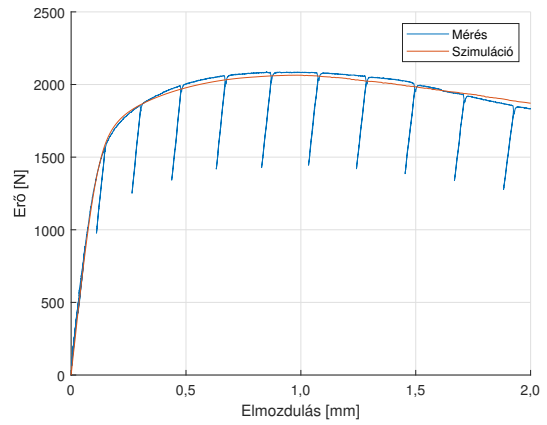
A.1. ábra. Normál CT próbatestek töretfelületei

A.1. táblázat. Mini CT próbatestek repedésméretei

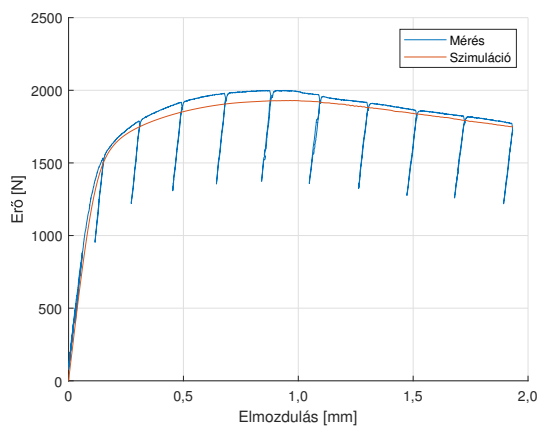
B	P1 [mm]		P2 [mm]		P3 [mm]		P4 [mm]		P5 [mm]		P6 [mm]	
	a_0	a_p	a_0	a_p	a_0	a_p	a_0	a_p	a_0	a_p	a_0	a_p
0,0	3,888	4,452	4,479	4,685	4,464	4,734	4,472	4,726	4,082	4,222	4,214	4,372
0,5	4,099	4,475	4,517	4,722	4,612	4,762	4,654	5,322	4,182	4,326	4,303	4,465
1,0	4,195	4,837	4,488	4,959	4,580	5,009	4,604	5,154	4,295	4,690	4,312	4,681
1,5	4,230	5,216	4,445	5,265	4,455	5,031	4,449	4,991	4,381	5,062	4,314	5,206
2,0	4,227	5,185	4,298	5,330	4,219	5,058	4,305	4,907	4,307	4,667	4,218	5,211
2,5	4,174	5,087	4,117	4,916	3,990	4,806	4,062	4,618	4,210	4,671	4,083	4,963
3,0	4,068	4,630	3,908	4,329	3,693	4,222	3,822	4,186	4,129	4,418	3,993	4,447
3,5	4,002	4,396	3,698	4,116	3,279	4,017	3,541	3,905	4,007	4,261	3,808	4,200
4,0	3,875	4,325	3,583	4,091	2,951	3,878	3,251	3,831	3,885	4,204	3,649	4,285
átlag	4,110	4,777	4,188	4,753	4,067	4,651	4,162	4,670	4,187	4,539	4,120	4,688



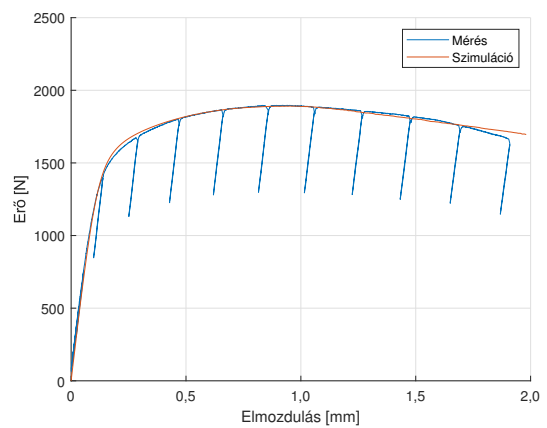
a) P2



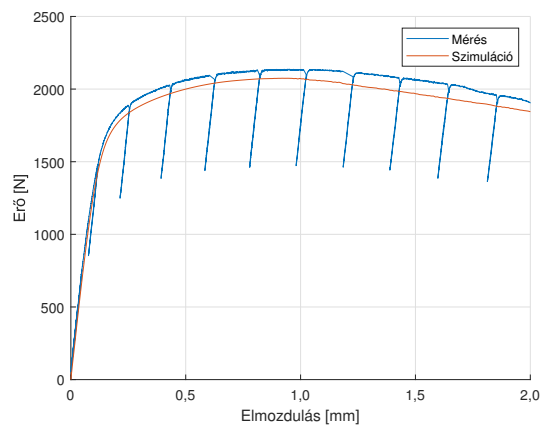
b) P3



c) P4

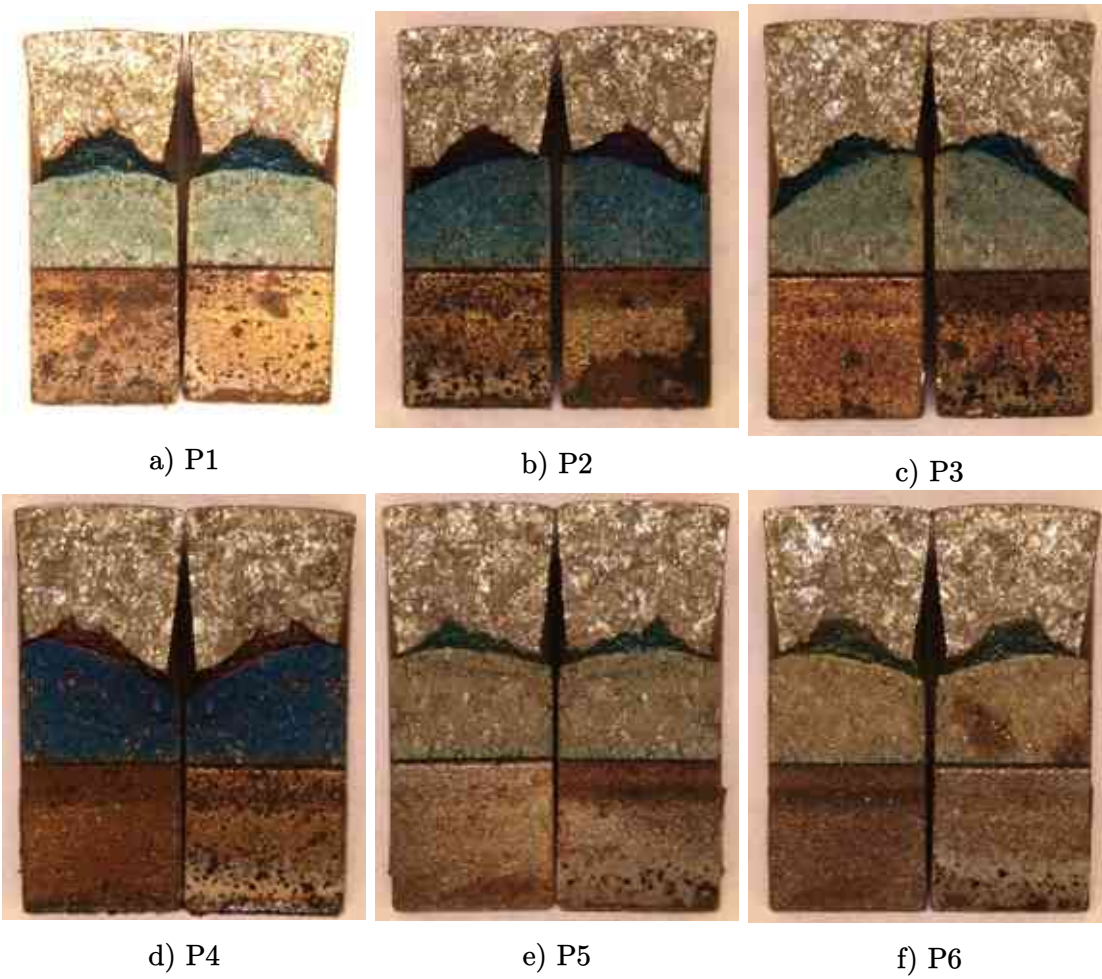


d) P5



e) P6

A.2. ábra. Mini CT próbatetek mérési és szimulációs eredményei



A.3. ábra. Mini CT próbatetek töretfelületei

B. Melléklet

B.1. táblázat. Próbatetek fontosabb adatai az előrepsztestést követően

Jelölés	W	$2H$	B	b	F_{max} befejező	ΔK befejező	L_B	L_K	$L_{\text{átlag}}$	$(a_b)_B$	$(a_b)_K$	$(a_b)_{\text{átlag}}$	$(a_r)_B$	$(a_r)_K$	$(a_r)_{\text{átlag}}$	$(a_0)_B$	$(a_0)_K$	$(a_0)_{\text{átlag}}$
R1	32,99	50,01	16,01	14,18	4953	19,101	10,081	9,992	10,037	52,951	52,942	52,947	4,633	1,735	3,184	47,503	44,685	46,094
R2	32,99	50,01	16,03	14,14	3854	14,706	10,065	9,994	10,030	53,021	52,993	53,007	0,476	5,401	2,9885	43,432	48,4	45,916
R3	32,98	49,99	16,02	14,11	4950	15,18	9,998	10,098	10,048	52,994	53,038	53,016	1,477	0,909	1,193	44,473	43,849	44,161
R4	33,02	50,03	16,02	14,18	4180	13,018	10,139	9,966	10,053	53,041	52,995	53,018	1,794	1,637	1,716	44,696	44,666	44,681
R5	33,05	50,01	16,02	14,2	5610	18,099	10,008	10,112	10,06	53,048	53,03	53,039	1,831	3,115	2,473	44,871	46,033	45,452
R6	33,03	49,99	16,03	14,2	4175	14,36	9,983	9,939	9,961	53,024	53,032	53,028	3,012	1,378	2,195	46,053	44,471	45,262
R7	33,12	50,02	16,03	14,21	4182	13,656	9,968	10,017	9,993	52,973	53,014	52,994	2,853	1,226	2,0395	45,858	44,223	45,041
R8	32,97	49,99	16,01	14,12	4180	13,673	10,029	10,013	10,021	53,04	53,004	53,022	1,572	2,801	2,1865	44,583	45,792	45,188
R9	32,95	50,01	16,04	14,12	5616	19,665	10,118	10,032	10,075	53,038	53,045	53,042	4,226	1,88	3,053	47,146	44,893	46,020
R10	32,96	50,01	16	14,09	4178	13,076	10,004	10,009	10,007	53,048	53,004	53,026	1,005	2,102	1,554	44,049	45,097	44,573
R11	32,98	50,01	16,02	14,24	4173	14,25	10,011	10,151	10,081	52,994	53,041	53,0175	2,392	1,019	1,706	45,375	43,909	44,642
R12	32,97	50	15,99	14,15	4180	13,562	10,008	10,011	10,010	53,021	53,044	53,033	2,865	1,207	2,036	45,878	44,240	45,059
S1	32,98	49,99	15,97	14,14	4180	13,493	10,01	10,033	10,022	52,964	52,926	52,945	1,639	2,246	1,943	44,593	45,139	44,866
S2	33,04	49,98	16	14,11	4180	13,356	10,018	10,026	10,022	52,902	52,981	52,942	1,328	1,487	1,408	44,212	44,442	44,327
S3	33,04	49,97	15,99	14,28	4180	17,417	9,975	10,12	10,048	52,932	52,895	52,914	4,121	2,841	3,481	47,078	45,616	46,347
S4	33,01	49,98	15,99	14,15	4177	13,221	9,993	10,053	10,023	52,989	52,941	52,965	1,934	1,008	1,471	44,93	43,896	44,413
S5	33,04	50,00	16,00	14,11	4180	13,702	10,006	9,994	10,00	52,928	52,938	52,933	1,661	2,186	1,924	44,583	45,13	44,857
S6	33,03	49,98	15,99	14,14	4177	13,85	10,038	10,066	10,052	52,978	52,935	52,957	2,332	1,418	1,875	45,272	44,287	44,7795
S7	33,02	49,97	16,00	14,13	4180	13,316	10,066	10,038	10,052	52,999	52,98	52,990	1,446	1,51	1,478	44,379	44,452	44,416
S8	33,03	50,03	15,98	14,1	4180	13,088	10,053	10,005	10,029	52,986	52,933	52,960	1,249	1,95	1,600	44,182	44,878	44,53
S9	33,03	49,97	16,01	14,21	4180	13,978	10,041	10,046	10,044	52,986	52,676	52,831	3,278	1,547	2,413	46,223	44,177	45,2
S10	33,05	49,98	16,01	14,14	4180	13,37	10,004	10,02	10,012	52,963	52,993	52,978	1,156	2,025	1,591	44,115	44,998	44,557
S11	33,02	49,99	16	14,32	4180	14,63	10,014	10,051	10,0325	52,985	52,942	52,939	1,763	3,102	2,4325	44,684	45,993	45,3385
S12	33,05	49,98	16,00	14,19	4180	13,55	10,059	10,061	10,06	53,021	52,978	53,000	1,476	2,145	1,8105	44,438	45,062	44,75

B.2. táblázat. Próbatestek előfeszítési paramétereit

Azonosító	Anyag-minőség	Kézdeti repedéshossza a terhelés vonalától előfeszítés után, a_0			Előfeszítés K	A A	Előfeszítési erő P	C_1	Szétnyílás a próba felületén, ΔL	Valós szétnyílás a próba felületén, ΔL_{5perc}
		A oldal [mm]	B oldal [mm]	Átlag [mm]						
R1	Ausztenites	47,445	44,682	46,064	15	0,009646755	1554,927029	9181,25976	0,169	0,169
R2		43,43	48,403	45,917	15	0,009451838	1586,992951	9395,92064	0,169	0,169
R3		43,43	48,403	45,917	15	0,007882854	1902,864167	11512,38044	0,165	0,165
R4		44,788	44,679	44,734	20	0,008280949	2415,182083	10885,28124	0,222	0,221
R5		44,929	46,047	45,488	20	0,00897472	2228,481875	9955,48608	0,224	0,223
R6		46,272	44,692	45,482	20	0,008792271	2274,72516	10184,61848	0,223	0,224
R7		46,047	44,408	45,228	30	0,008589054	3492,817887	10451,73862	0,334	0,332
R8		44,637	45,829	45,233	30	0,008722781	3439,270015	10274,4625	0,335	0,336
R9		47,423	45,009	46,216	30	0,009564373	3136,640679	9271,10378	0,338	0,337
R10		44,046	45,269	44,658	35	0,00819364	4271,605669	11015,52492	0,388	0,389
R11		45,592	44,155	44,874	35	0,00824932	4242,774156	10932,04837	0,388	0,388
R12		46,364	44,220	45,292	35	0,008605411	4067,208192	10429,72985	0,390	0,388
S1	Ferrites	44,684	45,126	44,905	15	0,009139836	1641,16728	11838,96766	0,139	0,140
S13		44,081	44,54	44,311	15	0,008689578	1726,205894	12543,72609	0,138	0,138
S3		47,422	45,557	46,490	15	0,01065452	1407,853194	9878,87897	0,143	0,143
S4		45,484	44,123	44,8035	20	0,00875363	2284,766415	12438,50863	0,184	0,183
S5		44,7	45,167	44,934	20	0,009131366	2190,252777	11851,54082	0,185	0,185
S6		45,669	44,429	45,049	20	0,009063301	2206,701612	11953,44955	0,185	0,184
S7		44,531	44,755	44,643	30	0,008755662	3426,35415	12435,19991	0,276	0,275
S8		44,226	44,817	44,522	30	0,008849919	3389,861458	12283,6603	0,276	0,277
S9		46,201	44,174	45,188	30	0,00944772	3175,369295	11396,922	0,279	0,278
S10		44,521	44,961	44,741	35	0,008872063	3944,967515	12248,58782	0,322	0,321
S11		44,849	46,27	45,560	35	0,009581149	3653,006454	11213,61864	0,326	0,325
S12		44,438	45,089	44,764	35	0,0090375	3872,75242	11992,4925	0,323	0,323

B.3. táblázat. Szimulációs eredmények

c [mm]	a [mm]	Ausztenites acél		Ferrites acél	
		A	C ₁	A	C ₁
17	43	0,007	12928	0.01182	7780.9
16,5	43,5	0,0073	12283,3	0.0111	8383.9
16	44	0,00765	11658	0.01045	9006.7
15,5	44,5	0,00804	11029,89	0.00986	9640.5
15	45	0,0084	10369	0.00932	10285
14,5	45,5	0,0089	9813,89	0.00883	10945
14	46	0,0094	9218,44	0.00839	11612
13,5	46,5	0,00994	8636,4	0.00798	12291
13	47	0,01054	8065,92	0.0076	12987
12,5	47,5	0,0112	7482,85	0.00726	13677
12	48	0,01193	6935,579	0.00694	14391

B.4. táblázat. Ferrites próbatestek repedéshossz méretei

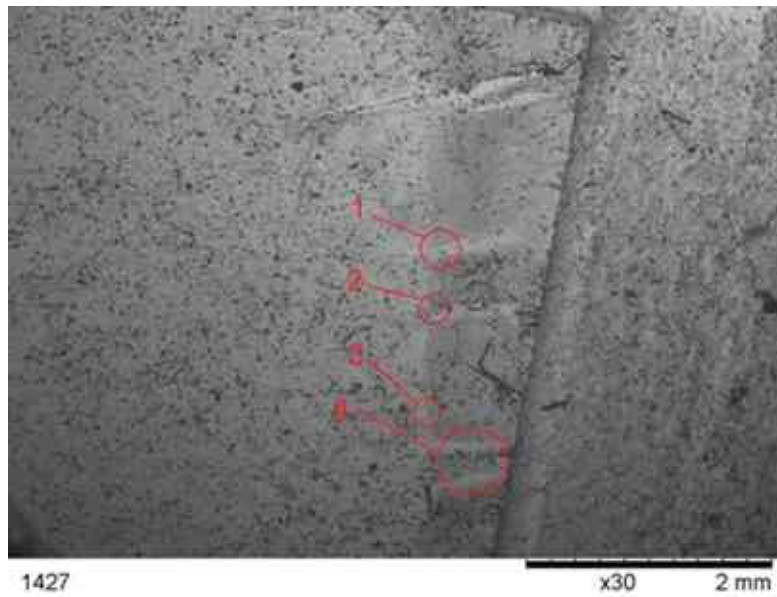
S13 próbatest									
Mérési pontok	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Repedéshossz a bemetszés végétől [mm]	1,549	1,022	0,895	0,69	0,648	0,587	0,552	0,591	1,079
Repedéshossz a terhelés vonalától [mm]	44,428	43,901	43,774	43,569	43,527	43,466	43,431	43,470	43,958
S5 próbatest									
Repedéshossz a bemetszés végétől [mm]	1,276	0,673	0,792	0,825	0,811	1,026	1,145	1,34	1,927
Repedéshossz a terhelés vonalától [mm]	44,209	43,606	43,725	43,758	43,744	43,959	44,078	44,273	44,860
S7 próbatest									
Repedéshossz a bemetszés végétől [mm]	1,208	0,774	0,7	0,769	0,787	0,793	0,863	0,975	1,507
Repedéshossz a terhelés vonalától [mm]	44,146	43,712	43,638	43,707	43,725	43,731	43,801	43,913	44,445
S10 próbatest									
Repedéshossz a bemetszés végétől [mm]	0,484	0,012	0,026	0,155	0,179	0,380	0,519	0,617	1,534
Repedéshossz a terhelés vonalától [mm]	43,450	42,978	42,992	43,121	43,145	43,346	43,485	43,583	44,500



A oldal

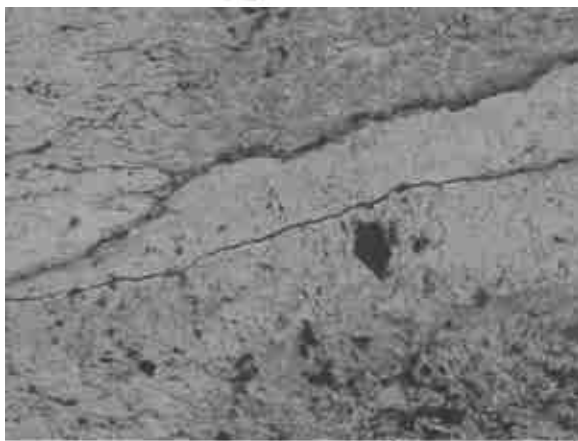
B oldal

B.1. ábra. R3 minta repedéshossza a 0. napon (felső kép); repedéshossza a 15. nap után (alsó kép), N=560x



1427

x30 2 mm



1428

x500 100 µm



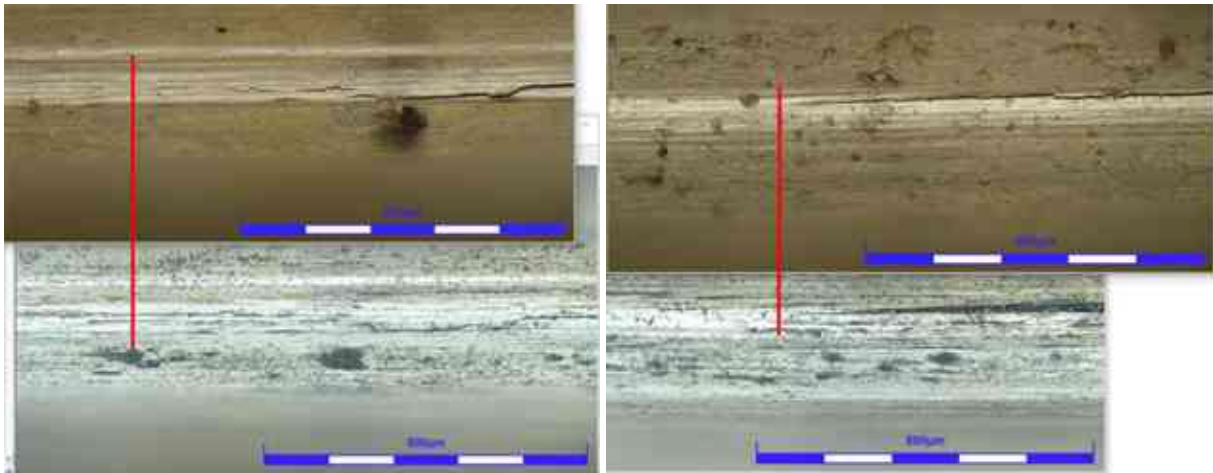
1428

x800 100 µm

1

2

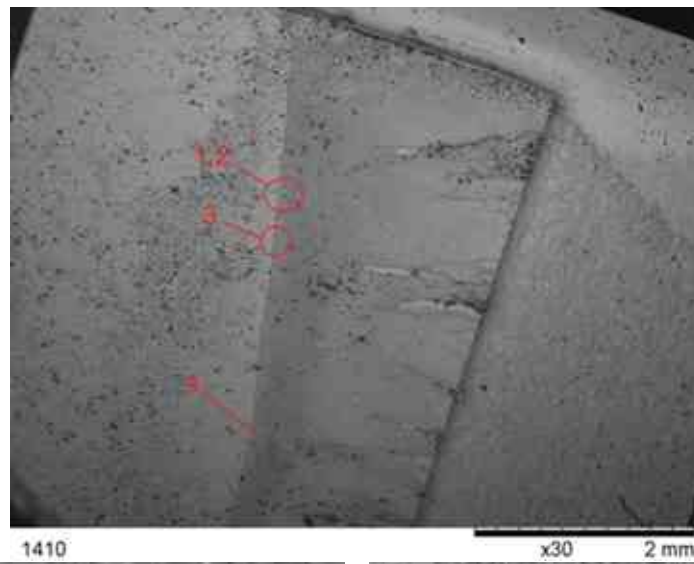
B.2. ábra. R3 próbatest SEM felvételei 30 nap után



A oldal

B oldal

B.3. ábra. R5 minta repedéshossza a 0. napon (felső kép); repedéshossza a 15. nap után (alsó kép), N=560x



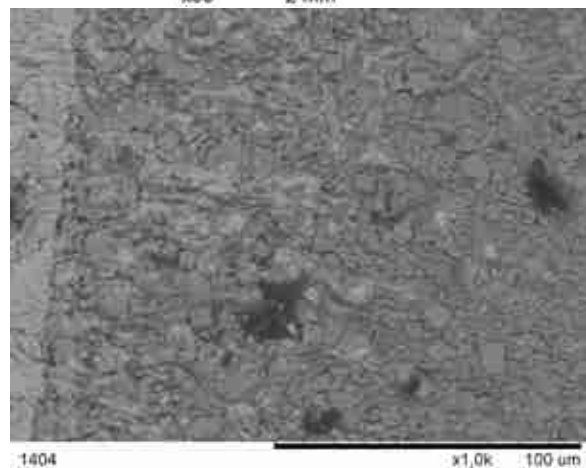
1410

x30 2 mm



1403

x600 100 μm



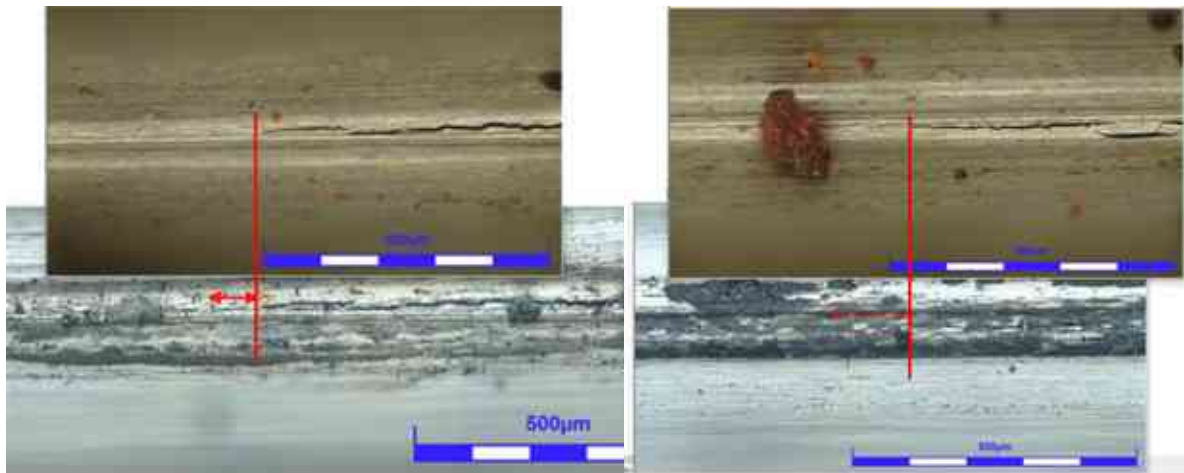
1404

x1,0k 100 μm

1

2

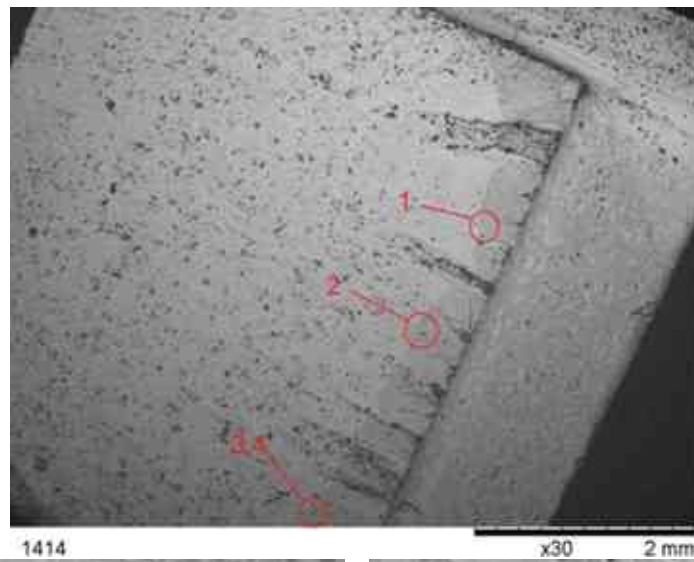
B.4. ábra. R5 próbatest SEM felvételei 30 nap után



A oldal

B oldal

B.5. ábra. R8 minta repedéshossza a 0. napon (felső kép); repedéshossza a 15. nap után (alsó kép), $N=560x$



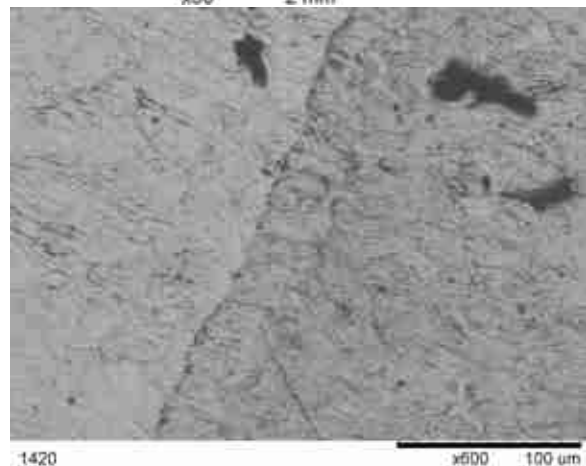
1414

x30 2 mm



1417

x800 100 μm



1420

x500 100 μm

1

2

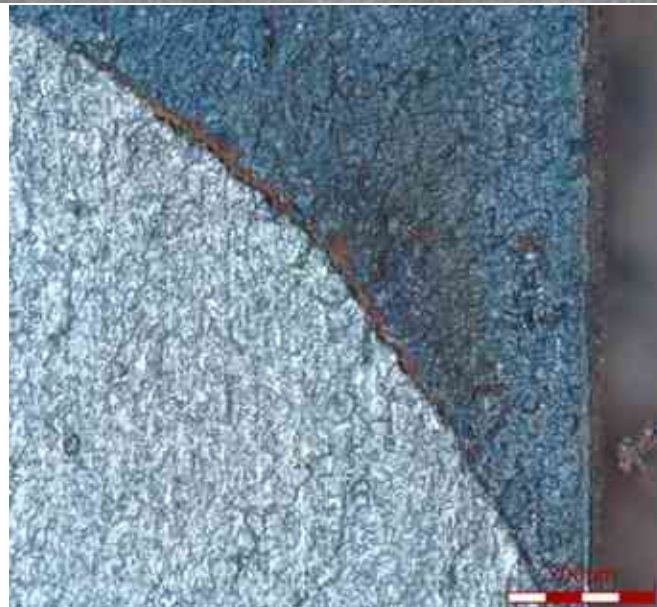
B.6. ábra. R8 próbatest SEM felvételei 30 nap után



S13 próbatest



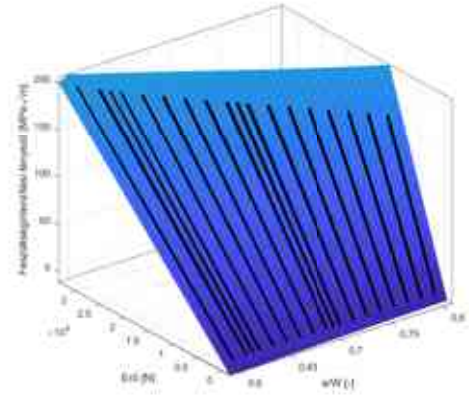
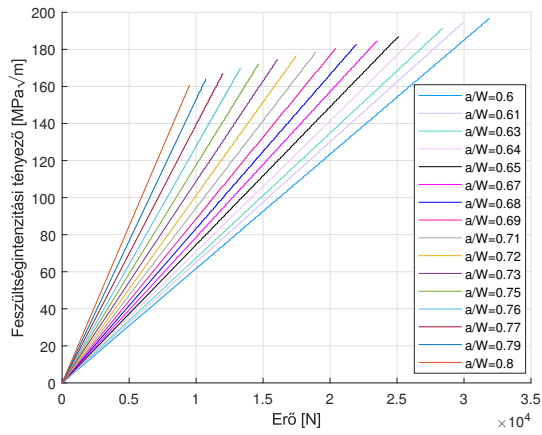
S5 próbatest



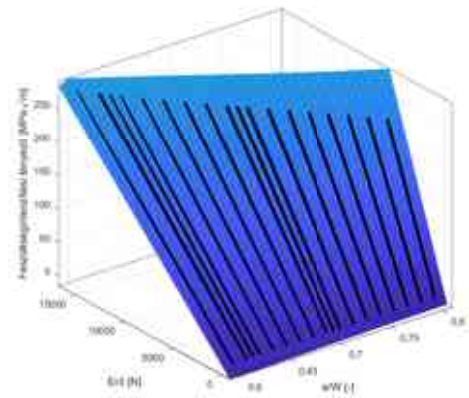
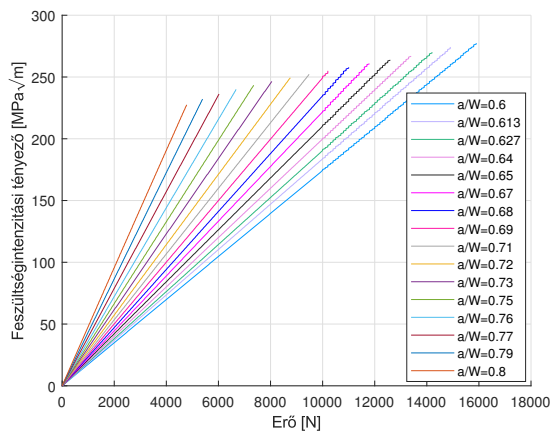
S10 próbatest

B.7. ábra. Ferrites próbatestek töretfelülete 21 nap után

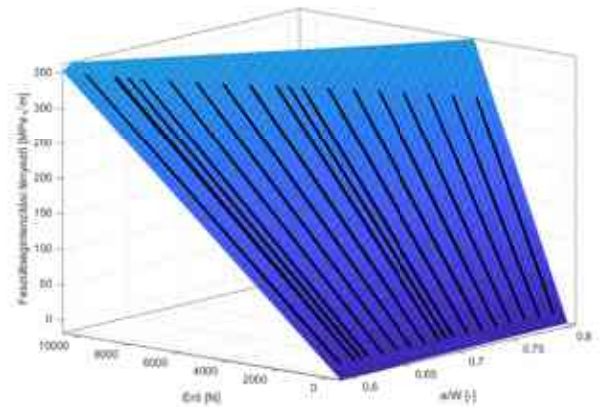
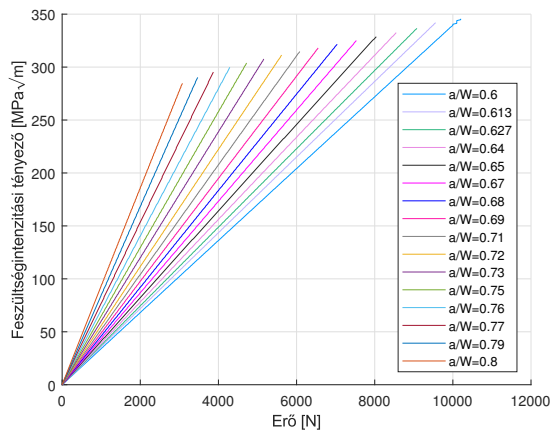
C. Melléklet



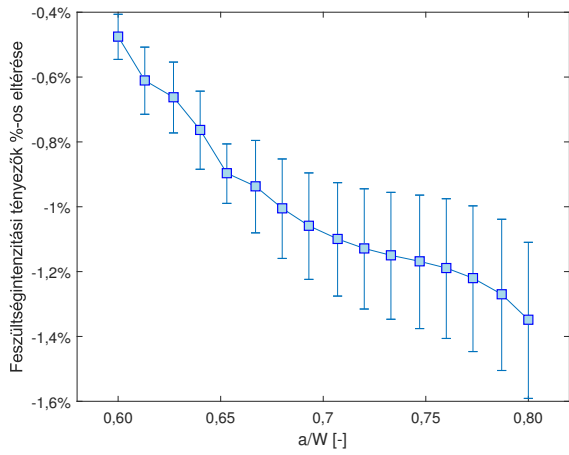
C.1. ábra. Hibrid CT 0,5T próbatest K_I - F diagramjai



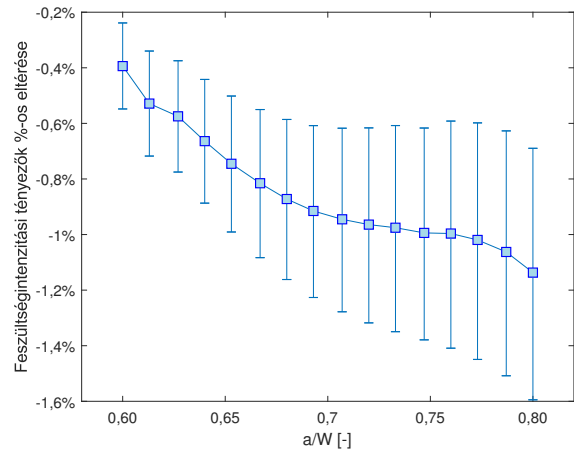
C.2. ábra. Hibrid CT 0,25T próbatest K_I - F diagramjai



C.3. ábra. Hibrid CT 0,16T próbatest K_I - F diagramjai

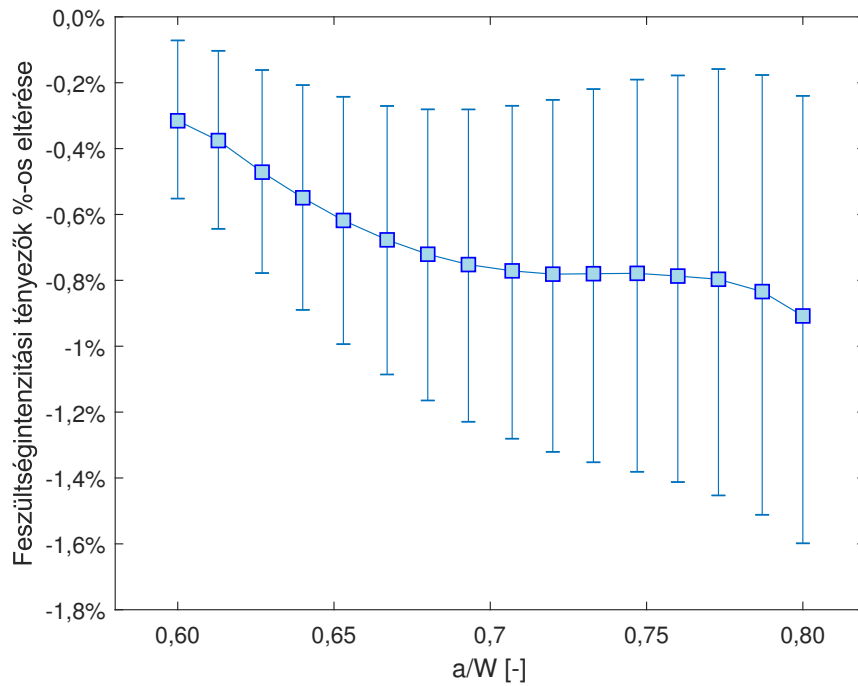


a) 0,5T



b) 0,25T

C.4. ábra. Hibrid CT próbatetek esetén képlettel és szimulációval meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos eltérése



C.5. ábra. Hibrid CT 0,16T próbatest esetén képlettel és szimulációval meghatározott feszültségintenzitási tényezők százalékos eltérése