



ANYAGVIZSGÁLÓK LAPJA

Az ország vezető szaklapja - www.anyagvizsgaloklapja.hu

ÁLLAPOTELLENŐRZÉS RELIABILITY ASSESSMENT

Mérőeszközök
Szakértelemmel



www.inteszt.hu

A lap kiemelt ipari partnere az
INTESZT Méréstechnikai Kereskedelmi és Szolgáltató Kft.

Additív gyártás a
zeneművészetben



Mérnöki skála



Tömbi
tulajdonság

Nano - skála



Felületi
tulajdonság

Vitaindító
anyag



Portré:
Fodor Olivér



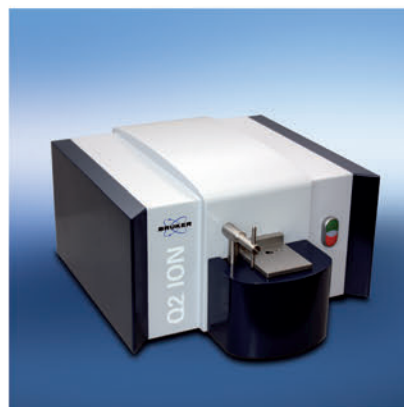
MAE elnökei:
Czinege Imre



Miért most?
Lehofer Kornél



- Az optikai emissziós spektrométerek a kémiai elemek teljes elemzését lefedik sub-ppm-től a százalékos összetételig
- Használható tiszta fémek nyomelemzésére, ötvözetek azonosítására és minőségellenőrzésére
- Az összes releváns elem egyidejűleg közvetlenül elemezhető
- Vas, acél, alumínium, réz, cink fémek akár egy készülékkel is vizsgálhatók
- Könnyen kezelhető gyors és pontos analízis
- Hordozható spektrométer helyszíni elemzés céljából



Mérőeszközök Szakértelemmel



INTESZT Méréstechnikai Kereskedelmi és Szolgáltató Kft.

Központ: H-1113 Budapest, Diószegi út 47/a.

Tel.: +36 (1) 468-3798

Fax: +36 (1) 468-3799

E-mail: info@inteszt.hu

Skype: inteszt

GPS koordináták: N47.47821 E19.03523



www.inteszt.hu

ANYAGVIZSGÁLÓK LAPJA

A Magyar Roncsolásmentes
Vizsgáló Szövetség Lapja
MAROVISZAz ország vezető szaklapja.
Alapítva: 1991-ben.Negyedévente elektronikusan megjelenő folyóirat.
Országos, iparágakat átfogó, szakmai folyóirat a
minőségért és biztonságunkért.Az Anyagvizsgálók Lapjának szerkesztősége a ki-
adó, a **MAROVISZ**, a Magyar Roncsolásmentes
Vizsgáló Szövetség címén érhető el:

1191 Budapest, Üllői út 206., B. ép. II. lh.

Tel.: (36-1) 278-0632;

fax: (36-1) 278-0633;

e-mail: info@anyagvizsgaloklapja.huweb: www.anyagvizsgaloklapja.hu
www.avilap.hu

Az Anyagvizsgálók Lapjának szerkesztőbizottsága:

Dr. Dívós Ferenc

Dr. Dudra Judit

Kecskés Péter

Lutor Attila

Dr. Mankovits Tamás

Skopál István

Szűcs Pál

Zsoldos Zsuzsanna

Dr. Tóth László, felelős szerkesztő

Dr. Trampus Péter, felelős kiadó

Berki Gábor, főszerkesztő

Balogh Bence, vezető kiadványszerkesztő

**tripladuplav.hu**
webstudio

Az elektronikus folyóirat szerver háttérét a

tripladuplav.hu
webstúdió biztosítja.

ISSN: 1215-8410

JEGYZET

Minden kornak, minden napjának van rossz- és jó hozadéka. Átéltén a koronavírus okozta hatásokat – itt Magyarországon – annak első 100 napos szakaszát, lassan újból elindul a gazdaság és megindul a termelés. Mivel még nincs ellene vakcina, a világ lakosságának direktben kell küzdeni ellene. „Napjainkig 213 országban, több mint 12 millió regisztrált esetből mintegy 600 000 a halálba torkolt.” – írtam július közepén. Most – a lapzárta előtt, e számok 27 milliónál többre és 900 ezerre nőttek! A végső számok pedig hol is lesznek?? Ez (is) a fejlődés egyik hajtóereje, most az orvostudományban. Visszatérve a szakmai területünkhöz, a mérnöki tudományokhoz és ezen belül az anyagvizsgálathoz, az ipari forradalom megindulása volt az, ami átformálta anno, a XIX. században gazdasági, társadalmi környezetünket. Ha ennek mértékét számokkal akarjuk érzékelteni, akkor gondoljunk csak a vasúti közlekedés fejlődésére. 1825. szeptember 27.-én Stockton és Darlington között megindult az első menetrendszerinti közlekedés. A századfordulóra az ilyen rendeletetésű vasútvonalak hossza 800 000 km-re bővült. A fejlődés ütemét tekintve 75 év alatt, évente több, mint 10.000 km épült, több mint egy Budapest – Los Angeles távolság! Nincs szükség nagy fantáziára ahhoz, hogy ennek vonzatait felmérjük mind a felhasznált anyagok, mind pedig az előidézett természetrombolások tekintetében. A természet megismerésének folyamata, az anyagok viselkedésének, felhasználási tulajdonságainak módosítási lehetőségei központi kérdéssé vált. Kialakultak a független vizsgálati centrumok. Ezek közül az elsőt Londonban, David Kirkaldy alapította. Berendezéseinek számottevő része még napjainkban is működőképes, köszönhetően azon kollégáimnak, akikkel számos „Brüsszeli finanszírozású” projektben dolgoztam.

Napjaink anyagvizsgáló berendezései természetesen a jelenkor eszközrendszerét hasznosítják. Lapunk e számának – a jubileumi évek második számának – alapvető célkitűzése e szint érzékelte-tése. Tesszük mindezt az INTESZT finanszírozásának háttérével. Talán érdekességnek is tűnhet – de tény – az, hogy a cég tulajdonosa a TESTOR Bt. volt munkatársa, következésképpen lapunk volt legendás felelős szerkesztőjének – az előző számunkban sokszor emlegetett – Dr. Lehofer Kornélnak közeli kollégája. Ezért is közöl-jük örömmel Lehofer úr egyik, életművét összefoglaló hosszabb, eddig még meg nem jelent munkáját e számban.

Tóth László

¹ <https://coronavirus.jhu.edu/map.html>² https://en.wikipedia.org/wiki/Stockton_and_Darlington_Railway³ <http://www.testingmuseum.org.uk/history.html>

TARTALOMJEGYZÉK

ÁLLAPOTELLENÖRZÉS - RELIABILITY ASSESSEMENT

Dudra J., Erdei R., Tóth L.: Mindennapi törésmechanika - Húzott csővezetékek biztonságának megítélése	5
J. Dudra, R. Erdei, L. Tóth: Everyday Fracture Mechanics - Safety Assessment of Pipelines Having Crack-like Defects	
Tóth L.: Miért most jelenik meg Lehofer Kornél cikke?	14
L. Tóth: Why only now is published the paper of Kornél Lehofer?	
Lehofer K.: A folyáshatár mint anyaszerkezet-jellemző és szerepe a méretezésben	16
K. Lehofer: Yield Strength as a Material Structure Peculiarity and its Role in Dimensioning	

PORTRÉ - PORTRAIT

Tóth L.: A Magyar Anyagvizsgálók Egyesületének elnökei – Czinege Imre (2014-2019)	81
L. Tóth: Presidents of the Hungarian Association for Material Testing – Imre Czinege (2014-2019)	
Skopál I.: Fodor Olivér bemutatása	83
I. Skopál: Portrait of Olivér Fodor	

SZAKMAI ROVAT - TECHNICAL PAPER

Balogh B.: Additív gyártás a zene művészetében	86
B. Balogh: Additive manufacturing in the field of music	

HÍREK - NEWS

Berki G.: Olvasottságunk	90
G. Berki: Visits of the Journal	
Tóth L.: Az ESIS virtuális nyári iskolája	91
L. Tóth: Virtual ESIS Summer School	
Tóth L.: "Anyag" - "Anyagtudomány" definíciója - Vitaindító közlemény	94
L. Tóth: Definition of "Material" - "Material Science" - Keynote paper	

Mindennapi törésmechanika – Húzott csővezetékek biztonságának megítélése

Dudra Judit¹, Erdei Réka², Tóth László DSc³,

¹ Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft, vezető kutató, judit.dudra@bayzoltan.hu

² Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft, junior kutató, reka.erdei@bayzoltan.hu

³ nyugalmazott egyetemi tanár, laszlo.toth@bayzoltan.hu

Összefoglaló

A mérnöki szerkezetek biztonságos üzemeltethetősége szempontjából a legveszélyesebbek az anyagfolytonossági hibák. Ezeket repedésszerű hibáknak tekintve, hatásuk a törésmechanikai (TM) elvek alkalmazásával értékelhetők. A legkonzervatívabb módszerek, a lineárisan rugalmas törésmechanikai elvek alkalmazása kellő biztonságot nyújt a megengedhető repedésméret meghatározására. A biztonság még inkább növelhető az anyagjellemzők konzervatív megválasztásával. A roncsolásmentes vizsgálattal szembeni minimális követelmény az, hogy az így kijelölt repedésméretet üzembiztosan kimutassa. A közlemény a húzott csövek körvarratainak elemzésével foglalkozik.

Kulcsszavak

törésmechanika, biztonság, szerkezetintegritás, roncsolásmentes vizsgálat, periodikus felülvizsgálat.

1. Bevezetés

Hazánk mintegy 5800 km hosszúságú földgázszállító vezetékrendszerét a Földgázszállító Zrt. (FGSZ Zrt.) és a 2019 októbere óta az FGSZ Zrt. tulajdonában lévő Magyar Gáz Tranzit Zrt. (MGT Zrt.) üzemelteti. A csövek átmérője 100-1400 mm, üzemi nyomása 40-75 bar, átlagos életkora meghaladja 30 évet [1]. Ezt egészíti ki az 1962-ben és 1972-ben elkészült 400 mm átmérőjű Barátság I. és a 610 mm átmérőjű Barátság II., ill. az 1978-ban átadott 200 km Adria olajvezetékek. A vezetékek átlagéletkora így 40-60 év.

A tranzit olaj- és gázvezetékek üzemeltetése kapcsán fellépő meghibásodások általában meghatározó gazdasági jelentőségűek. Így az egyes esetek részletes kivizsgálására többnyire sor kerül. Ezeket nemzetközi szervezetek periodikusan nyilvánosságra is hozzák. Az egyik ilyen átfogó tanulmány 1998-ban jelent meg [2]. Napjainkban a világhálón az adatok, feldolgozási eredményeket összefoglaló jelentések száma meglehetősen nagy. Beütve a

„pipeline+failures” kifejezést pl. a Google keresőmotorba, a kapott találatok száma kb. 19 millió. Az egyik ilyen részletes elemzés a nigériai helyzetet tekinti át [3], de az USA-ra nézve a Wikipédia rögzíti az összes jelentősebb káresetet kronológiai sorrendben [4]. Az egyes törési, meghibásodási esetekhez köthető jelentések, a „Pipeline Failure Investigation Reports” letölthetők a PHMSA (Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration) honlapjáról [5], ahol a „Data and Statistics” alkönyvtárban megtalálható dokumentumok igen hasznos információkat szolgáltathatnak a hazai és nemzetközi helyzet összehasonlítására. A gázszállító vezetékek törési eseteinek feldolgozása ugyancsak szabadon letölthető [6]. A rendelkezésre álló igazán nagy adathalmazból csupán néhányat kiválasztva kellő biztonsággal értékelhetők a legfontosabb sérülési okok. Ezeket foglalja össze európai viszonylatban az 1. táblázat.

1. táblázat: A gázvezetékek meghibásodási okai

Meghibásodási ok	Gyakorisága %-ban
Harmadik fél okozta meghibásodás	49,6
Tervezési hiba, anyaghiba	16,5
Korrózió	15,4
Talajmozgás	7,3
Csőcsonkok meghibásodása	4,7
Más, ismeretlen meghibásodások	6,7



1. ábra. 2011 db meghibásodás okainak megoszlása [7]

Az 1. táblázat például meggyőzően szemlélteti azt a tényt, hogy a törési esetek mintegy 50 %-át a külső beavatkozások, hatások idézik elő, pl. feltárás, utólagos talajrendezés, stb. A meghibásodások második, harmadik legfontosabb kiváltó okai között a korrózió és a szerelési (általában a hegesztéshez kötődő) hibák szerepelnek. Ezt meggyőzően alátámasztják az 1. ábrán látható adatok is, ahol 2011 db. meghibásodás okainak feldolgozási eredményei láthatók. Ezek mintegy egyharmadát a hegesztett varratok minősége idézte elő.

A hazai olaj- és gázvezetékek sem kerülhették el a különböző szintű meghibásodásokat, töréseket, lyukadásokat. A napi sajtó természetesen foglalkozott ezen esetekkel. Csupán a jelentősebbeket kiemelve. Az olajvezetékek tekintetében a Barát-ság II.-ön észlelt hosszvarratos csövek „borzolták az idegeket”, mind az üzemeltető, mind pedig a gazdasági élet vezetőinél. Mivel nem voltak kellő pontossággal dokumentálva a FALK gyártmányú csövek beépítési helyei így nem is lehetett gondolni a hosszvarratos csövek szakszerű és pontos kiváltására. A törések egyébként törvényszerűen következtek be a változó belső nyomás és a „háztető alakú” hosszvarratok okozta 1,5-1,8 nagyságú feszültséggyűjtési tényező következtében. Érdekes és tanulságos esetnek tekinthető az olajvezeték üritése „csőgörény” segítségével, amikor a görény „pillanatig” a belógó körvarrat gyökén megakadt, miközben az olajtömeg szívó hatása miatt keletkezett vákuumban robbanó elegy keletkezett. A görényre ható szívó és nyomó erők ütő hatására a robbanó elegy berobbant és tipikus „gázrobbanás” szakította szét a vezeték egy részét. Ami a gázvezetéseket illeti, ezeken is következtek be jelentősebb anyagi kárt okozó törések. Ezek közül legjelentősebbnek a 2019 novemberében Püspökladány körzetében végbement eseménysorozat tekinthető. A meghibásodásokat előidéző műszaki okok között meghatározó módon a hegesztés, ill. a létesítés, építés hiányosságai húzódnak meg. A csővezetékek lehetséges repedésszerű hibáinak elemzéséhez kötődő közleménysorozatunk [8] folytatásaként a húzott csővezetékek körvarratiban előforduló hibák elemzését kívánjuk folytatni.

Jelen közleményünkben egy ilyen, alapvetően a csővezetékek építéséhez kötődő lehetséges körülményt kívánunk modellezni a törésmechanika legkonzervatívabb modelljének felhasználásával. A vizsgált esetek a következők:

- Kerületi irányú, teljes keresztmetszeten átmenő repedés,
- Kerületi irányú, belső felületi, kiterjedt repedés,
- Kerületi irányú, külső felületi, kiterjedt repedés,
- Kerületi irányú, belső felületi, elliptikus repedés.

1. Húzott csővezetékek biztonságának megítélése törésmechanika elvek figyelembevételével

Csővezeték építésénél, fektetésénél a legveszélyesebb hiba a kerületi irányú (körvarratban elhelyezkedő) különböző típusú és kiterjedésű repedések. E hiba több módon is keletkezhet. Például nem az előírások szerinti helyszíni gyökhegesztésnél, összeolvadási hibaként, avagy rossz (esős) időjárási viszonyok között nem az előírásoknak megfelelő hegesztési körülmények között a hőhatásövezetben vagy a varratágyban, stb. Az így keletkező repedések csúcsában számítható K feszültségintenzitási tényező számítására a szakirodalomban számos összefüggés fellelhető [8]-[14]. Ezek időnként egymással nem kompatibilis eredményeket szolgáltatnak azonos tartományokban, de az is előfordulhat, hogy a közleményekben elírások vannak, stb. Következésképpen mindig célszerű a talált összefüggések összehasonlítása.

A következő bekezdésekben több összefüggést hasonlítunk össze, valamint a VERB7 program által számolt eredményeket is ismertetjük.

Az összehasonlítás tárgyát képezik:

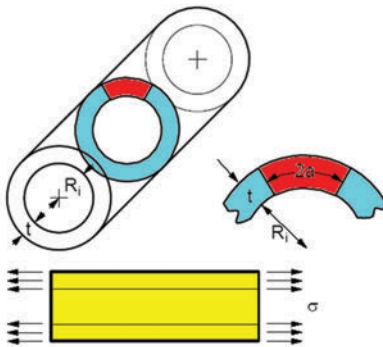
- Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. által alkalmazott összefüggések [9]
- VERB7 program számítási képleteiről megjelent dokumentum [12]
- VERB7 program által kirajzolt görbe [13]
- I. M. Dmytrakh, L. Tóth, O. L. Bilyy, A. M. Syrotyuk „Workability of materials and structural elements with sharp-tipped stress concentrators” c. könyvébenben megjelent összefüggések [14]

A szám példák a következő alapadatok alkalmazásával készültek:

- Belső sugár: $R=610$ mm,
- Falvastagság: $t=8$ mm,
- Az axiális irányú húzó feszültség: $\sigma=100,150,\dots,350$ MPa

1.1. Kerületi irányú, teljes keresztmetszeten átmenő repedés

A kerületi irányú teljes keresztmetszeten átmenő repedés (2. ábra) számításait elvégezve megállapítható, hogy a [9][12][14] irodalmak alapján a számítások megegyeznek, így a görbék egymáson futnak. Továbbá a számítási képletek alapján kapott görbék megegyeznek a VERB7 programban [13] ábrázolt görbével. A különböző megoldókkal kapott eredményeket a 3. ábra mutatja. Különböző mértékű feszültségértékek esetén is ábrázoltuk a görbéket, amelyeket a 4. ábra szemléltet.



2. ábra: A kerületi irányú teljes keresztmetszeten átmenő repedés

Alkalmazott számítási összefüggések:

$$K_I = F_0 \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (1.1)$$

$$F_0 = \left(\frac{I_0}{2\pi a} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (1.2)$$

$$I_0 = \left(\sqrt{8} (F_{k0}^2 - 1) + \pi \frac{\beta^2}{\delta} \right) \frac{\alpha^2}{\tau}, \quad (1.3)$$

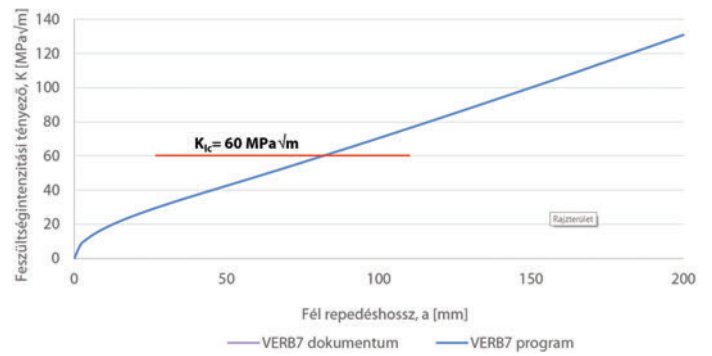
$$F_{k0} = 1 + \mu \frac{1 - \frac{\alpha}{\tau} \tan \alpha}{2\alpha}, \quad (1.4)$$

$$\mu = \frac{\sqrt{2}}{\frac{1}{\tan \left(\frac{\pi - \alpha}{\sqrt{2}} \right)} + \frac{\sqrt{2}}{\tan \alpha}}, \quad (1.5)$$

$$R_0 = R + \frac{t}{2}, \quad (1.6)$$

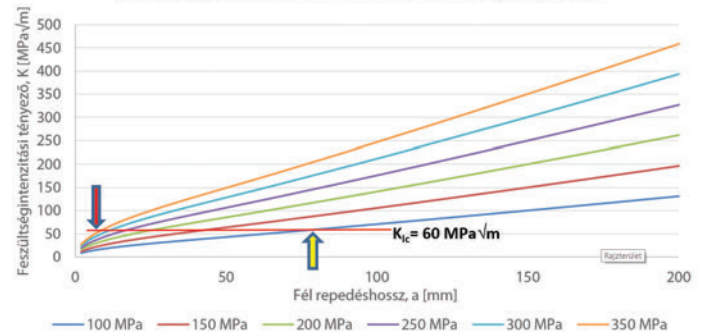
$$\xi = 0,3, \quad (1.7)$$

Feszültségintenzitási tényező, húzott csőben, kerületi irányú, átmenő repedés esetén, különböző megoldókat alkalmazva



3. ábra: A kerületi irányú teljes keresztmetszeten átmenő repedés különböző megoldókkal $\sigma = 100 \text{ MPa}$ axiális irányú terhelésnél

Feszültségintenzitási tényező, húzott csőben, kerületi irányú, átmenő repedés esetén, különböző feszültségek hatására



4. ábra: Kerületi irányú, teljes keresztmetszeten átmenő repedés feszültségintenzitási tényezőjének változása a feszültség növelésének hatására

$$\delta = \frac{\alpha}{2\tau}, \quad (1.8)$$

$$\tau = \frac{\sqrt{\frac{t}{R_0}}}{\left(12(1 - \xi^2) \right)^{\frac{1}{4}}}, \quad (1.9)$$

$$\beta = 1 + \frac{\pi}{16} \delta^2 - 0,0293 \delta^3, \quad \text{ha } \delta \leq 1, \quad (1.10)$$

$$\beta = \left(\sqrt{8} \frac{\delta}{\pi} \right)^{0,5} + \left(\frac{0,179}{\delta} \right)^{0,885}, \quad \text{ha } \delta > 1. \quad (1.11)$$

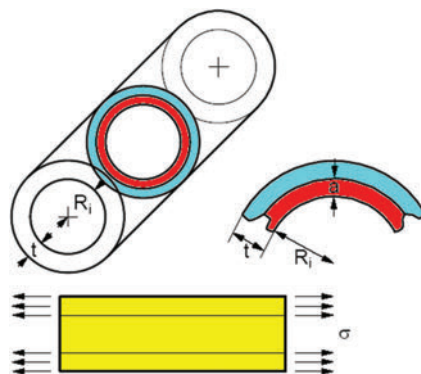
Ahol:

- R belső sugár,
- 2a repedéshossz,
- t falvastagság,
- σ axiális irányú (húzó) feszültség.

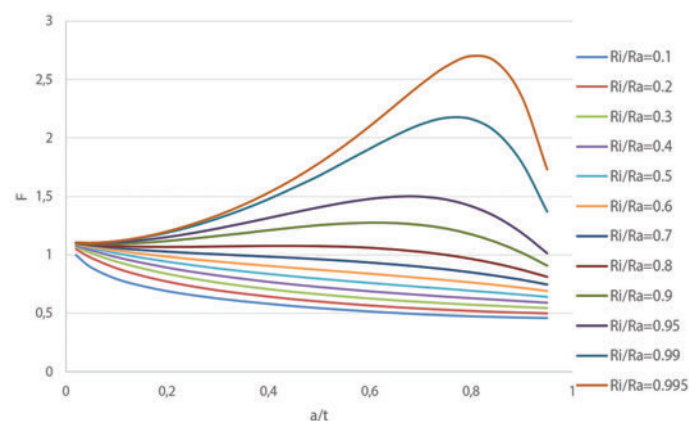
1.2. Kerületi irányú, belső felületi kiterjedt repedés

A kerületi irányú, belső felületi kiterjedt repedés (5. ábra) esetén a [9][12] és [14] irodalmak alapján meghatározott F értékének számításánál a [12]-es irodalom egy táblázatot (2. táblázat) ad meg, a [9] és [14] irodalmak pedig a táblázat értékeinek ábrázolásából (6. ábra) adódó 6-od rendű polinomokkal számolja F értékét. Az F az a/t és az R_i/R_a értékek alapján határozható meg. A 2. táblázat, a 6. ábra és az így számított F értékek, ill. a K számítására használt összefüggések összhangjában ellentmondásokat tapasztaltunk. Ezen ellentmondás feloldása további erőfeszítéseket (és időt), valamint a programot kifejlesztő intézet munkatársaival való konzultációt igényel. A VERB7 program felhasználásával számított K értékeket viszont mérvadónak tekintjük, hiszen a

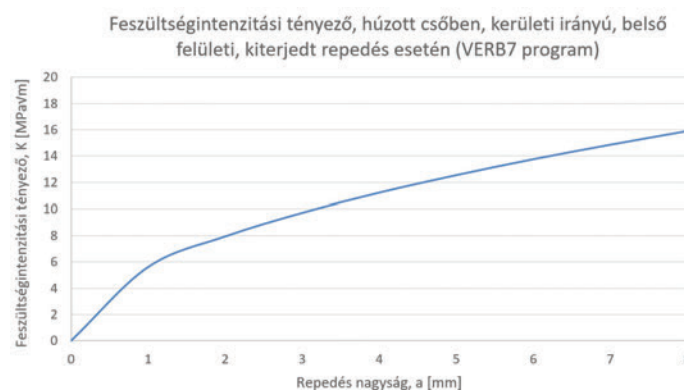
K -a görbe mindenképpen reális nagyságrendeket mutat.



5. ábra: A kerületi irányú, belső felületi kiterjedt repedés



6. ábra: 2. táblázat értékeinek ábrázolása



7. ábra: A kerületi irányú, belső felületi kiterjedt repedés SIF függvénye, $\sigma=100$ MPa húzófeszültség esetén (VERB7 program)

2. táblázat: Az F értékei az a/t és R_i/R_a értékek függvényében

a/t	R_i/R_a											
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,95	0,99	0,995
0,02	0,997	1,05	1,071	1,082	1,089	1,094	1,098	1,101	1,103	1,105	1,106	1,106
0,05	0,891	0,976	1,017	1,042	1,058	1,07	1,08	1,088	1,095	1,099	1,103	1,104
0,1	0,792	0,887	0,944	0,983	1,013	1,037	1,057	1,076	1,094	1,105	1,117	1,12
0,15	0,733	0,823	0,887	0,935	0,975	1,009	1,04	1,071	1,103	1,124	1,148	1,153
0,2	0,688	0,773	0,839	0,893	0,941	0,984	1,026	1,069	1,119	1,151	1,191	1,202
0,25	0,654	0,732	0,799	0,857	0,911	0,962	1,014	1,07	1,139	1,185	1,246	1,265
0,3	0,625	0,698	0,764	0,825	0,883	0,942	1,004	1,073	1,162	1,225	1,313	1,34
0,35	0,601	0,67	0,734	0,797	0,859	0,923	0,993	1,076	1,185	1,269	1,39	1,429
0,4	0,58	0,645	0,708	0,771	0,836	0,905	0,983	1,078	1,21	1,315	1,477	1,533
0,45	0,56	0,622	0,684	0,748	0,815	0,888	0,973	1,078	1,233	1,362	1,575	1,651
0,5	0,543	0,603	0,664	0,727	0,795	0,871	0,961	1,076	1,253	1,407	1,677	1,786
0,55	0,528	0,585	0,645	0,708	0,777	0,855	0,948	1,071	1,267	1,447	1,793	1,936
0,6	0,514	0,569	0,628	0,69	0,759	0,838	0,933	1,062	1,274	1,479	1,908	2,102
0,65	0,502	0,555	0,612	0,674	0,742	0,82	0,916	1,047	1,271	1,498	2,019	2,279
0,7	0,491	0,543	0,599	0,659	0,725	0,802	0,897	1,027	1,255	1,499	2,114	2,456
0,75	0,481	0,532	0,586	0,644	0,709	0,783	0,875	1,001	1,225	1,474	2,171	2,611
0,8	0,473	0,523	0,575	0,631	0,692	0,763	0,849	0,966	1,176	1,417	2,161	2,701
0,85	0,467	0,514	0,565	0,618	0,676	0,741	0,819	0,924	1,108	1,324	2,047	2,649
0,9	0,462	0,508	0,555	0,605	0,658	0,717	0,785	0,872	1,019	1,187	1,789	2,354
0,95	0,458	0,502	0,546	0,592	0,64	0,69	0,745	0,811	0,91	1,012	1,371	1,733

Alkalmazott számítási összefüggések:

$$K = \sigma \frac{F}{\sqrt{1 - \frac{a}{t}}} \sqrt{\pi a}, \quad (1.12)$$

$$R_a = R_i + a, \quad (1.13)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,1,$$

$$F = 18,126 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 60,398 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 80,005 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 53,794 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 19,737 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 4,2679 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,0695, \quad (1.14)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,2,$$

$$F = 6,4624 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 22,558 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 31,873 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 23,593 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 10,194 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 2,9789 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1043, \quad (1.15)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,3,$$

$$F = 2,2616 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 8,3136 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 12,55 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 10,276 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 5,3034 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 2,0964 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,104, \quad (1.16)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,4,$$

$$F = 0,9373 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 3,6863 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 5,9154 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 5,2604 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 3,1084 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 1,547 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1113, \quad (1.17)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,5,$$

$$F = 0,738 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 2,717 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 4,0625 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 3,4799 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 2,0587 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 1,1521 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1111, \quad (1.18)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,6,$$

$$F = 0,5325 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 2,1951 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 3,5142 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 3,1796 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 1,7611 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0,8832 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1106, \quad (1.19)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,7,$$

$$F = 0,9608 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 3,6886 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 5,5372 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 4,7111 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 2,2103 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0,72 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1113, \quad (1.20)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,8,$$

$$F = 1,4953 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 5,014 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 6,7181 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 5,7056 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 2,7044 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0,5686 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,111, \quad (1.21)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,9,$$

$$F = 5,212 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 15,035 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 15,932 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 10,163 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 4,2335 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0,5085 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,113, \quad (1.22)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,95,$$

$$F = 9,9121 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 29,56 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 30,515 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 16,756 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 6,1363 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0,5709 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1142, \quad (1.23)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,99,$$

$$F = 0,8153 \left(\frac{a}{t}\right)^6 - 24,875 \left(\frac{a}{t}\right)^5 + 39,8 \left(\frac{a}{t}\right)^4 - 24,52 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 9,0982 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0,7477 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1192, \quad (1.24)$$

$$Ha \frac{R_i}{R_a} = 0,995,$$

$$F = -58,423 \left(\frac{a}{t}\right)^6 + 114,46 \left(\frac{a}{t}\right)^5 - 82,249 \left(\frac{a}{t}\right)^4 + 26,186 \left(\frac{a}{t}\right)^3 - 0,5439 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + 0,0366 \left(\frac{a}{t}\right) + 1,1035. \quad (1.25)$$

1.3. Kerületi irányú, külső felületi kiterjedt repedés

A kerületi irányú, belső felületi kiterjedt repedés (8. ábra) esetén a SIF értékek jó egyezést mutatnak. Ezt a 9. ábra szemlélteti.

Alkalmazott számítási összefüggések:

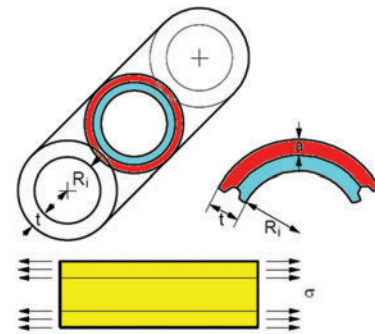
$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \frac{F}{\sqrt{Y}}, \quad (1.26)$$

$$F = \frac{1 - R_{ia}^2}{\left[1 - (1 - R_{ia}) \frac{a}{t}\right]^2 - R_{ia}^2}, \quad (1.27)$$

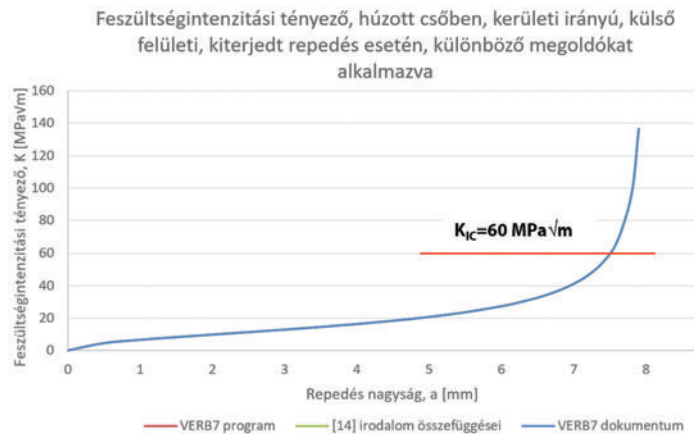
$$R_{ia} = \frac{R_i}{R_i + t}, \quad (1.28)$$

$$Y = 0,8 + (1 - R_{ia}) \frac{a}{t} \frac{H}{1 - (1 - R_{ia}) \frac{a}{t}}, \quad (1.29)$$

$$H = 4 + 1,08 \frac{R_{ia}}{(1 - R_{ia}) \left(1 - \frac{a}{t}\right)}. \quad (1.30)$$



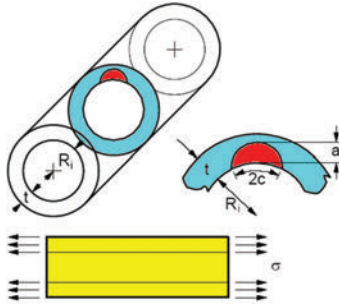
8. ábra: Kerületi irányú, külső felületi kiterjedt repedés



9. ábra: A feszültségintenzitási tényező értéke $\sigma = 100$ MPa húzófeszültség esetén

1.4. Kerületi irányú, belső elliptikus repedés

Kerületi irányú, belső elliptikus repedés (10. ábra) esetén a [9][12][14] irodalmak képletei alapján ábrázolt és a VERB7 program [13] alapján kirajzoltatott görbék megegyeznek. A VERB7 program további alkalmazhatósági kritériumokat ad meg, amelyek a többi dokumentumban nem szerepel. A feszültségintenzitási görbéket $a/c=0,5$ arány esetén a 11. ábra, $a/c=0,8$ arány esetén pedig a 12. ábra mutatja.



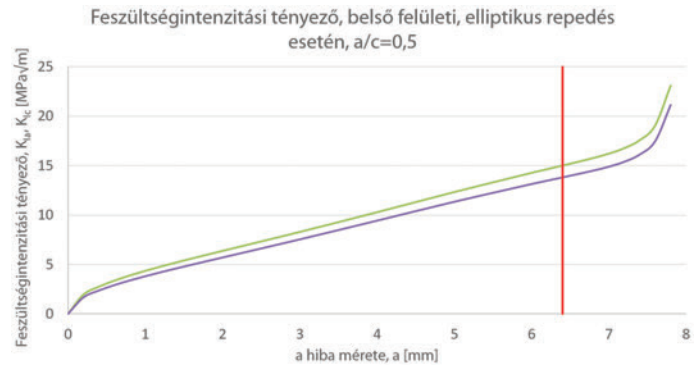
10. ábra: Kerületi irányú, belső elliptikus repedés

A VERB7 program által megadott alkalmazhatósági kritériumok: [13]

$$\frac{a}{t} < 0,8,$$

$$\frac{t}{R_i} < 0,2,$$

$$0,167 < \frac{a}{c} < 1.$$



11. ábra: Feszültségintenzitási tényező $a/c=0,5$ arány esetén

Alkalmazott számítási összefüggések:

$$K_a = \sigma Y_a \sqrt{a}, \quad K_c = \sigma Y_c \sqrt{a}, \quad (1.31)-(1.32)$$

$$Y_a = \frac{1}{\sqrt{1-\frac{a}{t}}}(Y_1 + Y_2 + Y_3), \quad Y_c = \frac{1}{\sqrt{1-\frac{a}{t}}}(Y_4 + Y_5 + Y_6), \quad (1.33)-(1.34)$$

$$Y_1 = 1,6561 - 0,3944\left(\frac{a}{c}\right) - 0,46115\left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,33664\left(\frac{a}{c}\right)^3 + \frac{a}{t} \left[-0,78383 - 0,4868\left(\frac{a}{c}\right) - 23,844\left(\frac{a}{c}\right)^2 + 1,1149\left(\frac{a}{c}\right)^3 \right], \quad (1.35)$$

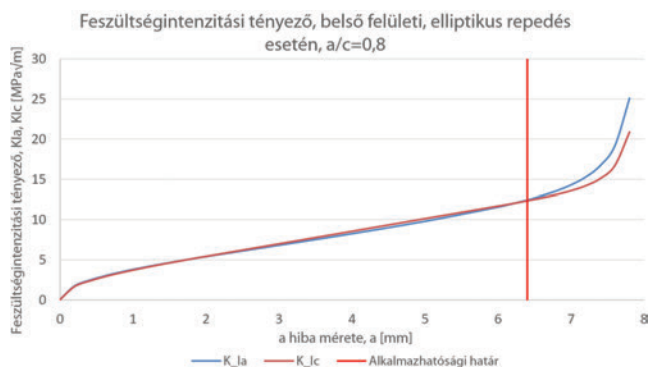
$$Y_2 = \left(\frac{a}{t}\right)^2 \left[0,04206 + 13,568\left(\frac{a}{c}\right) - 23,844\left(\frac{a}{c}\right)^2 + 11,147\left(\frac{a}{c}\right)^3 \right], \quad (1.36)$$

$$Y_3 = \left(\frac{a}{t}\right)^3 \left[0,48946 - 18,201\left(\frac{a}{c}\right) + 33,969\left(\frac{a}{c}\right)^2 - 17,301\left(\frac{a}{c}\right)^3 \right], \quad (1.37)$$

$$Y_4 = 1,126 + 0,232\left(\frac{a}{c}\right) - 0,28484\left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,063055\left(\frac{a}{c}\right)^3 + \frac{a}{t} \left[1,2214 - 7,6912\left(\frac{a}{c}\right) + 10,601\left(\frac{a}{c}\right)^2 - 4,9324\left(\frac{a}{c}\right)^3 \right], \quad (1.38)$$

$$Y_5 = \left(\frac{a}{t}\right)^2 \left[-3,1601 + 25,091\left(\frac{a}{c}\right) - 41,651\left(\frac{a}{c}\right)^2 + 21,397\left(\frac{a}{c}\right)^3 \right], \quad (1.39)$$

$$Y_6 = \left(\frac{a}{t}\right)^3 \left[1,6496 - 20,361\left(\frac{a}{c}\right) + 35,868\left(\frac{a}{c}\right)^2 - 18,949\left(\frac{a}{c}\right)^3 \right]. \quad (1.40)$$



12. ábra: Feszültségintenzitási tényező $a/c=0,8$ arány esetén

2. Gyakorlati megállapítások

A kidolgozott számpéldák eredményei alapján levonható GYAKORLATI következtetések megfogalmazásához tekintsük a cső anyagának repedésterjedéssel szembeni ellenállását, a törési szívósságot $K_{IC}=60 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ értékűnek. Mindenképpen hangsúlyozni kell, hogy a csövek alapanyaga ennél lényegesen szívósabb, kb. $K_{IC}=150 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. A hegesztett varratok szívóssága is jóval meghaladja a $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ nagyságot. Mindezek előre bocsátásával nézzük a kidolgozott esetek számszerű eredményeinek értékelését.

2., 3. és 4. ábrák: A cső mintegy 1885 mm körületét figyelembe véve $\sigma=100\text{--}350 \text{ MPa}$ húzó terhelésnél az átmenő repedés kritikus mérete 20–160 mm (3. és 4. ábra). Ez a tartomány olyan nagy, hogy a vezeték fektetése során már szabad szemmel is érzékelhető, ill. a nyomáspróba során biztosan érzékelhető. Ebből viszont az is következhet, hogy a vezetéképítés során igen nagy valószínűséggel nem keletkezhetsz átmenő repedés. Az más kérdés, hogy a csővezeték fektetése során milyen járulékos, és leginkább maradó feszültségeket előidéző beavatkozások történhetnek. E járulékos terhelések, a lokális károsodások sebességét általában lényegesen növelhetik.

5., 6. és 7. ábrák: Belső körkörös repedés, 7. ábrán látható $\sigma=100 \text{ MPa}$ axiális terhelésre jellemző K-a görbét összehasonlítva a 4. ábrán feltüntetett külső körkörös repedésre vonatkozó K-a görbével, ugyanazokat a gyakorlati következtetéseket vonhatjuk le, mint amelyeket már az előző ábrák alapján megtettünk. Azt azonban meg kell jegyezni, hogy a 6. ábrához kötődően diszkrepanciákat tapasztaltunk az F tényező, a közölt összefüggések és a K_I számítására használt kifejezések között. A felhasznált VERB7 program azonban – úgy tűnik – reális eredményeket szolgáltat.

8. és 9. ábrák: Külső körkörös kerületi repedés esetén $K_{IC}=60 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ törési szívósság feltételezésénél a kritikus repedésméret mintegy 7,5 mm, azaz a falvastagság mintegy 0,9 része $\sigma=100 \text{ MPa}$ axiális terhelésnél. Mivel a K-a görbe második szakasza szinte egyenes vonal, és a K értéke a mindenkor-i feszültséggel egyenesen arányos, így ha a húzó feszültség növekszik, akkor a K értéke is vele egyenes arányban növekszik. A 9. ábrát szemlélve látható, hogy még $\sigma=300 \text{ MPa}$ axiális terhelés esetén is kb. 5 mm mélységű körkörös repedés válhat kritikus méretűvé. A $t=8 \text{ mm}$ -es falvastagságot tekintve akár a falvastagság 60%-ára kiterjedő körkörös varratgyi repedés lehet csupán kritikus.

10., 11. és 12. ábrák: A 11. és 12. ábrák K-a függvényeinek függőleges, K értékeit szemlélve látható, hogy még meg sem közelítik a $K_{IC}=60 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ törési szívósság értékét, következésképpen a belső félelliptikus repedésszerű hibák a belső felületen egyáltalán nem veszélyesek a csővezetékek fektetése során. Szerepük csupán akkor erősödhet fel, ha környezetükben a vezetéképítés során jelentős maradó feszültségek keletkezhetnek. Ez ugyanis a vezeték üzemeltetése során hozzájárulhat a hiba terjedési sebességének gyorsulásához.

A cikksorozat folytatásaként egyrészt megkíséreljük „kibogozni” azon hibákat a közölt K-a görbék számítására, amelyeket eddig észleltünk, ill. összehasonlítjuk a csővezetékekben előforduló különböző hibák veszélyességét.

3. Összefoglalás

A közlemény célkitűzését és a kidolgozott számpéldák eredményeit tekintve az alábbi megállapítások tehetők:

1. A törésmechanika jelenlegi eszközrendszere (kézikönyvek, számítástechnikai háttér) lehetővé teszi azt, hogy a csővezetékek fektetése során gyorsan és könnyen felmérjük a csövek körvarratiban előforduló hegesztési hibák várható hatását.
2. A különböző forrásokban található kifejezések helyessége azonban mindig ellenőrizendő, mert rutinszerű használata egyrészt irreális eredményeket adhat, másrészt az is lehetséges, hogy ezeket csupán egy-egy kiemelt tartományokra fejlesztették ki, következésképpen az extrapolált külső tartományokban nem használhatók.
3. Az elvégzett konkrét számítások arra utalnak, hogy a helyszíni körvarratok

legdurvább hegesztési hibái még a legkonzervatívabb mechanikai modell feltételezésével sem igazán veszélyesek abban az esetben, ha a fektetés során járulékos maradó feszültségeket nem idéznek elő.

4. Az előző két pontból következik az, hogy megfontolandó a helyszíni körvarratok minősítő rendszerébe egy olyan javítandó/nem javítandó kritériumrendszer beépítése, amely figyelembe veszi az esetleges javítási költségeket és a technológia okozta járulékos feszültségek mérlegelését a törésmechanika nyújtotta eszközrendszer felhasználásával.
5. Igen hasznos lenne a csővezeték építése, fektetése során olyan technológia kidolgozása, amely kiinduló adatokat szolgáltatna a vezetékben – különösen a hegesztett kötéseiben – előidézett maradó feszültségekről, azok nagyságrendjéről.

Irodalom:

- [1] Mindent a földgázról – Magyar vezetékhálózat: <http://www.mindentafoldgazrol.hu/ellatasbiztonsag/foldgaszallitas/magyar-vezetekrendszer> (Megtekintés dátuma: 2020.08.)
- [2] Performance of cross-country oil pipelines in western europe. CONCAWE Report 6/98, Brussels, 1998, November
- [3] Ben E. C. Boyter's Blog: <http://www.boyter.org/wp-content/uploads/2014/12/Oil-Gas-Pipeline-Failure-Rates.pdf> (Megtekintés dátuma: 2015.05)
- [4] List of pipeline accidents in the United States http://en.wikipedia.org/wiki/List_of_pipeline_accidents_in_the_United_States_in_the_21st_century (Megtekintés dátuma: 2015.05.)
- [5] Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration: <http://phmsa.dot.gov/pipeline/library/failure-reports> (Megtekintés dátuma: 2015.05.)
- [6] E. Phillip Dahlberg and T. V. Bruno: Analysis of Gas Pipeline Failure <http://home.eng.iastate.edu/~jdm/katrina/Data/Natural%20Gas/NG%20Transportation/Analysis%20of%20Gas%20Pipeline%20Failure.pdf> (Megtekintés dátuma: 2015.05.)
- [7] Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration <https://www.phmsa.dot.gov/data-and-statistics/pipeline/source-data> Megtekintés dátuma: 2015.05.)
- [8] Dudra J., Erdei R., Tóth L.: Mindennapi törésmechanika a szerkezetek biztonságos üzemeltethetőségének alapja. Anyagvizsgálók Lapja, A Magyar Roncsolásmentes Vizsgálati Szövetség Lapja, ISSN: 1215-8410, 2019/IV p.30-41.
- [9] Dudra J., Erdei R., Tóth L.: Mindennapi törésmechanika – Belső nyomással terhelt csővezetékek biztonsága. Anyagvizsgálók Lapja, A Magyar Roncsolásmentes Vizsgálati Szövetség Lapja, ISSN: 1215-8410, 2020/I p.5-10
- [10] L. Tóth., P. Rossmanith: Kísérleti és numerikus feszültséganalízis, A törésmechanika és az anyagvizsgálat története, TEMPUS S_JEP_11271 projekt, Miskolc, 1999 <https://mek.oszk.hu/01100/01191/index.phtml>
- [11] G. Pluvinau, L. Tóth: Kísérleti és numerikus feszültséganalízis, Törésmechanikai példatár, TEMPUS S_JEP_11271 projekt, Miskolc, 1999 <https://mek.oszk.hu/01100/01192/index.phtml>
- [12] Formulae for stress intensity factors and plastic loads IWM

Új szakmérnöki Kurzus: Szerkezetintegritás - Roncsolásmentes vizsgálat



A **Debreceni Egyetem Műszaki Kara** új, levelező típusú **képzést indított** a 2020-2021-es tanév I. félévében **Szerkezetintegritási és roncsolásmentes vizsgálat szakmérnök** címmel. A 180 óra terjedelmű 2 féléves képzés 13 különböző tantárgyaiban **20%-ot** képviselnek a **matematikai** (gépi tanulás, matematikai statisztika és véges elemes eljárások), **35%-ot** az **anyagokra** vonatkozók (tulajdonságok változása, hibák értékelése, szerkezetek megbízhatósága) és **45%-ot** a **roncsolásmentes vizsgálati** módszerek, ezek megbízhatósága és az ipar 4.0-ban betöltött szerepük). A képzést sikeresen befejező hallgatók a MAROVISZ harmadik szintű roncsolásmentes anyagvizsgáló tanúsítását is megkaphatják.

A képzés részleteiről Dr. Mankovits Tamás tanszékvezető ad részletesebb tájékoztatást (tamás.mankovits@eng.unideb.hu), ill. a

<https://mecheng.unideb.hu/hu/szerkezetintegritasi-es-roncsolasmentes-vizsgalo-szakmernok> honlapon tájékozódhatnak az érdeklődők. A jelentkezés **szepember utolsó napjáig** lehetséges

Miért és most jelenik meg Dr. Lehofer Kornél cikke?

A felelős szerkesztő megjegyzései

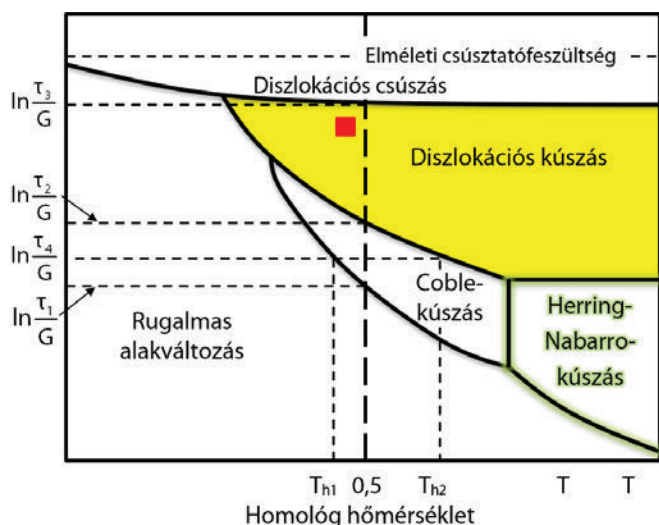
A lapszámunkban ezt követő cikkekre pillantva a Tisztelt Olvasó joggal veti fel a címben jelzett kérdést. Nem szabad senkiben kételyeket hagyni, hanem egyenes választ kell adni! A válaszban mindenképpen szakmai és személyes motívumok szerepelnek. Ha csupán az egyiket tudnám előhozni, akkor Lehofer Kornél hosszú, és kollégáimnak igen nagy előkészítő munkát jelentő cikkének megjelentetése nehezen indokolható. Kezdjük a szakmai tartalommal. A II. világháborút követően a romhalmazzá vált Európa energiatermelését biztosítani kellett. Új erőművek építése nem volt megkerülhető. Ezeket általában 100.000 üzemórára, több mint 11 éves folyamatos üzemeltetésre tervezték. Milyen szervezetek, kik garantálták azt, hogy a beépített acélok ennyi ideig kibírják az üzemi hőmérsékleten (általában 540°C-on) fellépő terheléseket, legyen az kvázistatikus vagy ismétlődő, esetleg ezek kombinációja? Ilyen vizsgálati eredmények nem álltak rendelkezésre, következésképpen a szakma az erőművek tényleges biztonságának megítélésében „ugrott a sötétbe”. Ezzel egyidejűleg megindultak az igen költséges vizsgálatok (5-10-15-20 éven át konstans értéken kell tartani a vizsgálati hőmérsékletet $\pm 1-2^\circ\text{C}$ tartományban), ill. keresni kellett az anyag-szerkezettani, az elméleti háttereket, a fizikai alapokat.

A kúszás mechanizmusát két paraméter, a terhelés nagysága és hőmérséklet határozza meg. Ezekről ad áttekintő képet az ún. Ashby diagram (lásd 1. ábra.), amelyben a két meghatározó para-

méter függvényében van feltüntetve a meghatározó kúszási mechanizmus. Az erőművi berendezések tervezésénél alapvető cél a szerkezeti elem lehető legkisebb súlya, azaz a még megengedhető legnagyobb feszültség. Ezt illusztrálja az előzőekben vázolt diagramba berajzolt piros négyszög. A kúszás mechanizmusa ekkor a **diszlokációk kúszása**. Lehofer Kornél az anyagok folyási határa és a kúszási jellemzők között keres kapcsolatot. A folyási határban viszont a **diszlokációk csúszási** mechanizmusa érvényesül. A két mechanizmus (a diszlokációk kúszása és csúszása) között csak akkor van alapja a korrelációs kapcsolat keresésének, ha a diszlokációk mozgásának akadályrendszere stabil, azaz oldódási és kiválási folyamatok nem mehetnek végbe. Ez megfelelő ötvözással és hőkezeléssel biztosítható. A gyakorlatban ezt „relatív stabil” szövetszerkezetnek nevezzük.

Az anyagtudományi ismeretek tárháza egyben az erőművek hatásfok-javítási törekvéseinek „szolgáló leánya”, az üzemi hőmérséklet folyamatos emelésének lehetőségével. Az alapkérdés relatíve egyszerű: Hogyan biztosítható az adott üzemeltetési körülmények között (hőmérséklet és terhelés) a diszlokációk mozgását akadályozó szövetszerkezet stabilitása? Az egyik válasz nyilvánvaló: a kis terheléssel. Ez viszont igen nagy méretekhez vezet (pl. a gőzvezetékek túlzott falvastagsága, nagy méretek és súlyok). Ekkor ugyanis az Asby-diagram „*rugalmas alakváltozások*” tartományában vagyunk. A másik lehetséges választ az bonyolítja, hogy az acélok vaskarbidja (Fe_3C -je) 540-560°C-on hosszú ideig tartva lassan bomlásnak indul, annak ellenére, hogy 723°C-on keletkezik. A metallurgusok, az acélgártók ezért olyan ötvöző elemeket alkalmaznak, amelyek affinitása a C-hez nagyobb, mint az Fe-jé, következésképpen nagyobb hőmérsékleteken is stabilabb karbidok jöhetnek létre. A kohászok ezt az alapelvet igyekeznek kivitelezni a „költségek” és az erőművek építése során általánosan alkalmazott „nélkülözhetetlen hegesztéstechnológia hatásának” szorításában. Egyszerűbben fogalmazva: bármennyire is stabil az acélban a diszlokációk akadályrendszere, a hegesztés során a varrat környékén instabillá fog válni! Ez pedig azt eredményezi, hogy a szerkezetek legveszélyesebb helyei a varratok környezetei.

A vázlatosan említett problémákkal kapcsolatban



1. ábra. A kúszási mechanizmusok Ashby-diagramja

házánkban is megindultak a kutatások. Kúszás-vizsgálatok sora indult a Csepel Művekben, a VASKUT-ban, az ERŐKAR-nál, a Lenin Kohászati Üzemekben és a Miskolci Nehézipari Műszaki Egyetem Mechanikai Technológia Tanszékén (akkor még ez volt a hivatalos neve). Ha neveket is kellene sorolni, akkor Süle János (ERŐKAR), Mester István (mindenki „Pista Bácsi”-ja) és Szombatfalvi Árpád (VASKUT), Czákó Lajos és Vízgy György (LKM és NME), ill. Lehofer Kornél (Csepel Művek). A legjelentősebb publikációs tevékenység kétségtelenül Lehofer Kornél nevéhez fűződik, aki kandidátusi értekezését megvédve élete végéig nemzetközi szinten művelte e témakört. A hazai szakirodalomban böngészve azonban rátalálhatunk 100.000 órás kúszásvizsgálati eredményekre is. Költségeit tekintve mindenképpen el kell gondolkodnunk. Ebből adódóan az 1960-as években még nem voltak olyan nemzetközi adatbázisok, amelyek a hosszú idejű kúszásvizsgálatok eredményeit gyűjtötték. Ez mindenkinek a saját privilégiuma volt, hiszen piaci értéket képviselt. A bennük rejlő lehetőségeket az acélgyártókkal összefogva ki is tudták használni új acélminőségek kifejlesztésére. Ez semmiképpen nem elhanyagolható piaci érdek. Később a '60-as és '70-es években a politikai közösségek (KGST, NATO, stb.) országai már rátértek az adatbázisok (belső használatú kézikönyvek) összeállítására. A KGST keretében futó 22K program egyik alprogramja éppen e témakörre fókuszált.

Később az 1990-es évek elején a nemzetközi együttműködés felgyorsult és egyre több szervezet alakult a meglehetősen költséges vizsgálatok meglevő eredményeinek gyűjtésére és közkinccsá tételére, szabadon hozzáférhető elemzésére. Az ilyen szervezetek egyike a European Creep Collaborative Committee (ECCC-<https://www.eccc-creep.com/>). Ami a „Lehofer-cikk” megjelentetésének személyes motívumait illeti két forrást javaslok a Tisztelt Olvasónak. Az egyik a lapunk 2007/3 számában közölt nekrológom, a másik a lapot alapító Szappanos György visszaemlékezése a 2020/1 számban. Lehofer Kornél most közzétett és még nem publikált összefoglaló közleménye nem készülhetett volna el Dr. Dudra Judit, Dr. Mankovits Tamás, Erdei Réka, Holló Dániel és Balogh Bence aktív, kreatív és kitartó közreműködése nélkül. Köszönet érte. Végezetül álljon itt a VIII. Országos Törésmechanikai Szeminárium (Miskolctapolca, 2006. október 16-17.) résztvevőinek egy csoportja, ahol Lehofer Kornél még „Növelt hőmérsékleten üzemelő szerkezetek élettartama” címmel, az első napon, 11:55-12:30 között előadást tartott. Neve az akkori címjegyzékben így volt olvasható: Dr. Lehofer Kornél, felelős szerkesztő, Budapest Pf. 528. A fényképre pillantva szomorúan veszem tudomásul, hogy Kornél barátomon kívül már Dr. Somogyi György (első sor bal oldalán) és Dr. Nagy Gyula (bal oldal, utolsó sor második) is a végtelenség útján lépked.



2. ábra. VIII. Országos Törésmechanikai Szeminárium (Miskolctapolca, 2006. október 16-17.) résztvevői

A folyáshatár mint anyagszerkezet-jellemző és szerepe a méretezésben

Lehofer Kornél

Budapest

2006

Előszó

A hiányérzetem, amely abból fakadt, hogy az anyagszerkezet és a mechanikai tulajdonságok kapcsolatát leíró fémfizikai modellek nem épülnek be a méretezés elméletbe, akkor tudatosult bennem, amikor pályakezdő metallográfus koromban a Csepeli Erőmű főmérnöke letett az asztalomra egy mintegy 100.000 óra után még ép, illetve már felrepedt túlhevítő csövet és azt kérdezte: „*meddig üzemeltethető még a 100.000 órára méretezett kazánunk?*”

A válaszomhoz szükséges utánjárás, mint kutatási program – a közbenső eredményeim ellenére – mindmáig elkísér.

A most közreadott tanulmányom célja, hogy egységes keretbe foglalva bemutassa, az ötvözet-csoportra érvényes, fémfizikailag megalapozott, intelligens adatbázisok létesítésének módszerét és használhatóságát a mérnöki gyakorlatban.

Köszönöm Dr. Tóth László professzor úrnak, a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közalapítvány Logisztikai és Gyártástechnikai Intézet (Bay-Logi¹) igazgatójának biztatását és segítségét e tanulmányom – később talán jegyzetként is megjelenő – CD változatának kiadásáért.

Szakmánkat művelők minden észrevételét köszönettel fogadja a szerző: Lehofer Kornél.

1. Bevezetés, alapelvek

A gépészet mai fejlettségi szintjén a háztartási gépektől az űreszközökig terjedő sokféle funkcionális igényre tervezett szerkezetek anyagaival szemben támasztott követelmények kielégítése érdekében a tervezőmérnök nagyszámú szerkezeti anyag közül választhat. Ha a jegyzetünk tárgykörére tekintettel a nemfémes szerkezeti alap- és kompozit anyagok egyre terebélyesedő kínálatától el is tekintünk, még akkor is a szerkezeti vas- és fémtövezetek – nemzetközi szabványokban és céges ajánlatokban rögzített – választéka igen széles. Az eligazodás általában nem könnyű, mivel a különféle szerkezeti anyagokat a manapság korszerűnek mondott számítógépes adatbázisok is a kémiai összetételhez kötött minőségjel szerint tartalmazzák. Így az azonos

célra szóba jöhető ötvözeteknek a teherviselő fém-szerkezet szilárdsági méretezéséhez szükséges mechanikai tulajdonságainak, nemkülönben a feldolgozhatósági (pl. hőkezelés, hegesztés), illetve a felhasználhatósági (pl. korrózióállóság) tulajdonságainak a kiválasztást segítő összehasonlító – netán gazdasági szempontokat is figyelembe vevő – értékelése sem könnyű feladat.

Nehezíti a feladatmegoldást az a körülmény is, hogy az acélból és fémtövezetekből épített szerkezetek szilárdsági méretezéséhez és biztonságos működtetésük megítéléséhez szükséges mechanikai tulajdonságok hiányosan állnak rendelkezésünkre, különösen a hosszabb, nagyságrendileg a 10^5 h élettartamhoz tartozó kúszási és kifáradási szilárdságok. Egyrészt a különböző összetételű és hőkezelési állapotú szerkezeti anyagok nagy száma, valamint az időben változó hő- és mechanikai igénybevételek, illetve az egyéb járulékos igénybevételi (pl. korróziós, neutron besugárzási) hatások sokfélesége miatt, másrészt, mert az anyag szerkezete és mechanikai tulajdonságai közötti fémfizikai összefüggésekről is hiányosak még az ismereteink. Ezért még akkor is idő- és költségigényes vizsgálatokra kényszerülünk, amikor egy már vizsgált típusú ötvözetből kissé eltérő összetételű és/vagy hőkezelésű ötvözet tulajdonságára van szükségünk, illetve, ha a korábbi vizsgálatokhoz képest az igénybevétel időbeni változása akárcsak kisebb mértékben is módosul. És bár kiterjedt vizsgálatok és kísérletek folynak világszerte, mégis, az említett okok miatt, nem hasznosodik teljeskörűen az egyébként egyre növekvő mennyiségű vizsgálati adat információtartalma, mégpedig a számítógépesített adatbankok létesítése ellenére sem, mivel – mint említettük, ezek az elnevezésünk szerint elsődleges adatbázisok – az adatokat a kémiai összetétellel jellemzett szabványos ötvözet típusok szerint rendszerezik és értékelik.

Az ebből fakadó bizonytalanságok mérlegelése, párosulva a méretezendő szerkezet várható igénybevétele hely- és időfüggvényeinek meghatározási nehézségeivel – beleértve a szerkezet gyártása és szerelése során visszamaradó járulékos igénybevételt is –, állítja nehéz feladat elé a

¹ Amely ma már Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. néven ismert

tervezőmérnököt. Ezért is nélkülözhetetlen a korábbi tervezési-, gyártási- és üzemeltetési tapasztalatok, valamint az anyagvizsgálati adatok rendszerezett feldolgozása és hasznosítása.

A tanulmány célja annak bemutatása, hogyan képezhetők intelligens adatbázisok a fémtanilag megalapozott ismereteink rendszerbe szervezésével. A követett módszer az, hogy az ötvöztött szerkezeti acélokból és fémötvözetekből tervezett szerkezetek szilárdsági méretezéséhez nélkülözhetetlen, de idő-, költség- és vizsgálóberendezés igényes mechanikai anyagjellemzők (kúszási, fáradási) várható értéke becsülhető legyen az ötvözeteken napi rendszerességgel - a 20 °C-on - szabványos szakítóvizsgálattal meghatározott folyáshatárral, mint másodlagos anyagszerkezet-jellemzővel.

1.1. A szilárdsági méretezés általános gyakorlata

Ahhoz, hogy valamely gépészeti berendezés teherviselő fémszerkezetének szilárdsági méretezését elvégezhessük, előzetesen meg kell határoznunk annak alakját, kialakításának típusát, főbb méreteit, anyagát és igénybevételét. Mindehhez – tervezői munkánk során – érvényesíteni kell - mégpedig optimalizálva - azokat a követelményeket, amelyeket a gépészeti berendezés funkciója, teljesítménye, igénybevétele, gyártási, telepítési, üzemeltetési, esztétikai stb. szempontjai, a szakmai irányelvek és a hatósági előírások határoznak meg.

Mindezeket ismerve méretezéskor elsődlegesen meg kell határoznunk a jellemző $[\sigma_E, T]$ állandósult üzemi statikus (pl. kúszási), vagy dinamikus, (pl. fárasztó) igénybevétellel terhelt szerkezet veszélyes keresztmetszeteit, amelyekre fenn kell álljon a

$$\sigma_M \geq n \cdot \sigma_E \quad (1.1)$$

összefüggés, ahol σ_E a szerkezet veszélyes keresztmetszetében fellépő egyenértékű, redukált feszültség, vagy az ilyen értelemben használt (a továbbiakban σ_r), ún. referencia feszültség, amely az $n > 1$ biztonsági tényezővel szorozva nem lehet nagyobb, mint az anyag beépítési állapotban, a σ_E (vagy σ_r) egytengelyű igénybevétellel a T üzemi hőmérsékleten, a szerkezet tervezett élettartamának megfelelően mérhető σ_M mechanikai tulajdonságnál. Az n tényezővel vesszük figyelembe a σ_E (vagy σ_r), illetve a σ_M meghatározásának, illetve várható értékének hibáját.

Az (1.1) feltétel teljesülését követően ellenőriznünk kell a szerkezetet az igénybevételeiből adódó egyéb hatásokra is, mint:

- a megengedett mértékű rugalmas alakváltozásra (pl. tartóknál lehajlásra);
- az átmeneti, ún. tranziens üzemmódból (pl. indulás-leállítás) adódó igénybevételre (pl. kisciklusú fáradásra);
- a szerkezetben feltételezhető, illetve a minőségbiztosítási rend szerint elvégzett roncsolásmentes vizsgálatokkal feltárt, alak és méret szerint azonosított, gyártási eredetű (pl. hegesztési térfogati vagy repedésszerű) hiányok veszélyességének törésmechanikai megítélésére. Az anyaghiány (pl. repedésszerű hiány) környezetének feszültségi állapotát leíró törésmechanikai tényező (pl. kvázi statikus igénybevételkor a K_I feszültségin-tenzitási tényező) értéke nem érheti el a szerkezet üzemi hőmérsékletén az anyagra jellemző kritikus (pl. K_{Ic}) értéket. Azaz a feltárt, pl. repedés stabil méretű, nem terjedő képes. Ez a hegesztett szerkezetek esetében jellemző feladat. Mivel a gyártási anyaghiány keletkezésének valószínűsége a hegesztett kötésekben (a korszerű hegesztéstechnológia mellett is) nagyobb, mint egyébként, továbbá, mert az utólag nem hőkezelt varratnak és átmeneti zónájának az anyagszerkezete, elsősorban növelt hőmérsékletű üzem esetén, nem egyenértékű az alapanyagéval, ezért tervezői feladat, hogy a szerkezet veszélyes keresztmetszetébe hegesztett kötés ne kerüljön.

Az ellenőrzéshez kapcsolódóan megjegyezzük, hogy az elmondottak szerint kell értékelni az időszakos állapotellenőrzésekkor felismert, az üzemi igénybevétel anyagszerkezet-károsító hatására keletkező, vagy a nullaszintű ellenőrzéskor nem terjedőnek ítélt, de mégis (pl. a tranziens igénybevétel hatására) megnagyobbodott anyaghiányok veszélyességét is.

Ide kapcsolódó az is, hogy a szerkezet tervezésekor érvényesíteni kell a roncsolásmentes állapotellenőrzés szakszerű elvégzésének (hozzáférhetőség, helyigény, de általában a karbantarthatóság) geometriai feltételeit is.

Méretezési gyakorlatunk – a lényegét tömören megfogalmazó mondataink alapján – csak látszólag egyszerű mérnöki feladat, hiszen az (1.1) feltételben a σ_E (vagy σ_r) meghatározása mögött a szilárdságtan, míg a σ_M meghatározása mögött az anyagtudomány és anyagvizsgálat széleskörű, napjainkban is új felismerésekkel gazdagodó elmélete és módszertana áll. A felhasználási célnak legjobban megfelelő

anyagszerkezetű acél, illetve fémötvözet szilártsági jellemzőit jól definiált, általában egyszerű (húzó, nyomó, hajlító, csavaró, nyíró statikus vagy dinamikus), gyakran egytengelyű igénybevételekkel határozzuk meg, mégpedig leggyakrabban környezeti, illetve attól eltérő, de rendszerint állandó értéken tartott hőmérsékleteken és lehetőleg egyszerű alakú, a kívánt igénybevétel kialakulására alkalmas ún. mérőszakasszal bíró, viszonylag kisméretű próbatestek vizsgálatával, betartva a nemzetközi szabványok előírásait. Ugyancsak ezekhez az igénybevételi és vizsgálati feltételekhez rendelten határozzuk meg a fém próbatestet ért igénybevétel hatására az anyag szerkezetében bekövetkező károsodás végső fokon a fém tönkremeneteléhez, töréséhez vezető mechanizmusait, illetve törvényeit, a károsodási folyamat időigényét, azaz a fém próbatest élettartamát.

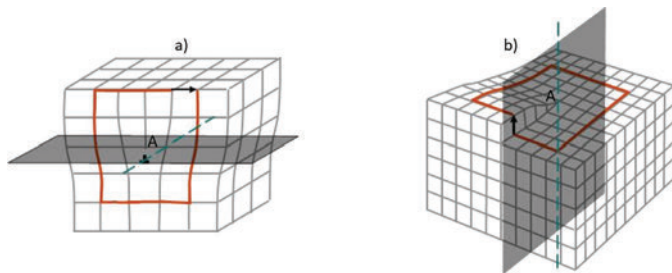
Méretezéskor tehát a fémszerkezet megépítéséhez választott minőségű és állapotú anyagnak a fémszerkezet alapvető terhelését modellező, de egyszerű igénybevétellel meghatározott statikus vagy dinamikus szilártsági jellemzőjét vethetjük össze a fémszerkezet keresztmetszeteiben az alapvető üzemi igénybevétel hatására ébredő, általában többtengelyű feszültségi állapotot leíró egyenértékű, vagy referencia feszültséggel. Mindenképpen kiemelendő eltérések a következők:

- Ezen feszültségek egyszerűen kezelhető módon modellezik a szerkezet tényleges igénybevételét. Meghatározásuk szilártságtani feladat, amelynek megoldása nem egyszer számítógéppel segített numerikus, végelem- vagy végesdifferencia módszer alkalmazását igényli, és az eredményt a kísérleti mechanika eszközeivel és módszereivel is ellenőrizni kell. Nevezetesen azt, hogy az anyagvizsgálattal az egyes alapvető igénybevételekre megállapított anyag törvényt vagy károsodás-halmozódási törvényt használva az egyenértékű, vagy a referencia feszültséggel valóban leírható az adott típusú és igénybevételű szerkezet biztonságos működése szempontjából kritikus elemeinek a viselkedése (pl. a stabilitásvesztést okozó alakváltozása) a megkívánt élettartamot is figyelembe véve, vagy meghatározható a várható élettartama.

1.2. Összefüggések a fémek reális szerkezete és folyáshatára között

Ismert, hogy a röntgensugaras anyagszerkezet-vizsgálatok eredményei alapján a múlt század elejére tisztázódott a fémek kristályos szerkezete. Az atomok szabályos elrendeződéséből – feltételezve, hogy húzófeszültség hatására a kristály maradó alakváltozás nélkül valamely atomsíkja mentén ridegen fog eltörni – számítható volt a tökéletes rácsúnak feltételezett kristályok szilárdsága. Már az első ilyen (a magyar származású Orován Egon által, az 1930-as évek elején elvégzett) számításoknál kiderült, hogy az elméleti szilárdság mintegy két nagyságrenddel nagyobb a polikristallin fémen mérhető szilárdságnál, ami az elmélet alapján nyilvánvaló volt, mivel a kristallithatárokon a kristályrács szükségképpen rendezetlen. Ám az akkor előállított egykristályokon mért szilárdság is kisebb volt a számítotttnál, amiből Orován és mások is arra következtettek, hogy a vizsgált egykristályok feltehetően rácsrendezetlenségeket tartalmaznak. Hasonlóképpen a fémek képlékeny alakváltozásának leírásához is fel kellett tételezniük rácsrendezetlenségek jelenlétét, azaz, hogy a kristallitok rácsszerkezete a tökéletestől eltérően ún. diszlokációkat tartalmaz (Orován, Polányi és Taylor, 1934).

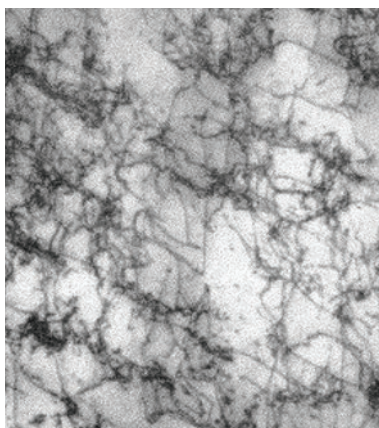
Anélkül, hogy a diszlokációkra vonatkozó kiterjedt ismeretek részleteivel foglalkoznánk, emlékeztetőül bemutatjuk az 1.1. ábrán a diszlokációk két legegyszerűbb és legáltalánosabb típusát.



**1.1. ábra. A diszlokációk két alaptípusa:
a) éldiszlokáció, b) csavardiszlokáció**

Az 1.1a ábrán az ún. éldiszlokáció látható, amely, ha a rá ható feszültség hatására végighalad a kristályban a $\perp$ jellel jelölt csúszósíkon, akkor a két kristályrész egymáshoz képest $\vec{b}$ értékkel (az ún. Burgers-vektor) irreverzibilisen elmozdul, azaz a kristály alakja képlékenyen megváltozik.

Az 1.1b ábra az ún. csavardiszlokációt szemlélteti, amely a rá ható feszültség hatására az A pontból kiindulva és az azon áthaladó felületen hoz létre $\vec{b}$ értékű maradó alakváltozást. Az ábrán körök jelzik



1.2. ábra. Lágyított α -vas diszlokációs hálós szerkezete (21 000 x)

minkét diszlokáció közvetlen környezetét, amelyben a kristály rugalmas torzulása igen nagy. Ezek a rugalmas tartományok alapvetően befolyásolják a kristályos anyag mechanikai tulajdonságait. A gondosan kilágyított fémkristály egészét finom hálóként átszövik a diszlokációk (1.2. ábra), és a diszlokációk sűrűsége: $(10^{-6} - 10^{-7})/\text{cm}^2$.

Vagyis, a korábban csak feltételezett rácsrendezetlenségek jelenlétét később sikerült, például elektron-mikroszkóppal láthatóvá tenni, és mennyiségüket is mérni tudjuk. Mindezek megalapozták a fémek reális szerkezete és a mechanikai tulajdonságai közti összefüggések megismerését. Ez a folyamat kísérletekkel és vizsgálatokkal ellenőrzött fém-tani modellek alkalmazásával napjainkban is tart.

Mivel a fémek és ötvözeteik folyáshatárának ismerete mind a feldolgozhatóságuk mind a belőlük gyártott fémszerkezetek szilárdsági mértékezése szempontjából kiemelt jelentőségű, ezért a kezdetektől fogva sokan modellezték és vizsgálták a polikristallin fémek és ötvözeteik reális szerkezete és folyáshatára közti összefüggéseket, így ezek a legismertebbek (lásd, pl. összefoglalóan: Verő, 1967; Prohászka, 1972).

Az a húzófeszültség, amely a tökéletesen ép rácsszerkezetű fémkristályt maradó alakváltozásra bírhatná, kiszámítható a rugalmassági modulusban kifejezésre jutó rácserőkből, figyelembe véve az atomok térbeli illeszkedését. A különböző rácsszerkezetű fémkristályok ily módon számított rugalmas határfeszültsége: $(0,03 - 0,10) \cdot E$, illetve a nyírási rugalmassági modulussal kifejezve: $(0,07 - 0,25) \cdot G$. Például: a térben középpontos kockarácsú szénvas rugalmas határfeszültsége (20°C -on): $0,1 \cdot G = 8340 \text{ MPa}$ (Kelly et al., 1962). Ám a reális szerkezetű, jól kilágyított, durva szemcsenagyságú, polikristallin szénvasat, amelyben a diszlokációk szabad mozgása érvényesülhet, középtérféle már 100 MPa húzófeszültség mara-

dó alakváltozásra bírja (Kochendörfer, 1966). Ha valamely polikristallin szénvas így definiált rugalmas határfeszültségét σ_0 és a diszlokációk szabad mozgását akadályozó, tehát többlet feszültséget igénylő anyagszerkezeti módosulás hatását $\Delta\sigma$ jelöli, akkor a fémötvözet folyáshatára írhatjuk (Verő, 1967):

$$\sigma_F = \sigma_0 + \Delta\sigma. \quad (1.2)$$

A sokirányú vizsgálati eredmények nyomán ma már ismert, hogy a különböző rácsszerkezetű, jól kilágyított, durva szemnagyságú, polikristallin szénfémek folyáshatára (20°C -on): $\sigma_F \equiv \sigma_0 = (10^{-5} - 10^{-3}) \cdot G$ nagyságrendi értékhatárok között van.

A következőkben röviden áttekintjük a szerkezeti acélok és fémötvözetek folyáshatára $\Delta\sigma$ növekményének értékét meghatározó, azaz a diszlokációk mozgását akadályozó anyagszerkezeti tényezők hatását leíró összefüggéseket. A folyáshatárt növelő technológiai műveletek a következők:

- a) *A diszlokációsűrűség növelése képlékeny alakváltozással.* A jól kilágyított, polikristallin fém maradó alakváltozásra kényszerítő külső erők hatására diszlokációt sokszorozó források lépnek működésbe, azaz megnő a diszlokációk sűrűsége (ρ), de ugyanakkor csökken a közöttük lévő átlagos távolság (L), azaz a mozgásuk szabad úthossza, és ezért mozgásukhoz, az alakítás mértékétől (q) függően, nagyobb feszültségre van szükség. A hidegalakított fém folyáshatár-növekménye (Taylor; 1934; Kocks et al., 1968) (1.3) szerinti, amely $\rho \leq 10^{10} \text{ cm}^{-2}$ értékig érvényes, mivel e felett a térben középpontos köbös rácsú fémek (így pl. az α -vas is) törékennyé válnak.

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &\approx G \cdot b \sqrt{\rho}, \\ \Delta\sigma &\approx G \cdot b \sqrt{\frac{q}{bL}}. \end{aligned} \quad (1.3)$$

- b) *A kristallithatárok mennyiségének növelése a szemnagyságot finomító technológiákkal.* Mivel a diszlokációk szabad mozgását a kristályhatárok meggátolják, azaz az átlagos szabad úthossz a d szemcseátmérővel arányos, ezért szemcsefinomítással a fém folyáshatára megnő. Petch (1953) tapasztalata alapján a folyáshatár-növekmény:

$$\Delta\sigma \approx \frac{1}{\sqrt{d}}. \quad (1.4)$$

A szénfémek és a homogén szilárd oldat ötvözetek szemnagyság-tartománya: $d \geq 10 \mu\text{m}$.

- c) Szilárd oldatot képző elemek ötvöztetésével az oldó fém (r_0) és az oldott ötvözőelem (r) atomjainak fajlagos méretkülönbségétől függően torzul, mégpedig: $\varepsilon=(r-r_0)/r_0$ mértékben, az oldó fémkristályrácsa az oldott elem környezetében nehezítve a diszlokációk mozgását. A folyáshatár-növekmény (Fleischer, 1966):

$$\Delta\sigma \approx G \cdot \varepsilon^{3/2} \sqrt{c} \quad (1.5)$$

A szubsztitúciós szilárd oldatot képző elemek folyáshatárt növelő hatásának becslésekor figyelembe kell venni, hogy ha $\varepsilon > 0,15$, akkor az ötvözőelem c koncentrációja kicsi. Szubsztitúciós szilárd oldatokra a folyáshatár-növekmény nagyságrendje: $\Delta\sigma \sim 10^{-3}G$.

A térben középpontos köbös kristályszerkezetű interstíciós szilárd oldatokban ε értéke az egységhez közelít ugyan, de az ily módon oldódó elemek maximális oldhatósága túl kicsi. Például a műszakilag fontos α -vasban a szén oldhatósága 20°C -on nem éri el a $0,01\%$ -ot. Ám, a példánál maradva, a $4\text{--}6\%$ szubsztitúciósan oldódó (Mn, Ni, Cr, Mo) ötvözőket és a $0,1\text{--}0,25\%$ szén interstíciósan oldva tartó, martenzites, de kellően szívós acélok folyáshatár-növekménye $10^{-2}G$ nagyságrendű, mivel kombinált hatásként a martenzit finom szemnagysága is érvényesül a szilárd oldat szilárdító összetett hatás mellett.

- d) Kiválások létrehozása hőkezeléssel. Ennek a széleskörűen alkalmazott szilárdságnövelő eljárásnak az a lényege, hogy a 20°C -on csak korlátozottan oldódó elemet az oldhatóságánál nagyobb mennyiségben tartalmazó (pl. Fe-C, Al-Cu) ötvözetet az állapotábrája szerint megválasztott, növelt hőmérsékleten ún. oldó hőkezelésnek vetjük alá, majd a gyors hűtéssel – fázisátalakulással (pl. acél) vagy a nélkül (pl. Al-Cu) – létrehozott túltelített szilárd oldat fázist tartalmazó ötvözetet mérsékelt hőmérsékleten tartva (ún. megeresztés) a szilárd oldat fázis túltelítettségét csökkentjük, azaz az ötvözőelem oldhatatlan hányada a bázisfémrel és/vagy annak valamely másik ötvözőelemével (általában kemény) vegyületet vagy más fázist képezve finom szemcsék formájában kiválik. A kiválások méretüktől, minőségüktől és rácsszerkezetüktől, illetve a megeresztés hőmérsékletétől és időtartamától függően lehetnek a szilárd oldat mátrixszal:

- koherensek, illetve szemikoherensek, azaz a mátrixban mozgó diszlokációk ezeket a kiválásokat átmetszhetik, és az ezzel járó folyáshatár-növekmény az (1.6) szerinti (Mott–Nabarro, 1948), ahol c a korlátozottan oldódó ötvözőelem koncentrációja és ε a fajlagos atomátmérő-különbség:

$$\Delta\sigma = 2G \cdot \varepsilon \cdot c \quad (1.6)$$

- inkoherensek, azaz a mátrixban a diszlokációk a kiválások között átpréselődve és köröttük diszlokációhurkot hagyva mozoghatnak, és az ezzel járó folyáshatár-növekmény az (1.7) szerinti (Orován, 1947), ahol L a kiválások átlagos távolsága, feltéve, hogy $L \leq 0,1 \mu\text{m}$:

$$\Delta\sigma = \frac{Gb}{L} \quad (1.7)$$

Ebbe a csoportba tartoznak a méretük és/vagy rácsszerkezetük miatt relatív stabil, ún. diszperz kiválásokkal keményített ötvözetek, többek között a nemesített acélok, amelyeknek a szövet szerkezete szemcsés karbidokkal (pl. cementit) erősített ferrit, továbbá a mesterségesen – belső oxidációval vagy porkohászati úton – előállított, alapfémekben oldhatatlan, diszperz részecskékkel szilárdított ötvözetek is, mint amilyen pl. az Al–Al₂O₃ vagy a Ni–ThO₂ ötvözet. Ám ha a kiválások átlagos távolsága nagyobb az Orován-modellhez rendelnél – mint például a nemesített acélokban, illetve az említett mesterséges ötvözetekben, amelyekben L rendszerint μm nagyságrendű –, akkor a folyáshatár-növekmény az (1.8) egyenlet szerinti a Lenel–Ansell-modellnek megfelelően (1961., 267.):

$$\Delta\sigma \approx L^{-1/2} \quad (1.8)$$

Kísérleteinkkel kimutattuk, hogy a Gensamer-féle tapasztalati összefüggés (Gensamer et al., 1942), amely szerint az acél folyáshatára arányos a perlit cementit lemezei közötti átlagos távolság negatív logaritmusával, felhasználható az inkoherens, szemcsés kiválásokkal keményített ötvözetek folyáshatárának a leírására is az $L \leq 1 \mu\text{m}$ tartományban (Lehofer, 1970). Kiemelve a lényegét:

- eredetileg a lemezes perlites szerkezetű acélokra vonatkozott a megállapítás,
- felhasználható az inkohereus, szemcsés kiválásokkal keményített ötvözetek folyáshatárának a leírására is, ha
- a diszlokációk szabad úthossza a perlit-ferritjében: $4 \cdot 10^{-2} \leq L \leq 2 \mu\text{m}$.

Végülis, a kiválások révén elérhető folyáshatár-növekmény: $\Delta\sigma \approx 10^{-2} \cdot G$ nagyságrendű, azaz egy nagyságrenddel nagyobb, mint a szilárd oldat szilárdító hatása.

Az a) – d) pontokban elmondottakhoz néhány megjegyzést kell fűznünk:

- Az egyszerű tapasztalati összefüggések alkalmazhatóságát a paraméterekre (d és L) közötti tartományban, nevezetesen a Petch-félének (1.4 egyenlet a b pontban) és a Gensamer-félének (lásd a d pontban) a diszlokációk erőterére vonatkozó számításokból levezethető összefüggések igazolják, például, a Kohendörfer által (1966) a folyáshatár-növekményre levezetett összefüggés.
- Verő idézett munkájában azt is kimutatta (Verő, 1967), hogy a folyáshatárt növelő technológiai műveletek kombinált alkalmazása esetén az elérhető folyáshatár-növekmény a résznövekmények egyszerű összegzésével kielégítő pontosan becsülhető vasötvözetek esetében. A szilárdságnövelő technológiai műveletek sikeres kombinált alkalmazására jól példa a kiválásokkal keményített, kis széntartalmú, martenzites ún. maraging ötvöztött acélok (lásd a c pontban).
- A folyáshatárt növelő technológiai műveletek közül a hidegalakítással megnövelt diszlokációsűrűség, az ötvöztetés és hőkezelés hatására képződő koherens, szemkoherens kiválások, illetve a martenzites átalakulás az anyagnak, mint termodinamikai rendszernek növeli a metastabilitását. Azaz, ezen műveletek folyáshatárt növelő hatása csak akkor hasznosítható, ha az így kezelt szerkezeti acélt vagy fémötvözetet viszonylag alacsony, a metastabilitás mértékétől függően, kb. $0,3 \cdot T_{\text{melt}}$ (K) hőmérséklet alatt tartva terheljük. Ugyanis, a metastabilis állapotú anyagban termikus gerjesztés hatására az egyensúlyi állapot felé törekvő anyagszerkezet-változások mennek végbe, amelyek a mechanikai tulajdonságokat is csökkentik.

1.3 A folyáshatár, mint másodlagos anyagszerkezet-jellemző. Új értékelési módszer

Láttuk, hogy a folyáshatárt növelő technológiai műveletek kombinált hatása összegződve megnyilvánul a fémötvözet folyáshatárában. Ezek a műveletek természetesen a fémötvözet más, a szilárdsági méretezés szempontjából fontos mechanikai tulajdonságait is befolyásolják. Bár a fémötvözetek mechanikai tulajdonságait leíró fémfizikai modellek ma még ugyan nem alkalmasak a tulajdonságok közvetlen meghatározására, mert vagy nehezen mérhető – különösen statisztikailag megbízhatóan – elsődleges anyagszerkezet-jellemzőket tartalmaznak, pl. szabad úthossz, vagy nem mérhetőket, pl. a mozgó diszlokációk sűrűsége. E fémfizikai modellek azonban kifejezik az anyagszerkezetet és az igénybevételét jellemző tényezők közötti összefüggések matematikai jellegét. Vonatkozik ez a szakítóvizsgálattal leggyakrabban mért folyáshatárra is. Az új értékelési módszer alapelve: Ha összevetjük a folyáshatárt és a más, nehezebben mérhető mechanikai tulajdonságot (pl. a kúszási szilárdságot, a törési szívósságot) az elsődleges anyagszerkezet-jellemzőkkel leíró modelleket, akkor minőségileg új, fémfizikailag megalapozott és a mérési adatok átfogóbb értékelését lehetővé tevő korrelációs összefüggésekre juthatunk a folyáshatár, mint másodlagos anyagszerkezet-jellemző és más mechanikai tulajdonságok között.

A folyáshatár, mint másodlagos anyagszerkezet-jellemző (Lehofer, 1983, 1986) azért alkalmazható más mechanikai tulajdonságok leírására, mert:

- a folyáshatár értéke ugyanattól, a diszlokációk mozgását gátló mikroakadály-rendszertől (pl. szemnagyság, kiválások átlagos távolsága, oldott ötvözőelemek mennyisége) függ, mint amittől a többi mechanikai tulajdonság is;
- a folyáshatár értékében az anyag mikroszerkezetében eleve meglévő akadályrendszer természetes átlagos hatása jut kifejezésre, hiszen az anyag kellően nagy, makroszkópos térfogatán mérjük;
- a legmegbízhatóbban ismertek a folyáshatár és az elsődleges anyagszerkezeti jellemzők – szemnagyság, kiválások átlagos távolsága stb. – közötti fémfizikai összefüggések.

A fentiekhez járul még egy jelentős gyakorlati szempont is. Nevezetesen az, hogy még manapság is gyakran úgy közlik valamely ötvözet nagy gondal meghatározott kifáradási, törésmechanikai stb. jellemzőit, hogy a vizsgált ötvözet mikroszerkezetére csak a kémiai összetételéből, hőkezelésének

technológiai adataiból és a 20°C-on végzett szakítóvizsgálat jellemzőiből (így a folyáshatárából) következtethetünk. Nem beszélve az évtizedekkel korábban, a több tízezer órás kúszásvizsgálatok igen értékes eredményeit tartalmazó közleményekről (pl. Hrsg. VDEh, 1969). Ezek az igen értékes adatok az elsődleges anyag-, szerkezetjellemzőkkel dolgozó fémfizikai modellek számára hasznavehetetlenek!

Az együtt értékelhető ötvözetek csoportosítása: Mivel a folyáshatár összetetten, de természetes módon átlagolva minősíti az anyagszerkezetnek a diszlokációk mozgását gátló mikroakadály-rendszerét, ezért a folyáshatárral leírni kívánt mechanikai tulajdonságokra a fémfizikai modellek összevetésével levezethető korrelációs összefüggések az azonos bázisfémű ötvözetek meghatározott csoportjaira érvényesek.

Az azonos bázisfémű ötvözetek közül egy csoportba sorolhatók azok a különböző összetételű és/vagy hőkezelésű ötvözetek, amelyeknek jellegében azonos a szövetszerkezete (pl. kiválásokkal keményített), de szilárd oldat mátrixuk minőségre és rácsszerkezetre azonos (pl. ferrites) és a leírni kívánt mechanikai tulajdonsághoz rendelhető egyéb fémtani (metallurgiai és technológiai) kritériumoknak is megfelelnek. Ebből az következik, hogy a folyáshatárral – mint másodlagos anyagszerkezet-jellemzővel – leírt mechanikai tulajdonságra érvényes korrelációs összefüggés együtthatói nagy statisztikai biztonsággal határozhatók meg, mivel az ötvözetcsoporthoz tartozó anyagmintákon mért adatok együttesen értékelhetők! Az ily módon meghatározott korreláció az ötvözetcsoportba sorolható valamennyi ötvözetre érvényes, még, ha a leírt mechanikai tulajdonságát eddig nem is vizsgálták!

Azaz, ezzel az értékelési módszerrel, az elsődleges adatbázisok felhasználásával, minőségileg új, ötvözetcsoportra érvényes **intelligens adatbázisokat** hozhatunk létre (Lehofer, 2004).

Az intelligens adatbázist felhasználva valamely ötvözet a megtervezett, az előírt, vagy a vizsgálattal meghatározott fémtani jellemzői alapján besorolható a megfelelő ötvözet-csoportba, és folyáshatárra tervezett vagy megmért várható értékének és szórásának ismeretében a keresett mechanikai tulajdonságának várható értéke és szórása közvetlenül számítható a keresett tulajdonságra érvényes korrelációs összefüggésből.

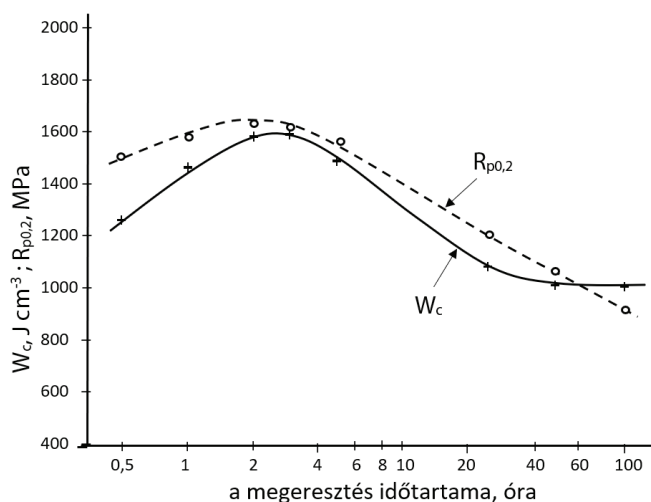
Az azonos bázisfémű ötvözetek csoportba sorolásának alapvető szempontja az, hogy a minőségre

és rácsszerkezetre azonos szilárd oldatú mátrixuk kiválásokkal keményített-e vagy sem. Ugyanis a kiválások keményedés hatása egy nagyságrenddel nagyobb az egyéb szilárdságnövelő hatásoknál.

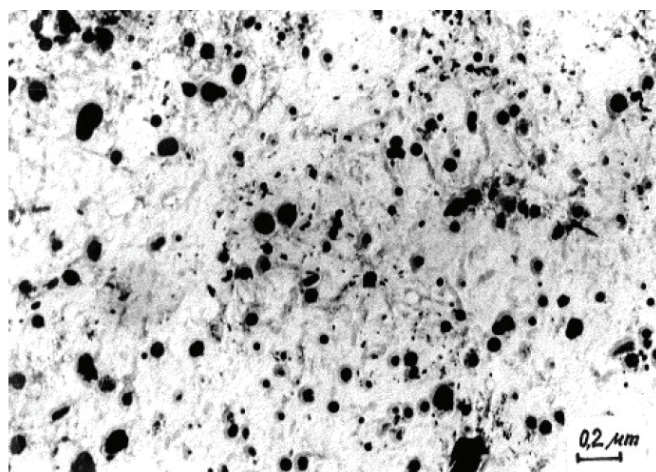
További fontos szempont, hogy a csoportba sorolt ötvözet a folyáshatárával leírni kívánt mechanikai tulajdonság vizsgálati igénybevételének hőmérsékletéhez és időtartamához viszonyítva relatív stabil hőkezelési állapotú legyen. Ez általában teljesül, mert a szerkezeti anyagokat az igénybevétel hőmérsékletéhez és a megkívánt élettartamhoz viszonyítva relatív stabil hőkezelési állapotban használják. Ez a gyakorlat az ötvözetek mechanikai tulajdonságainak optimalizálására irányuló kísérletek tapasztalatait hasznosítva alakult ki, és az anyagszabványokba is bekerültek hőkezelésük ajánlott technológiái.

A kiválásokkal keményedő ötvözetek jellemzése.

A szerkezeti anyagok jelentős részének anyagszerkezete kemény, inkoherens kiválásokkal – acéloknál főleg karbidokkal – keményített szilárd oldat. Ezt az anyagszerkezetet hőkezeléssel állítjuk elő az 1.2. fejezet d) pontjában leírtak szerint. Ez a művelet az ötvözet mechanikai (Artinger, 1986; Artinger et al., 1974) tulajdonságai szempontjából akkor optimális, ha a stabil méretű inkoherens kiválások megjelenésére jellemzően az $R_{p0,2/20}$ folyáshatár maximumát követő, még viszonylag nagy értéke az anyag szívósságára jellemző (Gillemot–Sinay, 1958) fajlagos törési munka ($W_{c/20}$) maximum értékével párosul. Szemléltetésül az 1.3. ábra az 1050°C-ról olajban edzett K14 jelű, megalakító szerszámacél $R_{p0,2/20}$ folyáshatárának

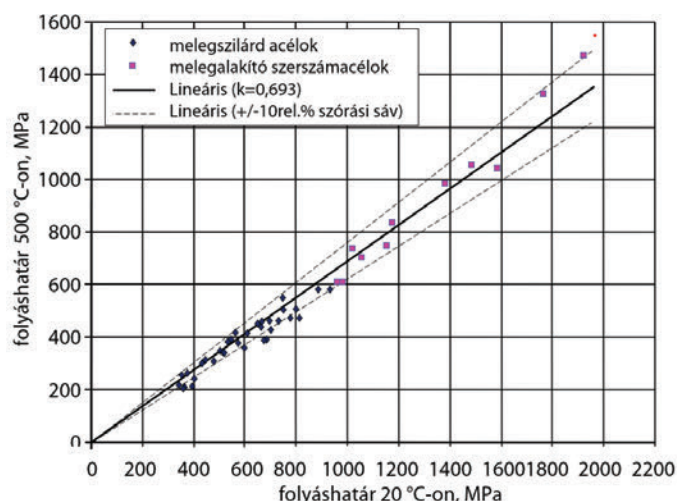


1.3. ábra. K14 jelű, megalakító szerszámacél $R_{p0,2/20}$ folyáshatárának és a $W_{c/20}$ törési munkájának változását mutatja az 580°C-os megeresztés közben



1.4. ábra. Az acél szövetszerkezetének karbideloszlása az 1.3 ábra szerinti W_c maximumhoz tartozó állapotban

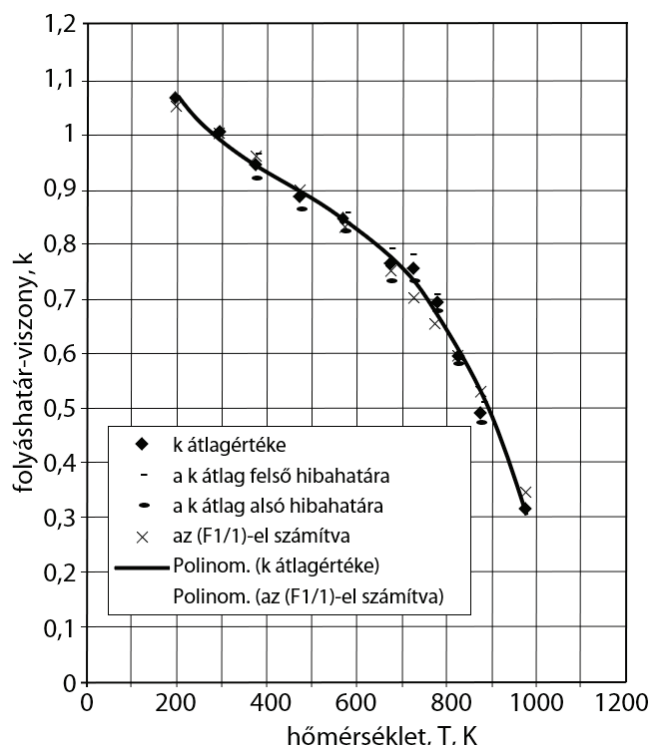
és a $W_{c/20}$ törési munkájának változását mutatja az 580°C-os megeresztés közben (Artinger et al., 1974). A 1.4. ábra ezen acél optimális állapota anyagszerkezetének karbideloszlását szemlélteti szénextrakciós replikáról készített elektronmikroszkópos felvételen. *Relatív stabil állapotban* az ötvözetek anyagszerkezete a 20°C-on mért folyáshatárúkkal ($R_{p0,2/20}$) jellemezhető. Ugyanis a T hőmérsékleten mért folyáshatáruk arányos a 20°C-on mérttel, azaz $R_{p0,2/T} = k R_{p0,2/20}$. A k tényező a hőmérséklet függvénye, de ez a függvény ötvözetcsoportonként azonos (Lehofer, 1983, 1986). Ezt szemlélteti a kiválósan keményített ferrites mátrixú szerkezeti és szerszámacélokra a 1.5 és a 1.6 ábra. Kiegészítő részletek a Függelék F1. pontjában találhatók.



1.5. ábra. A kiválóssal keményített ferrites mátrixú szerkezeti és szerszámacélok 500 °C-on mért folyáshatárának változása a 20 °C-on mért folyáshatáruk függvényében

Az értékelési módszer elve, röviden összefoglalva: a 20°C-on mért folyáshatárral leírni kívánt mechanikai tulajdonságra a fémfizikai modellek összevetésével levezethető korrelációs összefüggés együtthatóit a megfelelő anyagszerkezeti és fémtani kritériumok szerint képzett ötvözetcsoporthoz tartozó anyagmintákon mért adatok együttes értékelésével nagy statisztikai biztonsággal meghatározzuk. Az ily módon meghatározott korrelációs összefüggéssel a leírt mechanikai tulajdonság várható értéke és szórása az ötvözetcsoportba sorolható valamennyi ötvözetre érvényesen közvetlenül számítható a 20°C-on mért folyáshatárjuk várható értékének és szórásának ismeretében. Azaz, ezzel az értékelési módszerrel, az elsődleges adatbázisok felhasználásával, minőségileg új, ötvözetcsoportra érvényes intelligens adatbázist hozhatunk létre.

A módszer alkalmazásának eredményeit és előnyeit – négy évtizedes kutatómunkánk alapján – a leggyakrabban használt szerkezeti anyagok, nevezetesen az inkoherens kiválásokkal keményített, relatív stabil állapotú szerkezeti acélok és fémötvözetek felhasználása szempontjából alapvető mechanikai jellemzőiknek leírásával szemléltetjük.



1.6. ábra. A kiválóssal keményített ferrites mátrixú acélok folyáshatár viszonyszámának ($k = R_{p0,2/T} / R_{p0,2/20}$) változása a hőmérséklet függvényében

2. Kúszás és relaxáció

2.1 A kúszási szilárdság és élettartam leírása

Korábban kimutattuk (Lehofer, 1970, 1971), hogy a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában ($T \geq 0,4T_{\text{melt}}$ olvadáspont, K), állandó húzóterhelés mellett, a kiválások keményedés relatív stabil állapotában lévő ötvözetek kúszási sebessége (azaz a valódi nyúlás időegységre eső változása) az állandósult kúszási szakaszban a (2.1) összefüggéssel – mely alakját tekintve Dorntól származik (1956) – kielégítő pontossággal leírható. A kifejezést Dorn javasolta (1956). Az összefüggésben az állandó értékű S szerkezeti tényező a kiválások átlagos távolságával (L_0) egyenesen arányos és kifejezhető a 20°C -on mért folyáshatárral (Lehofer, 1970), mivel a Gensamer-féle modell szerint a folyáshatár a kiválások átlagos távolsága logaritmusával ($\ln L_0$) fordítottan arányos (Gensamer et al., 1942).

Ennek érvényességét vizsgálattal ellenőriztük a kiválások keményedés, különböző állapotában lévő Mo45.47 minőségjelű melegsziárd acéllal, megmérve 20°C -on a folyáshatárát és meghatározva elektronmikroszkópos felvételekről a Mo_2C karbidok átlagos távolságát, a karbideloszlást szén-extrakciós módszerrel rögzített replikákról készített elektronmikroszkópos felvételekről (Lehofer, 1970) a Fullman-féle összefüggéseket (Fullman, 1953) használva.

Kimutattuk továbbá, hogy a kiválásokkal keményített ötvözetekre is érvényes a (2.2) Monkman–Grant-féle törési kritérium (1956), amelyben ε_{MG} a feszültségtől és a hőmérséklettől független, állandó értékű nyúlásban kifejezett törést okozó károsodás. A (2.2) érvényességét mind a vizsgálati tapasztalat (Davies–Wilshire, 1961; Viswanathan, 1974, és a 2.3. ábra), mind a fémfizikai, például a törést okozó üregképződés képlékeny növekedési modellje (Nix et al., 1977) szerinti, és újabban a termodinamikai megfontolások is (Krasowsky–Tóth, 1997) alátámasztják.

Mindezeket felhasználva a t_B kúszási élettartamra (szakadási időre) a (2.3) összefüggést vezettük le (Lehofer, 1970).

A (2.1 – 2.3) egyenletekben szereplő tényezők a következők:

- T – az igénybevétel hőmérséklete (K);
- σ – a terhelő feszültség (MPa);
- R – a gázállandó: $8,314 \text{ (J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$;
- Q – a megújulással végbemenő kúszás termikus aktiválási energiája, amely csak az ötvözet

szerkezetétől és annak jellemzésér bevezetett, 20°C -on mért $R_{p0,2/20}$ (MPa) folyáshatárától függ a (2.4) szerint;

- B – az ötvözet bázisfémjére jellemző fázisátalakulás T_k és az igénybevétel T hőmérséklettől, a (2.5) szerint függő tényező.

$$\dot{\varepsilon}_s = S \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT} + B\sigma\right), \quad (2.1)$$

$$\dot{\varepsilon} \cdot t_B = \varepsilon_{\text{MG}}, \quad (2.2)$$

$$t_B = \exp\left(A \cdot R_{p0,2/20} + \frac{Q}{RT} + K\right) \cdot \exp(-B\sigma), \quad (2.3)$$

$$Q = Q_0 \cdot R_{p0,2/20} + Q_T, \text{ (J}\cdot\text{mol}^{-1}). \quad (2.4)$$

Az egyenletekben szereplő állandók értékeit az egyes ötvözetcsoportokra – az együttértékelhetőség előnyeit kihasználva – nagy statisztikai biztonsággal határoztuk meg a labor-atmoszférában mért adatokból. Az 1. táblázat a relatív stabil állapotra hőkezelt, inkoherens kiválásokkal keményített ferrites és ausztenites acélok csoportjaira érvényes állandókat tartalmazza.

1. táblázat. A kiválásokkal keményített acélcsoportok állandó

Az állandók	Ferrites acélok	Ausztenites acélok
Q_0 (J·mol ⁻¹ ·MPa ⁻¹)	48	154
Q_T (J·mol ⁻¹)	241 416	238 229
B_0 (J·mol ⁻¹ ·MPa ⁻¹)	67	258
T_k (K)	1 042	1 809
A (MPa ⁻¹)	-9,2·10 ⁻⁵	-10 ⁻²
K (-)	-24,20	-19,70

Az 1. táblázat állandóival végzett számításoknál a t_B , és általában a t élettartamra a (h) dimenzió érvényes. Továbbá, mivel az 1. táblázatban szereplő állandók értékei a korábbi, nem SI egységekben (és a kerekítve használt $R=1,99 \text{ cal}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ gázállandóval) meghatározottak SI-re átszámított értékei, ezért a táblázat állandóit használva $R=8,33 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ értékkel célszerű számolni.

Megjegyezzük, hogy mivel az ötvözetcsoportra érvényes állandók meghatározásához kellő számban a $\sigma_{B/t/T}$ kúszási szilárdság (időszilárdság) adatok álltak (és állnak még ma is) rendelkezésünkre, ezért K a K^* és a törési kritériumként használt ε_{MG} értékeit tartalmazó összetett állandó, mégpedig:

$$K = \ln \varepsilon_{\text{MG}} - K^*. \quad (2.2/a)$$

2.1.1. A közvetlen és a közvetett extrapolációs módszer

Az összefüggések elemzésével megállapítottuk, hogy a kiválásokkal keményített, relatív stabil állapotú ötvözetek $\sigma_{B/t/T}$ kúszási szilárdsága és a 20°C-on mért folyáshatáruk között lineáris korreláció van. Ez közvetlen belátható a (2.3) egyenlet logaritmikus alakjának átrendezésével:

$$\sigma_{B/t/T} = \frac{1}{B} \left(A + \frac{Q_0}{RT} \right) R_{p0,2/20} + \frac{1}{B} \left(\frac{Q_T}{RT} - \ln t_B + K \right) \quad (2.3/a)$$

Az összefüggés, az ötvözet-csoportra érvényes állandókkal számolva (1. táblázat), az eddigieknél pontosabb extrapolációra is alkalmas, azaz meghatározható az ötvözetcsoportba tartozó ötvözeteknek a 10^5 - $2 \cdot 10^5$ órához tartozó kúszási szilárdsága is. Ez az ún. közvetett extrapolációs módszer.

A közvetett extrapolációs módszer megbízhatóságát a ferrites acél-csoportba tartozó, különböző összetételű szerkezeti acélokon 500 és 550°C-on 10^5 órát meghaladó, ténylegesen mért adatokkal való összevetés igazolta (Lehofer, 1977). Ezt szemlélteti a 2.1. ábra, amelyen az 1. táblázat állandóival számított korrelációs egyeneseket, valamint a ténylegesen mért 10^5 órás kúszási szilárdságokat ábrázoltuk. A német VDEh kiadványában (1969) közzétett mérési adatokat a Függelék F2. pontja tartalmazza, a közvetett extrapolációs módszerrel számított korreláció egyenletekkel együtt. Látható az ábrából, hogy a mért értékek a számított kúszási szilárdság ± 10 relatív %-os sávjában vannak, vagyis a számított és a mért értékek egyezése olyan pontos, mint

amilyen pontosan mérhető a kúszási szilárdság (Burton et al., 1972).

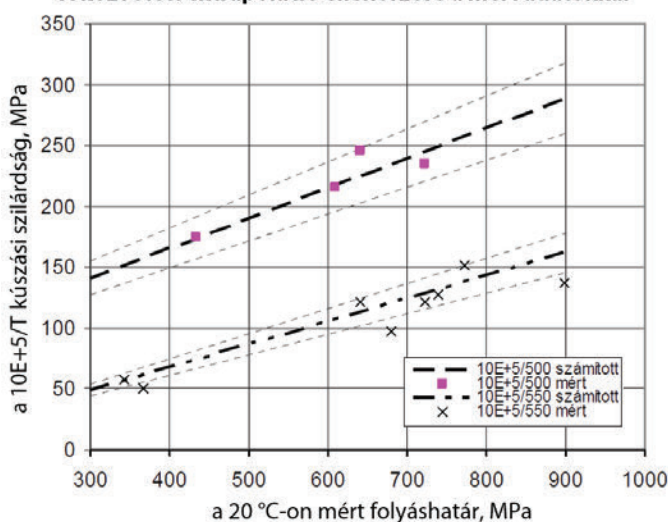
Ugyancsak megállapítható a (2.3) egyenletből, hogy valamely ötvözetre ($R_{p0,2/20}$ =állandó) a T =állandó hőmérsékleten a σ terhelő feszültség és a hozzátartozó t_B szakadási idő logaritmus ($\ln t_B$) között is lineáris korreláció van. Ily módon a kúszásvizsgálat eredményei értékelhetők, de a viszonylag rövid élettartamú (10^3 - 10^4 h) adatokból a hosszabb ($t_B \geq 10^5$ h) élettartamú szilárdságra csak akkor extrapolálhatunk, ha a rövid élettartamú vizsgálatokat feszültség-szintenként – az élettartamszórással összhangban (lásd a Függelék F4. pontjában) – kellő számú próbatesttel végezték. Ez az ún. közvetlen extrapolációs módszer.

Ha a közvetlen extrapoláció statisztikai feltételei megvannak, akkor a közvetlen és a közvetett extrapolációs módszerek egyenértékűek.

Ezt a megállapításunkat alátámasztja a 9 ország 58 laboratóriumának összehangolt vizsgálata is (Burton et al., 1972), amelyet a 24CrMoV55 minőségjelű, kiválásokkal keményített állapotba hőkezelt (átlagos folyáshatár: $R_{p0,2/20}=621 \pm 7$ MPa) ferrites meleg-szilárd acél adagjából kimunkált és szétosztott próbatestekkel 500°C-on egy (I), illetve több (II) próbatest egyidejű kúszásvizsgálatára alkalmas gépeken végeztek. A Függelék F3. pontjában összesítve közöljük a kúszásvizsgálat adatait. Az I és a II gépekre külön-külön meghatároztuk az összetartozó feszültség-átlagélettartam adatokkal, a legkisebb négyzetek módszerével, a közvetlen extrapolációra alkalmas korrelációs egyeneseket, valamint az 1. táblázatban a ferrites acél-csoportra közzétett állandókkal kiszámoltuk a közvetett extrapolációra alkalmas egyenletet is. A 2.2. ábrán ez utóbbit ábrázoltuk a ± 10 relatív %-os szórási sávjával együtt, valamint az I és a II gépeken feszültség-szintenként mért teljes élettartam-terjedelem végpontjait és az átlagélettartamokat. Látható, hogy a közvetett módszerrel leírt ± 10 relatív %-os szórási sáv gyakorlatilag lefedi a feszültség-szintenként mért élettartam-terjedelmet.

Összehasonlítva az I és a II gépek közvetlen módszerrel értékelt, illetve extrapolált kúszási szilárdság adatait a közvetett módszerrel számítottakkal, a 2. táblázatból kitűnik, hogy a nagy élettartam-terjedelem ellenére (különösen a több próbatest vizsgáló II gépeknél) sincs szignifikáns különbség a közvetlen és a közvetett extrapolációs módszerek között. Ugyanis a közvetlen módszerhez a statisztikai feltételek (feszültség-szintenként kellő számú mérés) adottak voltak, a közvetett módszer

A közvetett extrapoláció ellenőrzése a mért adatokkal

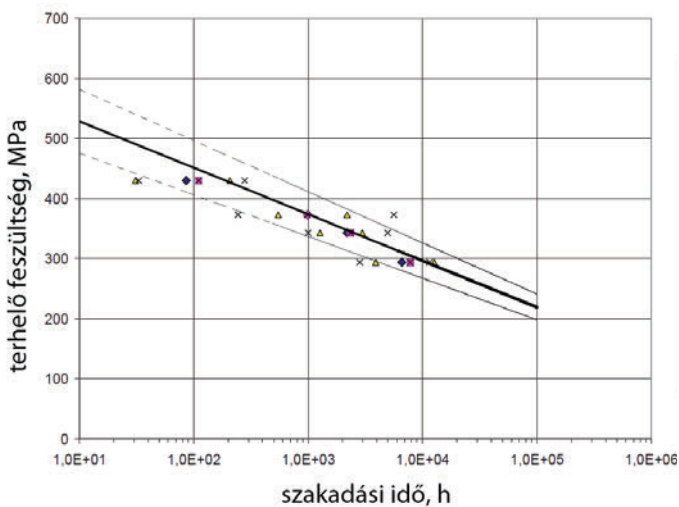


2.1. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites matrixú acélok közvetett módszerrel 10^5 órára extrapolált és ténylegesen mért (Hrsg. VDEh, 1969) kúszási szilárdságának összehasonlítása

ötvezetecsoportra jellemző állandóinak értékeit pedig nagyszámú mérésadat együttértékelésével, nagy statisztikai biztonsággal határozhattuk meg.

2. táblázat. A közvetett módszer összehasonlítása a Burton et al. (1972) adatait közvetlen értékelő módszerrel

Élettartam, t_B (h)	Kúszási szilárdság $\sigma_{B/t/500}$		
	Gép I.	Gép II.	Egyenlet (2.3/a)
10^3	362	366	375
10^4	291	293	297
10^5	221	220	220
$2 \cdot 10^5$	199	198	196
Módszer	közvetlen		közvetett



2.2. ábra. Az egy (I) és a több (II) próbatestes vizsgálógépekkel, 500°C-on végzett nemzetközi összehasonlító kúszásvizsgálatok (Burton et al., 1972) értékelése a közvetlen és a közvetett módszerekkel

2.1.2. A kúszási élettartam eloszlása

A (2.3) összefüggésből a kúszási élettartam-eloszlás várható értéke és terjedelme meghatározható az élettartamot befolyásoló külső és belső tényezők várható értékeinek és terjedelmeinek figyelembevételével. A kúszási élettartam-eloszlás korlátos, de jól közelíthető logaritmikus normális eloszlással, amelynek terjedelmét korlátozzuk (Lehofer, 1977), mégpedig:

$$\begin{aligned} \ln R_c &= \ln t_{B_{\max}} - \ln t_{B_{\min}}, \\ R_c &= t_{B_{\max}} / t_{B_{\min}}. \end{aligned} \quad (2.6)$$

Feszültség szintenként kellő számú vizsgálatot végezve az élettartamok $\ln t_B$ várható értékéből

és $S(\ln t_B)$ szórásából – a logaritmikus normális eloszlás ismert összefüggéseit alkalmazva (Prékopa, 1962) – a kúszási élettartam várható értéke és szórása meghatározható

$$\bar{t}_B = \exp \left[\overline{\ln t_B} + \frac{S^2(\ln t_B)}{2} \right], \quad (2.7)$$

$$S(t_B) = \left\{ \exp \left[2 \overline{\ln t_B} + S^2(\ln t_B) \right] \cdot \exp \left[S^2(\ln t_B) \right] - 1 \right\}^{1/2}. \quad (2.8)$$

Kimutatható, ha a kúszási élettartamot meghatározó, egymástól független belső és külső tényezők korlátos eloszlásai jól közelíthetők normális eloszlásokkal (amint ezt Burton és társai hőmérséklet ingadozására ki is mutatták), akkor ezen tényezők várható értékeivel és a (2.3) összefüggéssel – az ötvezetecsoportra érvényes állandókkal – számított kúszási élettartam megegyezik a logaritmikus normális eloszlással számított élettartam várható értékével. Ezt szemlélteti a 2.2. ábra (Burton et al., 1972) közleménye is. A továbbiakban ezért elég azt vizsgálnunk, hogy az élettartam-eloszlás terjedelmét hogyan befolyásolják a belső és a külső tényezők. Ugyanis a logaritmikus normális élettartam-eloszlás szórása ebből a szempontból jól becsülhető a terjedelem 1/6-ával, azaz

$$S(\ln t_B) = \frac{\ln R_c}{6}. \quad (2.9)$$

Egy névlegesen állandó hőmérsékleten és feszültség szinten végzett vizsgálatsorozaton belül az egyes próbatestek 20°C-on mért folyáshatára, mint belső, az anyagszerkezetre jellemző tényező, valamint a külső tényezők: a $\bar{T}$ hőmérséklet átlagértéke és S_T szórása, a terhelés beállításának a hibája ($\Delta\sigma = \pm c \cdot \sigma$; ahol c állandó, pl. $c=0,01$) más és más érték. Mivel a felsoroltak egymástól független valószínűségi változók, ezért a (2.3) összefüggés szerinti kúszási élettartam $t_{B_{\max}}$ értékét az $R_{p0,2/20}$ folyáshatár $\sigma_{F_{\max}}$ értéke, illetve a hőmérséklet $\bar{T}_{\min}$, $S_{T_{\min}}$ és a terhelés $(1-c)\sigma$ minimum értékei, míg az élettartam $t_{B_{\min}}$ értékét a $\sigma_{F_{\min}}$, $\bar{T}_{\max}$, $S_{T_{\max}}$ és $(1+c)\sigma$ értékek határozzák meg. Ennek megfelelően, ha egyéb külső tényezőktől, mint pl. a vizsgálógép típusa, eltekintünk – a kúszási élettartam terjedelmére felírható a következő kifejezés:

$$R_c = \frac{\exp \left[A \sigma_{F_{\max}} + \frac{Q_0 \sigma_{F_{\max}} + Q_T}{R \bar{T}_{\min}} \right] \cdot \exp [B_{\max} (1+c) \sigma]}{\exp \left[A \sigma_{F_{\min}} + \frac{Q_0 \sigma_{F_{\min}} + Q_T}{R \bar{T}_{\max}} \right] \cdot \exp [B_{\min} (1-c) \sigma]} \cdot \eta. \quad (2.10)$$

ahol $\eta = \frac{(\tau_T)_{\max}}{(\tau_T)_{\min}} > 1$ tényező az átlagos hőmérsékletek körüli S_T szórásokkal jellemzett ingadozás hatását veszi figyelembe. Mivel a szabványos, gondos laboratóriumi kúszásvizsgálatoknál $\eta=1,01-1,03$ – a névleges feszültségtől és hőmérséklettől függően –, ezért kiszámításának módját illetően a (Lehofer, 1972) közleményünkre hivatkozunk, illetve a kifáradás tárgyalásánál még visszatérünk.

Ha a külső tényezők hibátlanok, akkor a kúszási élettartam terjedelme – a (2.10) összefüggésből következően – az igénybevételtől független és csak az anyagszerkezet inhomogenitására jellemző folyáshatár-eloszlás terjedelmétől, azaz a $(\sigma_{F_{\max}} - \sigma_{F_{\min}})$ értéktől függ, mégpedig:

$$R_s = \exp \left[\left(A + \frac{Q_0}{RT} \right) \cdot (\sigma_{F_{\max}} - \sigma_{F_{\min}}) \right]. \quad (2.11)$$

A (2.11) összefüggés egyben rámutat a növelt hőmérsékleten üzemelő szerkezetekbe beépítendő anyagok gondos és vizsgálatokkal ellenőrzött hőkezelésének a jelentőségére!

Mivel a (2.10) összefüggésben $\eta \sim 1$, és a statikus terhelés – gondos kezeléssel – kis hibával beállítható, ezért adott feszültség szinten az R_c élettartam-terjedelem csak akkor fog legkevésbé eltérni a kizárólag az anyag szerkezetétől függő R_s értéktől, ha a vizsgálat sorozaton belül az egyes próbatestek átlagos hőmérséklete és szórás terjedelme azonos. Ezt az összehangolt kísérleti tapasztalatok is igazolták (Burton et al., 1972). A (2.10) összefüggésből az is következik, hogy állandó T hőmérsékleten a kúszási élettartam terjedelme a σ feszültség szint növelésével exponenciálisan nő.

2.2. A kúszási alakváltozás és a kúszáshatár leírása

Threadgill, P. L. és Wilshire, B. (1972) részletesen elemezték a kiválóan keményített ausztenites acélok és ötvözetek kúszási mechanizmusát a kezdeti és az állandósult tartományban. Megállapították – a korábbi kutatásokkal összhangban (Dorn, 1956) – a mechanizmus azonosságát, ezért a kúszás sebessége leírható az állandósult tartomány $\dot{\epsilon}_s$ sebességével, mégpedig:

$$\dot{\epsilon} = [v \cdot \exp(-mt) + 1] \cdot \dot{\epsilon}_s, \quad (2.12)$$

ahol m a kezdeti kúszási sebesség „kimerülésére”

jellemző paraméter, amely a T hőmérsékleten a σ terhelés függvénye, mégpedig az $\dot{\epsilon}_s$ leíró feszültségfüggvénnyel egyenesen arányos, azaz esetünkben (2.13) szerinti. A v tényező értéke a kiválásokkal keményített ausztenites acélokra: $v=3$ (Threadgill–Wilshire, 1972). A (2.12)-ből az is következik, hogy $t=0$ esetén a kúszás kezdeti sebessége a (2.12/a)-val számolható.

$$m = c \cdot \exp(B \cdot \sigma), \quad (2.13)$$

$$\dot{\epsilon}_0 = (v + 1) \dot{\epsilon}_s. \quad (2.12/a)$$

Közbevetve meg kell jegyeznünk, hogy mivel a kiválásokkal keményített ferrites acéloknak a velük azonos $R_{p0,2/20}$ folyáshatárú, kiválásokkal keményített ausztenites acélokhöz képest az azonos (σ, T) kúszási igénybevételhez tartozó állandósult kúszási sebességük nagyságrendekkel nagyobb, ezért a ferrites acélokra $v > 3$, de a v értékét a kísérleti adatokból kellett meghatároznunk.

Integrálva a (2.12)-t, a kúszási alakváltozást (valódi nyúlást) a kezdeti és az állandósult tartományban a (2.14) összefüggés írja le:

$$\epsilon = \dot{\epsilon} \left[\frac{v}{m} (1 - \exp(-mt)) + t \right] \cong \dot{\epsilon}_s \left[\frac{v}{m} + t \right]. \quad (2.14)$$

Az állandósult kúszás sebességére – a (2.1), (2.2), (2.2/a), (2.4) és (2.5) figyelembevételével – a (2.15) összefüggést állapítottuk meg:

$$\dot{\epsilon}_s = \exp \left(-AR_{p0,2/20} - \frac{Q}{RT} + \ln \epsilon_{MG} - K \right) \exp(B\sigma). \quad (2.15)$$

Azonos anyagot ($R_{p0,2/20}$ =állandó) a T =állandó hőmérsékleten vizsgálva az állandósult kúszás sebessége csak a húzóterhelés függvénye:

$$\dot{\epsilon}_s = K_s \exp(B\sigma). \quad (2.15/a)$$

A (2.13) és a (2.15/a) összefüggést beírva a (2.14) közelítően egyenlő összefüggésbe, és az egyenletet σ -ra rendezve megkapjuk az ϵ maradó nyúláshoz tartozó $\sigma_{\epsilon/t/T}$ kúszáshatárt:

$$\sigma_{\epsilon/t/T} = -\frac{1}{B} \ln t + \frac{1}{B} \left[\ln \left(\epsilon - \frac{v}{c} K_s \right) - \ln K_s \right]. \quad (2.16)$$

De, mivel az $\frac{\epsilon}{K_s} \gg \frac{v}{c}$ (mintegy két nagyságrend-

del kisebb, ezért a (2.16) [...] zárójelbeli kifejezés az $(\ln \epsilon - \ln K_s)$ kifejezéssel helyettesíthető, és a K_s -et visszaírva, az (ϵ, t, T) értékekhez tartozó

kúszáshatárt – a korábbi téziseinkkel (Lehofer, 1970) összhangban – a (2.17) összefüggés írja le:

$$\sigma_{\varepsilon/t/T} = \frac{1}{B} \ln t + \frac{1}{B} \left(\ln \varepsilon + A R_{p0,2/20} + \frac{Q}{RT} - \ln \varepsilon_{MG} + K \right). \quad (2.17)$$

Ahhoz, hogy a (2.14), a (2.15) és a (2.17) összefüggésekkel ötvözetcsoporthoz érvényesen számításokat

$$\sigma_{\varepsilon/t/T} = \frac{1}{B} \left(A + \frac{Q_0}{RT} \right) R_{p0,2/20} + \frac{1}{B} \left(\ln \varepsilon + \frac{Q_T}{RT} - \ln \varepsilon_{MG} + K + \ln t \right). \quad (2.18)$$

végezhetünk, meg kellett határozni az ε_{MG} nyúlás, a c és a v tényező értékét. Ehhez fel kell használnunk az ötvözet-csoportba tartozó anyagok kúszásvizsgálattal felvett – és az állandósult tartomány stabil kialakulását mutató – $\varepsilon(t)$ kúszásgörbéit is. Mivel erre vonatkozóan irodalmi adat csak szórványosan és diagramként található, ezért e célból felhasználtuk a Csepel Művek Központi Anyagvizsgáló Osztályán – a VASKUT Anyagvizsgáló Osztályával együttműködve – az 1960-as években végzett kúszásvizsgálat-sorozat eredményeit. Ezeket a kiválasztott keményített állapotokra hőkezelt ($R_{p0,2/20}=383 \pm 10$ MPa) Cr5Mo45.47 ferrites melegsziárd acélon 550 és 580°C hőmérsékleteken, $\sigma=5$ kp/mm² (49 MPa) húzóterheléssel egészen 10⁴ óráig (5·10³ óráig 24 db, 10⁴ óráig 12 db próbatesten) mértünk. Mérési eredményeink még 610°C-on is voltak, de 500–5·10³ óra között már csak 2-2 db próbatesten. Az $\varepsilon(t)$ kúszásgörbék részletes, nem publikált adatait a munkanaplónk és a kutatási jelentésünk őrzi (Lehofer, 1966).

A részletes $\varepsilon(t)$ adatokból meghatározható a legkisebb négyzetek módszerének alkalmazásával az állandósult szakaszban a kúszás $\dot{\varepsilon}_s$ sebessége, illetve – mivel nem szakadásig végeztük a vizsgálatot – a (2.3) összefüggéssel (az 1. táblázat állandóit használva) a t_b kúszási élettartam várható értéke. Ezek ismeretében a (2.2) segítségével meghatározható a (2.15) összefüggésben még ismeretlen ε_{MG} nyúlás értéke. Így a (2.15) egyenletből számított $\dot{\varepsilon}_s$ értékekkel és a kúszásgörbe kezdeti tartományában mért $\varepsilon(t)$ adatpárokkal egyrészt a kúszás kezdeti sebességével a (2.12/a)-ból a v , másrészt a (2.14) összefüggéssel – figyelembe véve (2.13)-mat is – a c tényező is meghatározható.

Ily módon az említett csepeli kúszásvizsgálat (Lehofer, 1966) eredményeiből 550°C hőmérsékleten $\dot{\varepsilon}_s=2,66 \cdot 10^{-7}$ (h⁻¹) állandósult kúszássebesség és $c=8,26 \cdot 10^{-4}$ (h⁻¹) értékeket, illetve $\varepsilon_{MG}=0,0436$ nyúlás, és $v=11$ értékeket kaptunk.

Az ε_{MG} meghatározásának statisztikailag megbízható módjára a (2.17) összefüggés kínál lehetőséget.

Ugyanis, átrendezve az egyenletet, a kúszáshatár az anyagszerkezetre jellemző $R_{p0,2/20}$ folyáshatár lineáris

függvénye (csakúgy, mint a kúszási szilárdság, lásd a 2.1. ábrával kapcsolatban írtakat):

Értekezésünkben (Lehofer, 1970) már igazoltuk a kísérleti adatok statisztikus feldolgozásával a (2.18) érvényességét. Felhasználva az ötvözetcsoporthoz érvényes

$$\sigma_{\varepsilon/t/T} = a R_{p0,2/20} + b$$

korrelációs összefüggés b állandóját és az 1. táblázatban közölt állandókat, a Monkman–Grant-törési kritérium, az ε_{MG} nyúlás várható értéke a (2.19) összefüggéssel meghatározható:

$$\varepsilon_{MG} = \exp \left(\ln \varepsilon + \frac{Q_T}{RT} + K - \ln t - B \cdot b \right). \quad (2.19)$$

Felhasználva a folyáshatár szóba jöhető tartományában kiegyensúlyozottan rendelkezésre álló 550°C-on mért $\sigma_{1/104/550}$ kúszáshatár adatokra illesztett korreláció b állandóját (Lehofer, 1970), meghatároztuk a relatív stabil állapotú, inkohereus kiválásokkal keményített ferrites acélokra érvényes Monkman–Grant-törési kritérium nyúlásértékét:

$$\varepsilon_{MG} = 0,045.$$

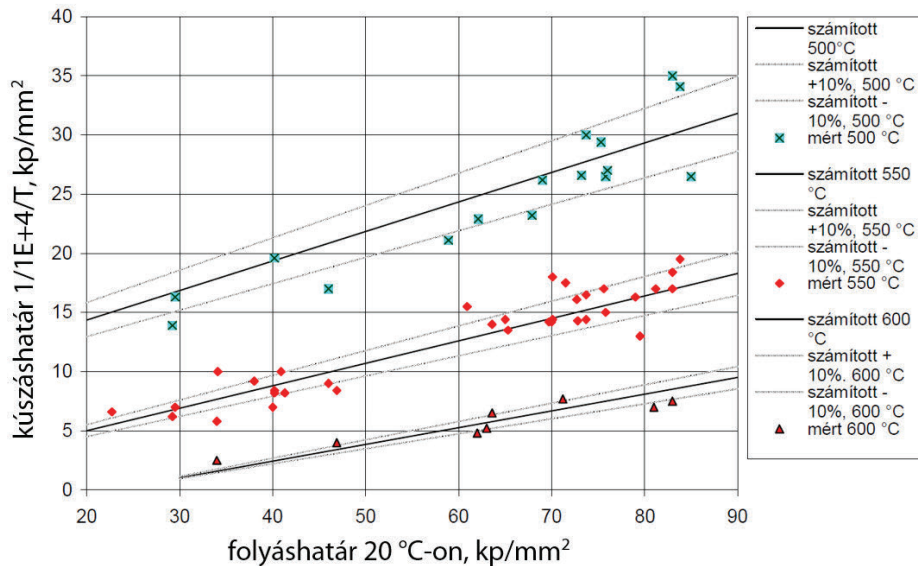
Az ε_{MG} ily módon meghatározott értékével – mint ötvözetcsoporthoz jellemző állandóval – és az 1. táblázatban közölt állandókkal (közvetett módszer) kiszámítottuk, (kp/mm²-ben) a ferrites acélcsoportra 500, 550 és 600°C-on érvényes, (2.18) szerinti $\sigma_{1/104/550}$ kúszáshatár-folyáshatár összefüggéseket

$$\sigma_{1/104/550} = 0,249 R_{p0,2/20} + 9,4,$$

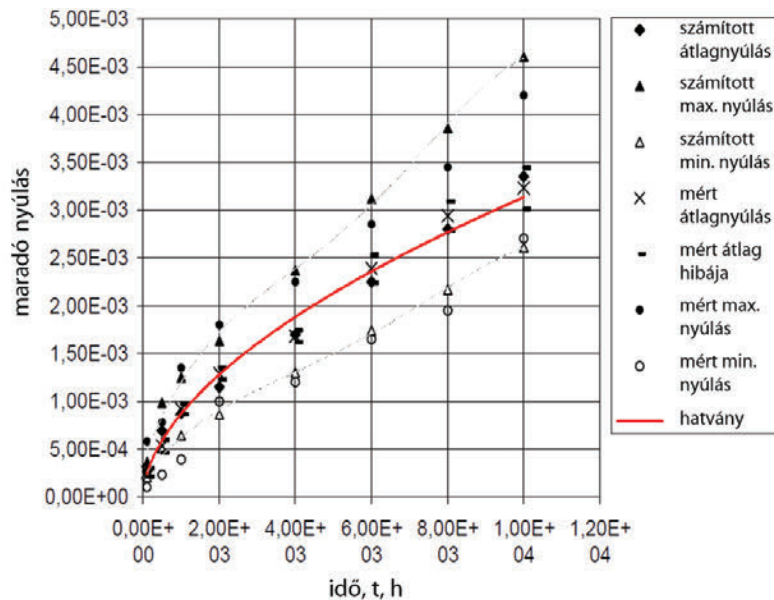
$$\sigma_{1/104/550} = 0,190 R_{p0,2/20} + 1,2,$$

$$\sigma_{1/104/550} = 0,141 R_{p0,2/20} - 3,2,$$

és összevetettük a különböző minőségű acélokon mért vizsgálati adatokkal (ezeket még kp/mm²-ben közölték: Hrsg. VDEh, 1969; Jahn, 1967; Holdt-Grün, 1967; Krisch, 1966; Belka-Melzer, 1968; Mumme-Belka 1964; Krisch et al., 1970). Ezt szemlélteti a 2.3. ábra. Látható, hogy a mérési adatok nagy többsége a közvetett módszerrel számított egyenesek ± 10 rel. % szórási sávjain belül helyezkednek el, azaz az elmélettel összhangban: a Monkman–Grant-



2.3. ábra. A ferrites melegszilárd acélok közvetett módszerrel, a (2.18) szerint meghatározott $\sigma_{1/10^4/T}$ kúszáshatár–folyáshatár összefüggéseinek egyezése a kísérleti adatokkal. Az $\varepsilon_{MG} \neq f(\sigma, T)$ kísérleti bizonyítása.



2.4. ábra. A kúszásgörbe számított és mért lefutásának összevetése (Cr5Mo45.47, acél, $T=550^\circ\text{C}$, $\sigma=49\text{ MPa}$)

3. Táblázat. Az 550°C -on, $\sigma=49\text{ MPa}$ terheléssel 10^4 óráig vizsgált Cr5Mo45.47 acél mért és számított $\varepsilon(t)$ kúszásgörbéje adatainak összevetése

t idő, h	10^2	$5 \cdot 10^2$	10^3	$2 \cdot 10^3$	$4 \cdot 10^3$	$6 \cdot 10^3$	$8 \cdot 10^3$	10^4
$\bar{\varepsilon}$ mért	$2,57 \cdot 10^{-4}$	$5,30 \cdot 10^{-4}$	$9,18 \cdot 10^{-4}$	$1,29 \cdot 10^{-3}$	$1,68 \cdot 10^{-3}$	$2,39 \cdot 10^{-3}$	$2,94 \cdot 10^{-3}$	$3,23 \cdot 10^{-3}$
$\bar{\varepsilon}$ hibája	$4,30 \cdot 10^{-5}$	$6,60 \cdot 10^{-5}$	$5,43 \cdot 10^{-5}$	$6,00 \cdot 10^{-5}$	$5,94 \cdot 10^{-5}$	$1,42 \cdot 10^{-4}$	$1,51 \cdot 10^{-4}$	$2,12 \cdot 10^{-4}$
$\bar{\varepsilon}$ szórása	$1,15 \cdot 10^{-4}$	$1,88 \cdot 10^{-4}$	$2,87 \cdot 10^{-4}$	$3,00 \cdot 10^{-4}$	$2,58 \cdot 10^{-4}$	$4,02 \cdot 10^{-4}$	$4,27 \cdot 10^{-4}$	$6,00 \cdot 10^{-4}$
-max. ε	$5,80 \cdot 10^{-4}$	$7,80 \cdot 10^{-4}$	$1,35 \cdot 10^{-3}$	$1,80 \cdot 10^{-3}$	$2,25 \cdot 10^{-3}$	$2,85 \cdot 10^{-3}$	$3,45 \cdot 10^{-3}$	$4,20 \cdot 10^{-3}$
-min. ε	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$2,30 \cdot 10^{-4}$	$3,90 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-3}$	$1,20 \cdot 10^{-3}$	$1,65 \cdot 10^{-3}$	$1,95 \cdot 10^{-3}$	$2,70 \cdot 10^{-3}$
számolt $\bar{\varepsilon}$	$2,65 \cdot 10^{-4}$	$6,92 \cdot 10^{-4}$	$8,75 \cdot 10^{-4}$	$1,15 \cdot 10^{-3}$	$1,70 \cdot 10^{-3}$	$2,25 \cdot 10^{-3}$	$2,80 \cdot 10^{-3}$	$3,35 \cdot 10^{-3}$
-max. ε	$3,65 \cdot 10^{-4}$	$9,84 \cdot 10^{-4}$	$1,25 \cdot 10^{-3}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	$2,37 \cdot 10^{-3}$	$3,12 \cdot 10^{-3}$	$3,86 \cdot 10^{-3}$	$4,60 \cdot 10^{-3}$
-min. ε	$2,06 \cdot 10^{-4}$	$5,09 \cdot 10^{-4}$	$6,42 \cdot 10^{-4}$	$8,62 \cdot 10^{-4}$	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$1,74 \cdot 10^{-3}$	$2,17 \cdot 10^{-3}$	$2,61 \cdot 10^{-3}$

törési kritérium ε_{MG} nyúlása ötvözetcsoportha érvényes, a hőmérséklettől és a terheléstől független, állandó érték.

Felhasználva az $\varepsilon_{MG}=0,045$ értéket és az 1. táblázatban közölt állandókat, és figyelembe véve az említett csepeli kúszásvizsgálat feltételeit ($R_{p0,2/20}=383$ átlag és max. 400 ill. min. 360 MPa, $T=550$ átlag és max. 552, ill. min. 548°C, $\sigma=49$ MPa, $c=8,26 \cdot 10^{-4} h^{-1}$ átlag és $7,50 \cdot 10^{-4}$, ill. $9,53 \cdot 10^{-4} h^{-1}$ és $v=11$) a közvetett módszerrel – a (2.15) képlettel – számításokat végeztünk. A kúszás átlagos állandósult sebességére $\dot{\varepsilon}_s=2,746 \cdot 10^{-7} (h^{-1})$ értéket kaptunk (a szélsőértékekre pedig: a max. $\dot{\varepsilon}_s=3,72 \cdot 10^{-7}$ és a min. $\dot{\varepsilon}_s=2,19 \cdot 10^{-7}$, míg a kúszásgörbe menetére jellemző (2.14) összefüggéssel számított maradó nyúlás átlagértékeit és terjedelmét összevetve kísérleti adatokkal a 3. táblázatban és a 2.4. ábrában foglaltuk össze.

Az összevetésből kitűnik, hogy a kúszásgörbe számított menete és szórásterjedelme jól megegyezik a kúszásvizsgálat mérési adataival.

Érdemes rámutatni – tekintettel az előírt alakváltozásra méretezés esetre –, hogy a (2.14) egyenletből meghatározható az a t időtartam, amely alatt az adott (σ, T) kúszási igénybevétel mellett bekövetkezik a megengedett ε maradó nyúlás.

Ehhez természetesen szükséges a c tényező ismerete is, amely elemzéseink szerint – összhangban (Threadgill–Wilshire, 1972) megállapításával – függ a hőmérséklettől, valamint – nyilvánvalóan – az anyag szerkezetétől, így az azt jellemző $R_{p0,2/20}$ folyáshatártól is. Értékelve a csepeli kúszásvizsgálat-sorozat adatait és felhasználva a (2.18) szerinti, viszonylag rövid ($t=10^3 h$) időtartamú, kis maradó nyúlású ($\varepsilon=0,002$ ill. $0,005$) kúszáshatár–folyáshatár korrelációs összefüggéseket, az inkoherens kiválásokkal keményített ferrites acélcsoportha érvényes c tényező értéke a (2.20) empirikus összefüggéssel becsülhető [T (K), $R_{p0,2/20}$ (MPa)]:

$$c = \exp \left[\left(-4,67T^{-1} + 1,08 \cdot 10^{-3} \right) R_{p0,2/20} + 0,031 \cdot T - 30,810 \right], (h^{-1}). \quad (2.20)$$

Összefoglalva: az 1. táblázatban az inkoherens kiválásokkal keményített ferrites acélcsoportha közölt anyagállandókat kiegészíti az $\varepsilon_{MG}=0,045$ nyúlás, mint törési kritérium, a v tényező értéke: $v=11$ és a c tényezőnek a (2.20) összefüggéssel becsülhető értéke.

A (2.3/a) és a (2.15) egyenletek összevetéséből az is megállapítható, hogy a kúszási szilárdság–folyáshatár és a kúszáshatár–folyáshatár egyenesek egymással párhuzamosak. A párhuzamos eltolódás

mértéke, azaz a két szilárdság különbsége:

$$\Delta = \left(\sigma_{B/t_B/T} - \sigma_{\varepsilon/t/T} \right) = \frac{1}{B} \left(\ln \frac{\varepsilon_{MG}}{\varepsilon} + \ln \frac{t}{t_B} \right). \quad (2.21)$$

2.3. A relaxáció leírása

A megújulással végbemenő kúszás hőmérsékletén, állandó értéken tartva a húzóterheléssel létrehozott, nagyrészt rugalmas alakváltozást (ε_r), a kezdeti σ_0 feszültség folyamatosan csökken, mivel az alakváltozás rugalmas összetevője folyamatosan maradó nyúlássá (ε_p) változik.

A t idő szerint deriválva az állandó értéken tartott nyúlásra vonatkozó $\varepsilon = \varepsilon_r + \varepsilon_p = \text{áll.}$ összefüggést és a rugalmas összetevőre érvényes Hooke-törvényt: $\sigma = E \cdot \varepsilon_r$, felírhatjuk a relaxáció differenciálegyenletét:

$$\frac{d\varepsilon_p}{dt} + \frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} = 0, \quad (2.22)$$

ahol E az anyag rugalmassági modulusa a T =állandó hőmérsékleten.

A megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában a képlékeny nyúlás sebességére a (2.12) összefüggés érvényes. Ezt beírva (2.22)-be – figyelembe véve a (2.13) és a (2.15/a) összefüggéseket is – a relaxáció differenciálegyenlete végül is a következő:

$$\frac{d\sigma}{dt} = -K_s E \{ v \exp[-ct \exp(B\sigma) + B\sigma] + \exp(B\sigma) \}. \quad (2.23)$$

A (2.23) differenciálegyenlet a változók szétválasztásával, zárt alakban nem oldható meg. Közelítő megoldásokra kényszerülünk. Például a (2.23)-mal kiszámíthatjuk és ábrázolhatjuk a megoldást tartalmazó iránymezőt, és a $t=0$, $\sigma=\sigma_0$ kezdeti feltételből kiindulva grafikusán megszerkeszthetjük $\sigma(t)$ relaxációs görbét.

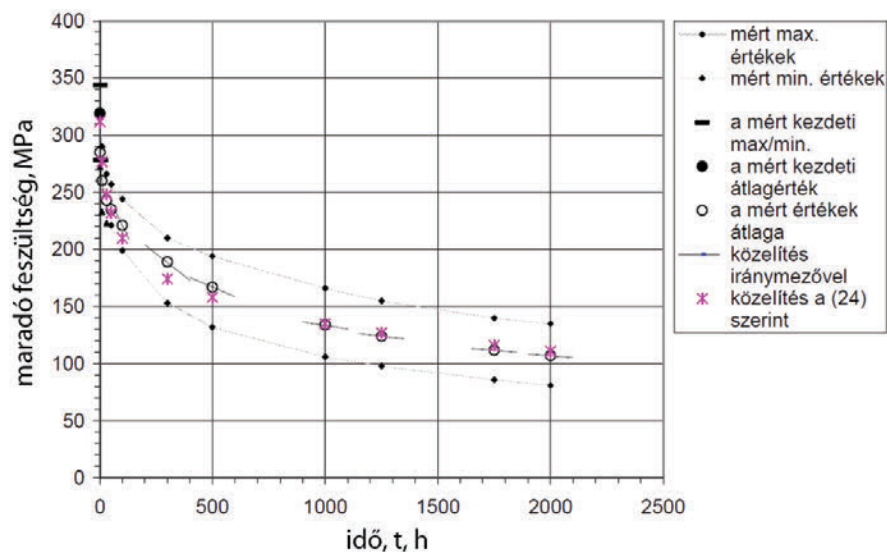
Zárt alakú közelítő megoldásra juthatunk, ha a (2.22)-ben a képlékeny nyúlás sebességét a (2.12/a) szerinti kezdeti nyúlássebességgel helyettesítjük. Így – a változók szétválasztása és integrálás után – a $\sigma(t)$ relaxációs görbe egyenletére a (2.24) összefüggést kapjuk:

$$\sigma = -\frac{1}{B} \ln \{ \exp(-B\sigma_0) + (v+1)BK_s E t \}. \quad (2.24)$$

A (2.23) és a (2.24) összefüggések kísérleti

4. Táblázat. A német–angol relaxációs körvizsgálat mért (Hacon–Krause, 1972) és számított eredménye

t (h)	1	10	30	50	100	300	500	1000	1250	1750	2000
$\bar{\sigma}$ (MPa)	285,3	259,8	242,7	234,6	221,0	188,8	167,2	133,5	124,1	111,8	106,9
$\sigma_{\max}$	313,9	290,4	265,8	256,5	244,1	209,9	194,4	166,0	155,0	140,3	134,9
$\sigma_{\min}$	271,7	233,3	222,5	220,7	199,1	153,0	132,4	105,9	98,1	86,3	81,4
$\bar{\sigma}_{\text{szám}}$	312	277	248	232	210	174	158	135	127	116	111
d σ /dt	-3,01	-1,38	-0,81	-0,63	-0,41	-0,16	-0,08	-0,03	-0,023	-0,02	-0,014



2.5. ábra. A relaxáció mért (Hacon–Krause, 1972) és számított eredményeinek összehasonlítása

ellenőrzéséhez a statisztikailag is értékelt német–angol közös vizsgálatok eredményeit használhattuk (Hacon–Krause, 1972). A nagy szilárdságú, kiválásokkal keményített, ferrites 1% CrMoV-acél hőkezelés után ellenőrzött mintáin 9 angol és 6 német laboratóriumban végeztek egytengelyű húzással relaxációs vizsgálatot a BS 3500, illetve a DIN 50118 szabvány előírásai szerint, összesen 34 db próbatesten, mégpedig 500°C-on egészen 2000 óráig. Az állandó értéken tartott össznyúlás átlagértéke: 0,2%, a kezdeti feszültség átlagértéke pedig 319 MPa volt. Az acél 20°C-on mért átlagos folyáshatára: $R_{p0,2/20}=729$ MPa, rugalmassági modulusa 500°C-on: $E=1,64 \cdot 10^5$ MPa. A mért (Hacon–Krause, 1972) és a (2.24) összefüggéssel számított adatokat a 4. táblázatban és a 2.5. ábrában foglaltuk össze. Az ábrán feltüntettük a (2.23)-mal számított iránymezőből a $t=0$, $\sigma_0=319$ MPa kezdeti feltételhez és a mért átlagos feszültségekhez tartozó érintőket is. A számítást az 1. táblázatban közölt, a ferrites acélcsoportra érvényes állandókkal, valamint $\varepsilon_{MG}=0,045$, $\nu=11$ és $c=10^{-6} \text{ h}^{-1}$ értékekkel végeztük.

A mért és a számított adatokat összehasonlítva megállapítható, hogy a (2.23)-mal számított iránymezőből a kezdeti feltételhez és a mért átlagértékekhez hozzárendelt d σ /dt érintők kielégítően követik a mért relaxációs görbe átlagos menetét, továbbá, hogy ezt a kezdeti nyúlássebesség közelítéssel meghatározott (2.24) összefüggés is kielégítően pontosan leírja.

2.4. A kúszási szilárdság meghatározása kúszó-szakító vizsgálattal

A kúszó-szakító vizsgálat ötlete és alkalmazása E. V. Rajakovicstól származik (1967), aki feltételezte, hogy a kúszássebességet leíró (2.1) típusú összefüggés érvényes a növelt hőmérsékletű szakítóvizsgálatra a szabványokban előírt sebességtartományban is. Logaritmizálva a (2.1) összefüggést belátható, hogy a σ feszültség és a hozzá tartozó kúszássebesség logaritmusa ($\ln \dot{\varepsilon}_s$) között lineáris a kapcsolat. Továbbá, szakításkor, egyrészt a legnagyobb erő eléréséig, azaz az egyenletes nyúlás határáig a

nyúlássebesség állandó. Másrészt, a megújulással végbemenő kúszás hőmérsékletén a szakítódiagramnak csak enyhe erő maximuma van, mert az alakváltozás okozta felkeményedést az egyidejűleg végbemenő megújulás kiegyenlíti, ezért az egyenletes nyúlás határának környezetében a felkeményedés sebessége majdnem nulla, és mind a nyúlássebesség, mind a terhelő erő közel állandó, azaz ez az alakváltozási állapot jellegében a kúszás állandósult állapotának tekinthető.

Végül is, a Rajakovics által javasolt módszer lényege: a választott T hőmérsékleten az azonos minőségű és állapotú fémötvözet próbatesteivel végezzünk néhány szakítóvizsgálatot, de különböző, a szabványban előírt és annál kisebb (2–3 nagyságrendet átfogó) sebességgel és az összetartozó, a maximális erőből számított σ valódi feszültség és logaritmus nyúlássebesség értékpárokat illesszünk a legkisebb négyzetek módszerével egyenest. A kívánt paraméterű kúszási szilárdságot ezzel a korrelációs összefüggéssel határozhatjuk meg, mégpedig

- az (ε_i, t_i) értékekhez tartozó $\sigma_{\varepsilon_i/t_i/T}$ kúszáshatárt a $\lg \dot{\varepsilon} = \lg(\varepsilon_i / t_i)$, míg
- a t_B időtartamhoz tartozó $\sigma_{B/t_B/T}$ törési kúszási szilárdságot a $\lg \dot{\varepsilon} = \lg(\delta_{10} / t_B)$ behelyettesítésével; (δ_{10} az $L_0 = 10 \cdot d_0$ jeltávon mért szabványos szakadási nyúlás).

Ezzel a módszerrel Rajakovics és munkatársai 1967–70 között öntött alumíniumötvözetek, gömb- és lemezgrafitos öntöttvasak és acélöntvények, majd E. Nechtelberger és munkatársai (1972) kiválásokkal keményített, ferrites és ausztenites melegsziárd acélok kúszási szilárdságát határozták meg – a kúszásvizsgálattal összehasonlítva – kielégítő egyezéssel.

Az állandósult kúszás $\dot{\varepsilon}_s$ sebességére általunk, az inkoherens kiválásokkal keményített ötvözetek egyes csoportjaira meghatározott (2.15) összefüggés alapján értékeltem Nechtelberger és munkatársainak (1973) eredményeit. Kimutattam (Lehofer, 1973), hogy az általuk szakítóvizsgálattal meghatározott Rajakovics-egyenesek meredeksége $1/B$, és a (2.5) képlettel és a ferrites, illetve az ausztenites acélcsoportra, az 1. táblázat állandóival számított értékek az ő méréseikkel ± 10 rel.%-on belül egyeznek. Továbbá, rámutattam, hogy a törési kúszási szilárdság pontosabban becsülhető a Rajakovics egyenesekkel, ha az $\ln \dot{\varepsilon}_s = \ln(\delta_{10}/t_B)$ helyett, – a Monkman–Garnt-törési kritériumot érvényesítve – az $\ln(\varepsilon_{MG}/t_B)$ értékkel számolunk. Nagyon lényeges – hangsúlyoztam –, hogy a Rajakovics-módszerrel vizsgált ötvözetek a kúszási igénybevételnek

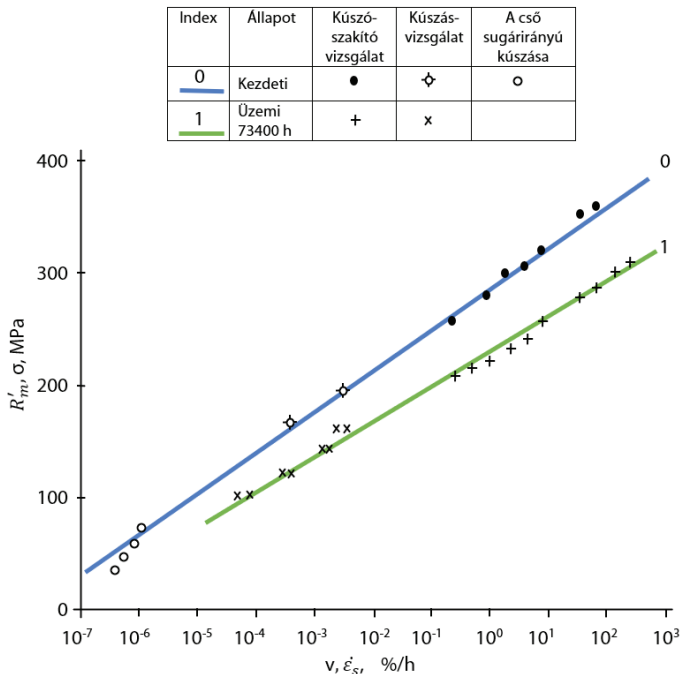
megfelelően relatív stabil állapotúak legyenek.

Az általunk kidolgozott MSZ 105-31-J/1977 szabványtervezet (Lehofer, 1977) ezen megállapításainkat érvényesítette azzal, hogy az ε_{MG} Monkman–Garnt-törési kritérium értéke (ha nem ismert megbízhatóan a vizsgálni kívánt ötvözet csoportjára) a szakítóvizsgálat-sorozat során, a maximális erő elérésekor mérhető valódi egyenletes nyúlás értékeinek statisztikai átlagával becsülhető. A szabványtervezetünk szerint finomított Rajakovics-módszert, Mucsy Endre témavezetésével, a Dr. Süle János vezette Erőkar Anyagvizsgáló Laboratórium bevezette az 1970-es évek végén. Kísérleteik igazolták, hogy egyrészt

- a szakítóvizsgálat-sorozat során, a maximális erő elérésekor mérhető valódi egyenletes nyúlás független a nyúlássebességtől és a hőmérséklettől (ezért átlagolható); másrészt,
- mind a kúszásvizsgálattal, mind a kúszó-szakító vizsgálatokkal meghatározott összetartozó feszültség és kúszási sebesség illetve nyúlássebesség értékek logaritmusa közötti függvénykapcsolat egyetlen korrelációs egyenessel leírható.

Ez utóbbira mutat példát a 2.6. ábra (Lehofer et al., 1986/d), amely a szovjet 2H1MF minőségjelű, Cr-, Mo-, V- ötvöztetésű, kiválóan keményített állapotú ferrites acéllal 540°C-on elvégzett kúszó-szakító és kúszásvizsgálataik eredményeit együttesen értékelve szemlélteti. Látható, hogy mind a beépítés előtti (0 jelű), mind a 73 400 üzemórát teljesítő, 540°C átlagos hőmérsékleten működő fő-gőzvezetékéből kivett mintán (1 jelű) a kétféle módszerrel mért adatok a 10^3 – 10^5 %/h kúszássebesség-tartományban azonos korrelációs egyenesen illeszkednek, mégpedig minkét esetben kielégítően szorosan (a korrelációs együtthatók értéke: 0,996). De a 0 jelű állapot egyenesére kielégítően pontosan illeszkednek az ebből az acélból beépített fő-gőzvezetéseken rendszeresen mért feltágulásokból meghatározott átlagos kúszássebesség (10^{-7} %/h nagyságrendű) és tangenciális főfeszültség adatpárok is. Továbbá, az is látható, hogy a 0 és az 1 jelű állapot egyenesi közel párhuzamosak. Ám a meredekségük – az egyedi mérésorozatokból számított B értékek relatív szórásának ismeretében szignifikánsan nem különbözik. Ez összhangban van a (2.15) egyenletből kiolvasható elvi megállapítással, miszerint ötvözetcsoponton belül, azonos hőmérsékleten a $\sigma(\ln \dot{\varepsilon})$ egyenesek egymással párhuzamosak és az eltolás mértéke kizárólag anyagszerkezet függő. Vonatkozik ez – amint ezt a 2.6. ábra is

szemlélteti – a beépítési állapothoz képest a kúszási üzemi igénybevétel okozta, élettartam-kimerüléshez vezető anyagszerkezet-változásra is. Ezért az üzemi igénybevételnek kitett minták kúszó-szakító vizsgálata egyik fontos eszköze az ún. maradék élettartam meghatározásnak, (Lehofer, 1984; 1986/b és c).



2.6. ábra. Az 540 °C-on végzett kúszó-szakító és kúszásvizsgálatok eredményeinek együttes értékelése. Az üzemi feltágulás-mérés eredményei illeszkednek a beépítési állapotra érvényes 0 jelű egyenesre

A (2.15) egyenlet tehát a növelt hőmérsékleten végzett szabványos szakítóvizsgálat nyúlássebesség-tartományában is érvényes. A (2.15) egyenletből következik, hogy ha két különböző $\dot{\epsilon}$ nyúlássebességgel végezzük a szakítást, akkor a maximális erőkhöz tartozó σ valódi feszültségek között a (2.25) összefüggésre jutunk. Ez megegyezik az L. Prandtl által, a fémek atomos szerkezetének megfelelő mechanikai modellel a nyúlássebesség szilárdságra gyakorolt hatását leíró (Prandtl, 1928) egyenletének a σ'_m valódi feszültségre felírt változatával (Gillemot-Mihályi, 1964), és az abban szereplő a_s sebességállandó a (2.25) és a (2.5) értelmében a (2.26) szerinti:

$$\sigma'_m = \sigma'_{m_1} + \frac{1}{B} \ln \frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1}, \quad (2.25)$$

$$a_s = \frac{1}{B} = \frac{R(T_k - T)}{B_0}. \quad (2.26)$$

Az OTKA T-4408 témaszámú programban a Miskolci Egyetemen ferrites melegsziárd acélon alakváltozás vezérléssel végzett kisciklusú fárasztóvizsgálatok – lásd részben a (Rózsahegyi, 1994)-ben – eredményeit értékelve azt találtuk, hogy a (2.26) összefüggés nemcsak a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában érvényes, hanem általában leírja a Prandtl-féle sebességállandó hőmérsékletfüggését (Lehofer, 2004). Ugyanis a ciklusidő állandósága mellett nemcsak 550, hanem 20, 450 és 500°C-on is a különböző nyúlásamplitúdókhoz (azaz különböző nyúlássebességekhez) tartozó feszültség amplitúdók nagysága között a (2.25) képlettel számítható kapcsolat áll fenn.

A (2.25) képlet alapján – figyelembe véve az (F1/1) és a (2.26) összefüggéseket – az inkohereus kiválásokkal keményített mátrixú ötvözet k_f alakítási szilárdsága is, (azaz az $R_{p0,2}$ folyáshatára) közvetlenül kiszámítható a T hőmérséklet és az egytengelyű alakváltozási sebesség ($\dot{\epsilon}_a$) függvényében a 20°C-on, a vizsgálati szabványban előírt $\dot{\epsilon}_a$ nyúlássebességgel mért $R_{p0,2/20}$ folyáshatárával:

$$k_f \equiv R_{p0,2} = \left\{ \frac{1}{a} \ln \left(2 - \frac{T}{T_k} \right) \right\}^{1/n'} \cdot R_{p0,2/20} + \frac{R(T_k - T)}{B_0} \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_a}{\dot{\epsilon}_f} \right). \quad (2.25/a)$$

5. Táblázat. A B tényező (2.5) képletében szereplő állandók értékei

Alapfém/Bázisfém	B_0 , (J · mol ⁻¹ · MPa ⁻¹)	T_k , (K)
Ferrit	67	1042
Ausztenit	258	1809
Alumínium	209	933
Kobalt	98	1393
Nikkel	141	1726

A Prandtl-féle sebességállandó meghatározásához az 5. táblázatban összefoglaltuk a B tényező (2.5) képletében szereplő állandók értékeit, amelyeket az inkohereus kiválásokkal keményített ferrites és ausztenites acélokra, valamint az alumínium-, a kobalt- és a nikkelbázisú ötvözetekre közölt kúszásvizsgálati adatok csoportos feldolgozásával határoztunk meg (Lehofer, 1970).

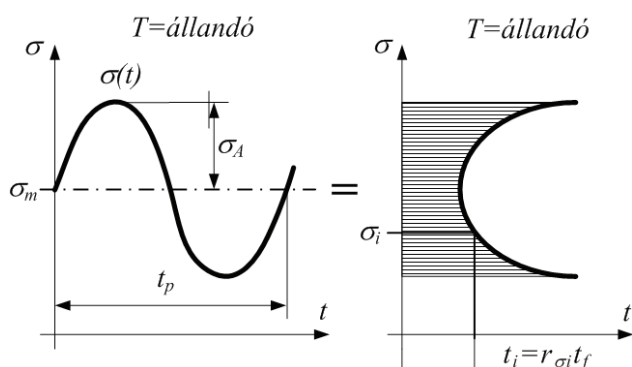
3. A kúszás és a kifáradás egységes leírása növelt hőmérsékleten

A laboratóriumi kúszásvizsgálatokat állandó hőmérsékleten állandó egytengelyű húzóterheléssel végzik. A tényleges üzemi igénybevétel során pedig a hőmérséklet és a terhelés is változik, legalább is

sztochasztikusan ingadozik, illetve a tervezett vagy a kényszerű leállások-újraindítások alatt kisciklusú igénybevétel is felléphet. Így ahhoz, hogy a szerkezeti anyagaink kúszásvizsgálattal meghatározott szilárdsági jellemzőire alapozva a várható élettartamot is megbízhatóan becsülni tudjuk, elemeznünk kell a kúszás és a fáradás kölcsönhatását. A kérdéskör vizsgálatát 1972-ben, a változó hőmérséklet élettartam csökkentő hatásának elemzésével kezdtük (Lehofer, 1972), majd 1975-től a nagy- és a kisciklusú fáradás leírásával folytattuk (Lehofer, 1975–1977; Lehofer-Süle, 1981; Lehofer, 1982, 1984, 1995 és 1997). A lényeges, tézisszerű megállapításainkat ezekre hivatkozva foglaljuk össze.

A t_f kifáradási élettartam meghatározásához a következő, kísérleti tapasztalatokkal alátámasztott gondolatmenet vezet. Növelt hőmérsékleten, ha az igénybevétel időbeni változása összhangban van a megújulás sebességével, azaz, ha a megújulás egy terhelési cikluson belül folyamatosan kiegyenlíti a fárasztó igénybevételt kísérő maradó alakváltozás okozta felkeményedést, akkor a kúszás és a kifáradás – változó hőmérsékleti viszonyok között is – egységesen leírható a megújulással végbemenő kúszás állandósult sebességére érvényes (2.1) és a Monkman-Grant-törési kritérium (2.2) összefüggés felhasználásával, mivel

- mind a kúszási, mind a fáradási károsodás kristályhatár menti üregképződéssel és növekedéssel járó folyamat, amely alapvetően a diszlokációk nem-konzervatív mozgásának a következménye, amelyet az öndiffúzió szabályoz; és mivel
- a terhelés időbeni sorrendje figyelmen kívül hagyható, és a $\sigma(t)$ igénybevétel okozta fáradás az egyes σ_i feszültség szinteken $t_i = r_{\sigma_i} t_f$ időtartamú kúszási igénybevétel-sorozatnak tekinthető, amint ezt a 3.1. ábra szemlélteti.



3.1. ábra. Fárasztóvizsgálat = kúszásvizsgálat sorozat

Az r_{σ} relatív időgyakoriság a t_p periódusidejű $\sigma(t)$ igénybevételből a (3.1) szerint számítható

$$r_{\sigma} = \left| \frac{dt}{d\sigma} \right| \cdot \frac{1}{t_p} \quad (3.1)$$

Felírva a (2.1) figyelembevételével a (2.2) törési kritériumot mind a $\sigma(t)$ fárasztó igénybevételre, mind annak σ_m középfeszültségére mint statikus kúszási terhelésre, amelyhez a (2.3) szerinti t_B élettartam tartozik, és figyelembe véve a

$$\sigma = \sigma_m + a \cdot \sigma_A$$

helyettesítést, ahol

$$-1 \leq a \leq 1 \text{ és } \sigma_A$$

a $\sigma(t)$ igénybevétel feszültség-amplitúdója, akkor a $\tau = t_f/t_B$ élettartam-viszonyra a (3.2) kifejezést kapjuk (Lehofer, 1977):

$$\tau = \left\{ \int_{-1}^{+1} r_a \exp(a \cdot B \cdot \sigma_A) \cdot da \right\}^{-1} \quad (3.2)$$

Ebből kiolvasható tézisünk:

A (3.2) összefüggés egy $\tau(B \cdot \sigma_A)$ dimenzió nélküli Wöhler-görbe, amely csak a $\sigma(t)$ fárasztó igénybevételre jellemző r_a sűrűségfüggvénytől függ, de független a $\sigma(t)$ igénybevétel σ_m középfeszültségétől és t_p periódusidejétől is, természetesen csak addig, amíg a felkeményedést a megújulás egy igénybevételi cikluson belül kiegyenlíti.

Nagy előny, hogy a (3.2) szerinti általános, dimenzió nélküli Wöhler-görbe – amely a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában valamennyi relatíve stabil anyagszerkezetű, inkoherens kiválásokkal keményített ötvözetre érvényes(!) – közvetlenül meghatározható a különböző típusú $\sigma(t)$ fárasztó igénybevételekre, amelyből a konkrét ötvözetre az adott $\sigma(t)$ és T =állandó igénybevételre érvényes Wöhler-görbe a B tényezőn keresztül származtatható és segítségével a t_f kifáradási élettartam a

$$t_f = \tau \cdot t_B \quad (3.3)$$

összefüggéssel számítható, ahol t_B a $\sigma(t)$ fárasztó igénybevétel σ_m középfeszültségéhez tartozó kúszási élettartam a (2.3) összefüggés szerint.

A 3.2. és 3.3. ábrák összefoglalóan tartalmazzák a gyakran előforduló igénybevételek (3.1) szerint számítható r_{σ} függvényeit és a (3.2) szerinti $\tau(B \cdot \sigma_A)$ általános, dimenzió nélküli Wöhler-görbének egyenleteit és ábrázolt lefutásait.

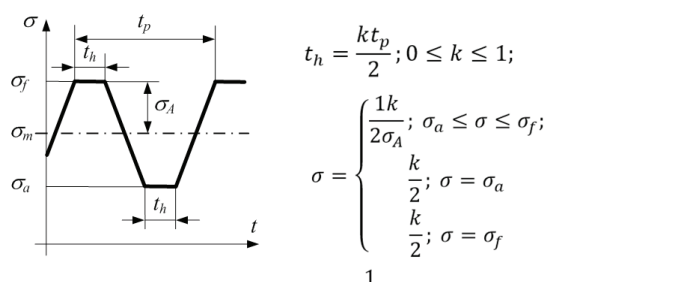
Az igénybevételek közül, jó példaként, kiemelhető a trapéz profilú igénybevétel, mivel általános Wöhler-görbéjének egyenlete zárt alakban kifejezhető (3.2. ábra), és amelyből kiolvasható, hogy a t_h tartózkodási idő növekedésével $k \rightarrow 1$ a kifaradási élettartam csökken. Ha $k=0$, akkor az igénybevétel háromszög profilú, és az élettartam-viszony a (3.2/a) szerinti, míg a $k=1$ értékhez a négyszög profilú igénybevétel tartozik, és az élettartam-viszonyt a (3.2/b) írja le. Így, ha a $B \cdot \sigma_A > 3$, akkor a két igénybevételhez tartozó élettartamok között érvényes összefüggés: $\tau_v = B \cdot \sigma_A \cdot \tau_\square$, ahol

$$\tau_\Delta = 2B\sigma_A \cdot [\exp(B\sigma_A) - \exp(-B\sigma_A)]^{-1} \quad (3.2/a)$$

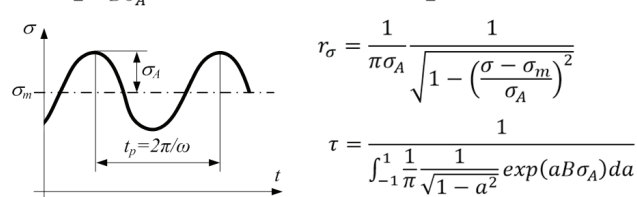
$$\tau_\square = 2 \cdot [\exp(B\sigma_A) + \exp(-B\sigma_A)]^{-1} \quad (3.2/b)$$

Kimutatható továbbá, hogy a szinuszos $\sigma(t)$ igénybevételhez tartozó Wöhler-görbe a $k=0,2$ trapéz profilú igénybevétellel közel egyenértékű.

Ha az igénybevétel kisciklusú és az $\varepsilon(t)$ igénybevételnek megfelelően alakváltozással vezérelt, akkor a kifaradási élettartam-viszony (3.2) szerinti

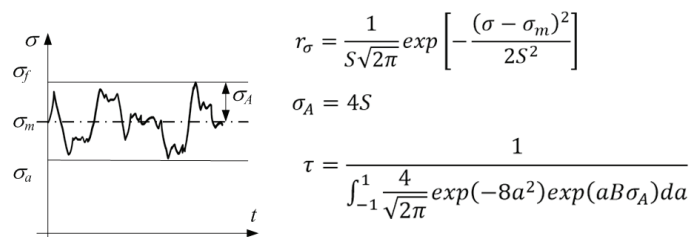


$$\tau = \frac{1-k}{2} \frac{1}{B\sigma_A} [\exp(B\sigma_A) - \exp(-B\sigma_A)] + \frac{k}{2} [\exp(B\sigma_A) + \exp(-B\sigma_A)]$$



$$\tau = \frac{1}{\int_{-1}^1 \frac{1}{\pi \sqrt{1-a^2}} \exp(aB\sigma_A) da}$$

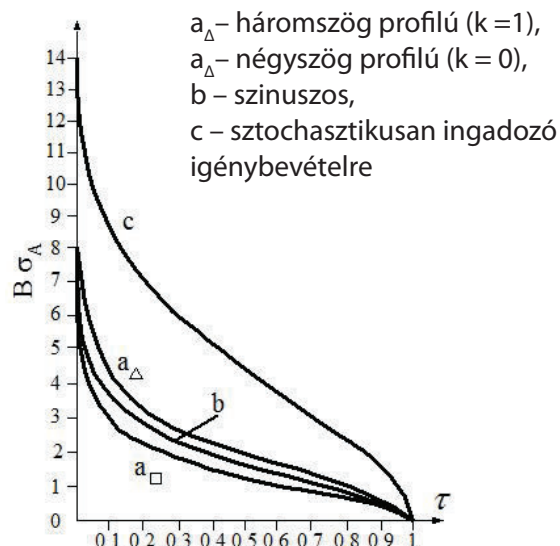
$$\sigma = \sigma_m + \sigma_A \sin(\omega t + \varphi)$$



$$\sigma_A = 4S$$

$$\tau = \frac{1}{\int_{-1}^1 \frac{4}{\sqrt{2\pi}} \exp(-8a^2) \exp(aB\sigma_A) da}$$

3.2. ábra. A leggyakoribb: a) trapéz profilú, b) szinuszos, c) sztochasztikusan ingadozó fárasztó igénybevételek r_o relatív időgyakoriság és τ élettartam-viszony függvényei

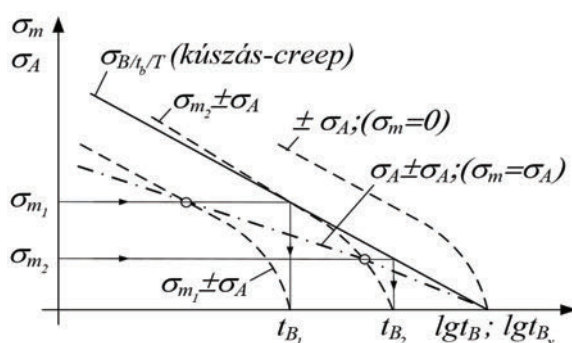


3.3. ábra. A 3.2 ábra szerinti, leggyakoribb fárasztó igénybevételekhez tartozó általános, dimenzió nélküli Wöhler-görbék, a $B \sigma_A(\tau)$

kiszámításához először az $\varepsilon(t)$ függvényből a megfelelő $\sigma(\varepsilon)$ anyagtörvény segítségével meg kell határozni a $\sigma(t)$ függvényt (lásd a Függelék F6. pontjában).

A 3.4. ábra az azonos ötvözetcsoporthoz tartozó és azonos folyáshatárú ötvözetek kúszási és kifaradási élettartamainak egymáshoz viszonyított elvi kapcsolatát szemlélteti az azonos típusú, de eltérő σ_m közép feszültségű ($\sigma_m \geq 0$, $\sigma_m = \sigma_A$) fárasztó igénybevételekre állandó hőmérsékleten.

Módszerünkkel kiszámíthatjuk a húzó-nyomó, lengő igénybevételhez tartozó élettartamot is, amely igénybevétel aszimmetria tényezője: -1, és közép feszültsége: $\sigma_m = 0$, illetve középnyúlása: $\varepsilon_m = 0$. Ugyan- is, a fémfizikai modellszámításokkal alátámasztott



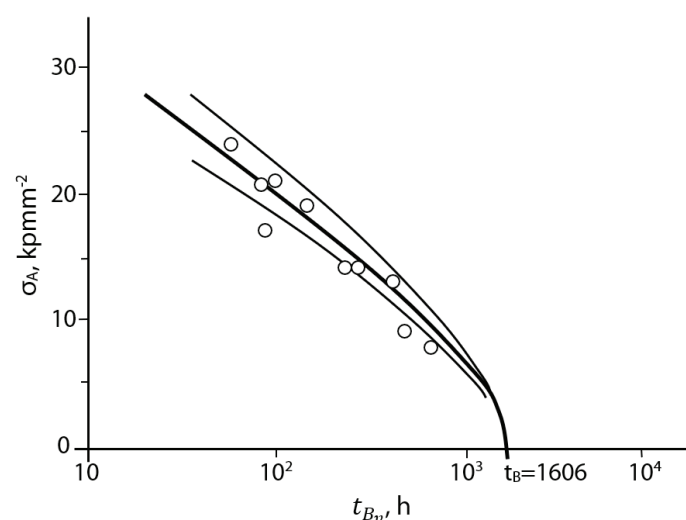
3.4. ábra. Az azonos ötvözetcsoporthoz tartozó és azonos folyáshatárú ötvözetek kúszási és a kifaradási élettartamainak egymáshoz viszonyított helyzetének elvi ábrázolása azonos típusú, de eltérő σ_m közép feszültségű fárasztó igénybevételekre

kísérleti tapasztalatok lényege, amelyekről Harrison, G. F. és Tilly, G. P. is beszámoltak (1974), az, hogy a húzó-nyomó, lengő igénybevétel helyettesíthető a nullkezdésű húzó-lengő igénybevétellel. Részleteket a Függelék F5.1. pontjában találhatók. Ez a meg-alapozott felismerés lehetővé teszi, hogy a (3.3) összefüggéssel a húzó-nyomó, lengő igénybevételhez tartozó élettartamot is kiszámíthassuk, mivel a $\sigma_m=0$ közép feszültség behelyettesíthető a (2.3)-ba és így a t_B „kúszási élettartam” is meghatározható.

3.1. A kifáradási élettartam összefüggések ellenőrzése

A kifáradási élettartamra levezetett összefüggések érvényességét az irodalomban közölt kísérleti eredményekkel ellenőriztük (Lehofer, 1977).

Tapsel, H. J. (1952) kísérleti eredményeit a 3.5. ábrán mutatjuk be. A vizsgált ötvözet: Nimonic-80, vizsgálati hőmérséklet: 700°C, az igénybevétel: szinuszosan változó húzó-lengő, frekvenciája: 2200/min, közép feszültsége: $\sigma_m=216$ MPa, és az ehhez tartozó kúszási élettartam: $t_B=1606$ h. A B tényező értéke a (2.5) összefüggéssel és a Ni-bázisú ötvözetek csoportjára érvényes állandókkal (5. táblázat) számolva: $B_{700}=0,022$ MPa⁻¹. Látható az ábrából, hogy a mért kifáradási élettartam adatok többsége a (3.3) egyenlettel számított a – 3.2. ábrán, a szinuszos igénybevételre közölt τ élettartam-vizszo-ny összefüggést alkalmazva – a várható értéket reprezentáló Wöhler-görbéhez rendelt $\pm 10\%$ -os relatív szórási terjedelem sávon belül van.



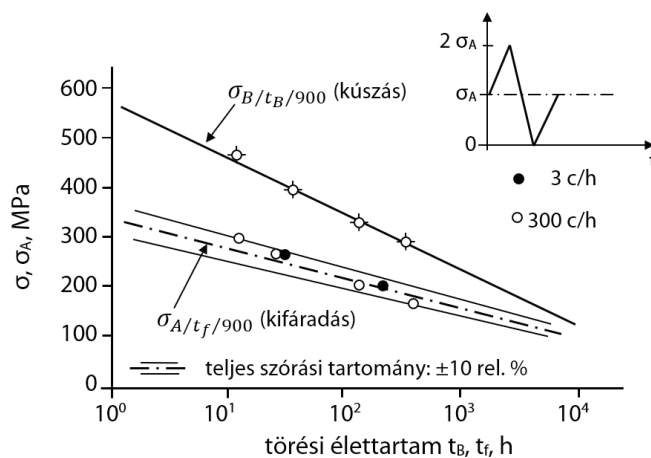
3.5. ábra. Nimonic-80 ötvözet 700 °C-on mért húzó- lengő kifáradási élettartamok (Tapsel, 1952) összehasonlítása a számított Wöhler-görbével

Harrison, G. F. és Tilly, G. P. (1974) kísérleti eredményeit a 3.6. ábrán foglaltuk össze. Vizsgálataikat egy, a gázturbina-lapátok anyagaként használatos öntött és hőkezelt Mar M246 típusjelű szuperötvözet 900°C-on végezték. Az ötvözet összetétele tömeg%-ban: C=0,15; Cr=9,0; Co=10,0; W=10,0; Mo=2,5; Ta=1,5; Ti=1,5; Al=5,5 és Ni=a maradék.

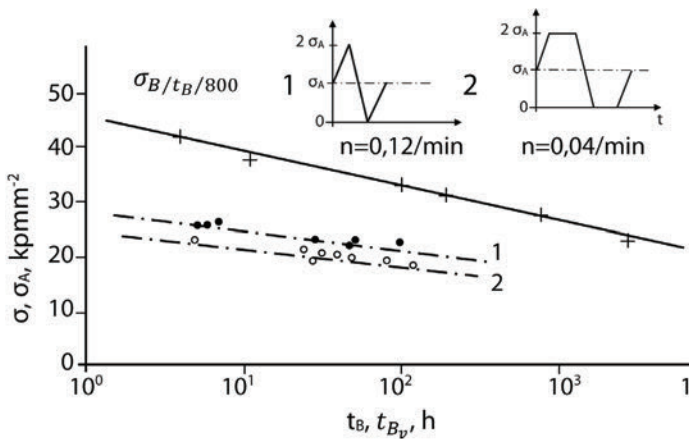
A kiválasztott keményedést a Ni₃(Ti, Al) γ -fázis okozza, de jelentős a szilárd oldat szilárdító hatása is, amelyet elsősorban a W okoz. Kúszásvizsgálatuk eredményeit, a közvetlen módszert alkalmazva értékeltük, meghatározva a legkisebb négyzetek módszerével a σ -lgt rendszerben a korrelációs egyenes egyenletét, amelynek meredekségéből: $B=0,023$ MPa⁻¹. Ezek ismeretében a háromszög profilú húzó-lüktető igénybevételre a (3.2/a) és a (3.3) egyenletekkel számítással határoztuk meg a 3.6. ábrán eredményvonallal ábrázolt Wöhler-görbét. Látható, hogy a 3 és a 300 ciklus/óra frekvenciával végzett fárasztóvizsgálatok élettartam eredményei ± 10 relatív %-on belül illeszkednek a számított Wöhler-görbének.

Tilly, G. P. (1967) kísérleti eredményeit a 3.7. ábrán mutatjuk be. Vizsgálatait a turbinalapátokhoz használt, 11%-os krómaccéllal 600°C-on végezte, (egyéb ötvözők: C=0,2; Mn=0,9; Ni=0,8; V=0,4; Mo=0,6; Nb=0,3 tömeg%).

Kúszásvizsgálatának eredményeit az előző példánál ismertetett módon értékeltük, majd a háromszög, illetve trapéz profilú ($k=0,96$) húzó-lüktető fárasztó igénybevételekre a (3.2/a), illetve a 3.2. ábrán közölt összefüggésekkel és a (3.3) egyenlettel számítottuk az eredményvonallal ábrázolt Wöhler-görbét. Látható, hogy a mért és a számított kifáradási élettartamok jól egyeznek.



3.6. ábra. Mar M246 öntött szuperötvözet 900°C-on mért húzó-lüktető kifáradási élettartamok Harrison-Tilly, 1974) összehasonlítása a számított Wöhler-görbével



3.7. ábra. A 11%-os króm- acélon 600°C-on mért húzó-lüktető kifáradási élettartamok (Tilly, 1967) összehasonlítása a számított Wöhler-görbével

A bemutatott példákban a vizsgálati frekvencia 2–132 000/óra között változott, azaz öt nagyságrendet, mégis a számított és mért kifáradási élettartamok jól egyeztek egymással. Vagyis, elvi feltevésünkkel összhangban, a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában, amíg egy igénybevételi cikluson belül teljesül a felkeményedés–megújulás dinamikus egyensúlya, a kifáradási élettartam független az igénybevétel frekvenciájától. A dinamikus egyensúly feltételének meghatározására a 3.3. pontban visszatérünk.

3.2. A változó hőmérséklet hatása a kifáradási élettartamra

Ha a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományán belül a $\sigma(t)$ mechanikai igénybevétel mellett a hőmérséklet is változik (pl. sztochasztikusan), akkor először meg kell határozni ezen $[\sigma(t), T(t)]$ összetett igénybevétellel egyenértékű terhelést. Mégpedig: vagy a σ_m közép feszültség körüli $\Delta\sigma$ terhelésváltozással egyenértékű $[\sigma_m=\text{állandó}, T'(t)]$ kúszó-hőfárasztó igénybevételt (Lehofer, 1972), vagy az átlagos hőmérséklet körüli ΔT hőmérséklet-változással egyenértékűen helyettesítő mechanikai $[\bar{T}=\text{állandó}, \sigma(t)]$ fárasztó igénybevételt (Lehofer, 1977), (attól függően, hogy melyik vezet egyszerűbben kezelhető megoldásra).

Ehhez úgy jutunk, hogy a kúszássebesség-növekmények egyenlőségéből meghatározzuk vagy az egyenértékű járulékos ΔT hőmérséklet-változást vagy az egyenértékű járulékos $\Delta\sigma$ terhelésváltozást. Mégpedig, ha a

$$\frac{\partial \dot{\epsilon}_s}{\partial T} \Delta T = \frac{\partial \dot{\epsilon}_s}{\partial \sigma} \Delta \sigma \quad (3.4)$$

egyenlőségbe behelyettesítjük a (2.1) egyenlet parciális differenciálhányadosait és figyelembe vesszük a (2.4) és a (2.5) egyenleteket is, akkor, például a $\Delta\sigma$ járulékos terhelésváltozásra a (3.5) összefüggést kapjuk (Lehofer, 1977):

$$\Delta \sigma = \left[\frac{(Q_0 R_{p0,2/20} + Q_T) \cdot (T_k - T)}{B_0 \cdot T^2} + \frac{\sigma}{(T_k - T)} \right] \cdot \Delta T \quad (3.5)$$

A (3.5) segítségével meghatározhatjuk az eredeti $[\sigma(t), T(t)]$ összetett igénybevételt egyenértékűen helyettesítő $[\bar{T}=\text{állandó}, \sigma(t)]$ mechanikai igénybevételt.

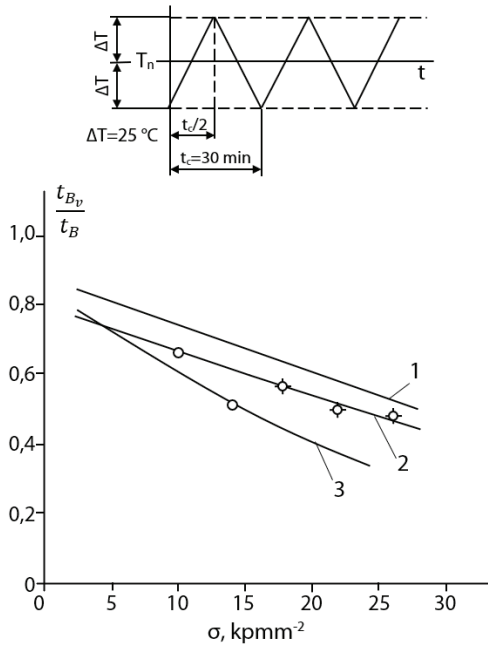
Az egyenértékű igénybevétel számítási módszerrel ellenőrizzük például R. Pech és I. Sedlaček kísérleti eredményeit, amelyet egy kiválasztott keményített állapotra hőkezelt ferrites CrMoV-acél állandó és háromszög profil szerint változó hőmérsékleten állandó egytengelyű húzóterhelésű kúszásvizsgálattal határoztak meg (Pech–Sedlaček, 1970). A számítást először a változó hőmérséklet figyelembevételével végeztük el (Lehofer, 1972). Ennek eredményét szemlélteti a 3.8. ábra.

Majd a változó hőmérsékletet egyenértékű mechanikai igénybevételre történő átszámítást követően, állandó hőmérsékletű fárasztásként kezelve az itt leírtak szerint (Lehofer, 1984). Ez utóbbi eredményét szemlélteti a 3.9. ábra.

Az ábrákat összevetve látható, hogy mindkét számítás a kísérlettel összhangban azonos eredményre vezetett.

Kazánokban a nyomásingadozás a névleges érték legfeljebb $\pm 5\%$ -a, így a csövekben ébredő tangenciális főfeszültség is ennek megfelelően ingadozik. Például, az 550°C-on üzemelő, ferrites melegsziárd acélcsőben ($R_{p0,2/20}=400$ MPa) a névleges 60 MPa tangenciális főfeszültség 5%-os ingadozásának, a (3.5) képlet alapján $\pm 2^\circ\text{C}$ egyenértékű hőmérséklet-ingadozás felel meg. Ugyanakkor a korszerű, nagy teljesítményű kazánokban a túlhevítő csövek hőmérséklet-ingadozása esetenként elérheti a $\pm 25^\circ\text{C}$ -t (Werner, 1969), azaz a túlhevítő csövek üzemi igénybevételét $\sigma \sim \text{állandó}, T \neq \text{állandó}$ esettel közelíthetjük.

A változó hőmérséklet élettartam-csökkentő hatását egyszerűen megítélhetjük az egyenértékű igénybevétel számítási módszerünkkel. Például a nagy teljesítményű kazánok túlhevítőit egyaránt készítik kiválasztott keményített állapotra hőkezelt ferrites vagy ausztenites acélcsövekből. Ha a mindkét fajtájú acél folyáshatára is és kúszó-hőfárasztó igénybevétele is azonos, azaz, például

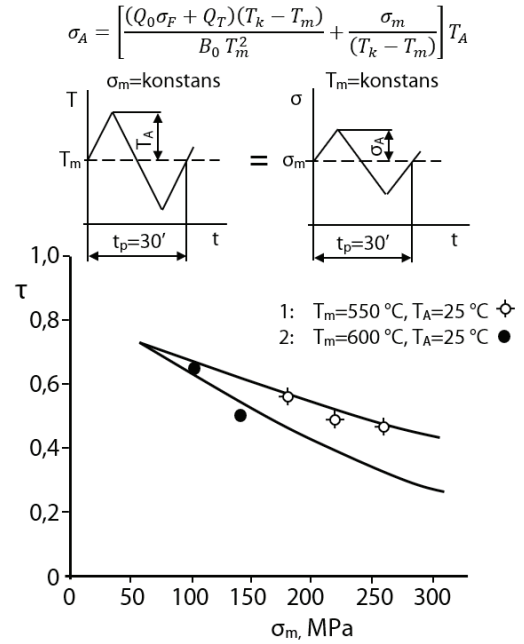


3.8. ábra. Az állandó és a változó hőmérséklet hatása a kúszási élettartamra a mért (Pech-Sedlaček, 1970) és a számított átlagos élettartamviszony összehasonlítása. 1) normál eloszlás: $T=550 \pm 12^\circ\text{C}$; 2) és 3) a vázlat szerint: $T_n=550$ és 600°C

$R_{p0,2/20}=500 \text{ MPa}$, és az 550°C átlagos hőmérséklet körüli ingadozás $S_T=\pm 12^\circ\text{C}$ szórással jellemezhető, akkor – a számításaink alapján készült 3.10. ábra tanúsága szerint – az állandó húzófeszültség növekedésével az állandó hőmérsékletű t_B kúszási élettartamra vonatkoztatott t_f kifáradási élettartam, a t_f/t_B viszony a ferrites acéloknál gyorsabban csökken, mint az ausztenites acéloknál.

Gyakori feladat, hogy az elsődlegesen állandósult üzemre méretezett szerkezet anyagát ellenőrizni kell az átmeneti üzemmódban fellépő, összetett üzemi $[\sigma(t), T(t)]$ igénybevételre is. E feladat sikeres megoldása érdekében helyesen kell megválasztani az összetett üzemi igénybevétellel egyenértékű vizsgálatot. Ennek részleteit a Függelék F5.2. pontja tartalmazza.

A névlegesen állandó hőmérsékleten végzett fárasztóvizsgálat során a hőmérséklet a $\bar{T}$ átlagos érték körül úgy ingadozik, hogy az egyes hőmérsékletek relatív időgyakorisága közelítően a $[\bar{T}, S_T]$ paraméterekkel jellemezhető normális eloszlású. Mivel akár a hőmérséklet, akár a terhelés változik, a kúszás sebessége is megváltozik, ezért a fárasztó igénybevételre szuperponált hőmérséklet-ingadozás csökkenti az élettartamot. Ezt a hatást úgy vehetjük figyelembe, hogy a hőmérséklet-ingadozást,

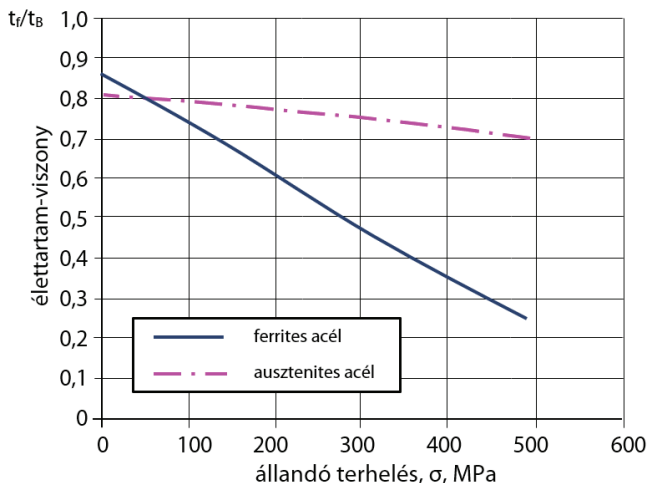


3.9. ábra. A változó hőmérsékletű kúszó-hőfárasztó igénybevétel egyenértékű állandó hőmérsékletű mechanikai fárasztó igénybevételre történt átszámítással meghatározott élettartam-viszony görbék összehasonlítása a 3.8. ábra szerint változó hőmérsékletű kúszásvizsgálattal mért élettartamviszony adatokkal (Pech-Sedlaček, 1970)

a kúszássebesség-növekmények egyenlősége alapján, egyenértékű feszültség-ingadozásra számítjuk át a (3.5) egyenlettel és ezzel módosítjuk a $\sigma(t)$ alap igénybevételt, majd a (3.2) egyenlettel meghatározzuk a módosított igénybevételre a τ élettartamviszonyt, illetve a (3.3) egyenlettel a kifáradási élettartamot (Lehofer, 1977).

Példaképpen, mint a legkedvezőtlenebb esetet, a négyszög profilú igénybevételre szuperponált sztochasztikus hőmérséklet-ingadozást tárgyaljuk. Az egymástól független hőmérséklet- és feszültségváltozással, mint alap igénybevételekkel egyenértékű feszültségváltozást a 3.11. ábra szemlélteti.

A $\bar{T}$ átlaghőmérséklet körül S_T szórással ingadozó hőmérséklet a (3.5) egyenletnek megfelelő S_σ szórással jellemezhető egyenértékű feszültség-ingadozást okoz, mégpedig a $\sigma_f = \sigma_m + \sigma_A$ felső feszültséghez S_{of} , míg a $\sigma_a = \sigma_m - \sigma_A$ alsó feszültséghez S_{oa} tartozik. Mivel $\sigma_f > \sigma_a$, ezért a (3.5) egyenletből látható, hogy $S_{of} > S_{oa}$. Az egyenértékű fárasztó terhelés két igénybevétel összegéből áll, mégpedig a σ_f felső feszültség mint középfeszültség körül S_{of} szórással és a σ_a alsó feszültség mint középfeszültség körül



3.10. ábra. Az azonosan $R_{p0,2/20}=490$ MPa folyáshatárú, kválásosan keményített ausztenites és ferrites meleg-szilárd acélok terhelhetőségének összehasonlítása azonos kúszó-hőfárasztó igénybevétel mellett:
 $T(t)=823\pm 12$ K

$S_{\sigma a}$ szórással sztochasztikusan ingadozó igénybevételből, és ezek mindegyike 0,5 relatív időgyakorisággal hat. Ennek megfelelően az egyes feszültségértékek relatív időgyakoriságának az eredője a (3.6) szerinti.

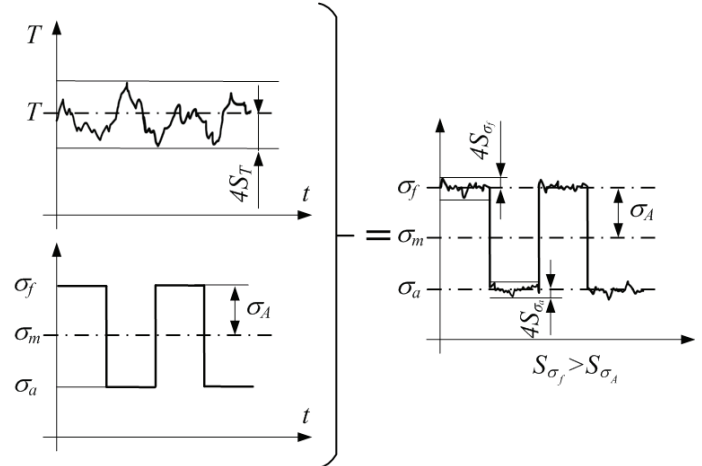
A (3.6) egyenletet figyelembe véve és felhasználva a (2.2) törési kritériumot levezethető – mint a (3.2.) egyenlet esetében – a τ élettartam-viszonyra adódik a (3.7) egyenlet.

Összehasonlítva a (3.7) egyenletet a négyszög profilú alap igénybevételre kapott (3.2/b)-vel, látható, hogy a hőmérséklet-ingadozás ezt úgy módosítja, hogy az $\exp(B\sigma_A)$ és az $\exp(-B\sigma_A)$ tagokat az $S_{\sigma f}$, ill. az $S_{\sigma a}$ szórással jellemzett sztochasztikus terhelés-ingadozásra, mint alap igénybevételre a 2.8 ábra c) rovatában megadott élettartam-viszony reciprokaival még meg kell szorozni. Így a (3.7) numerikus kiszámítása már egyszerű.

Ha $B\sigma_A > 3$, akkor a (3.7) [] zárójelének második tagja elhanyagolható a névlegesen állandó hőmérsékleten végzett laboratóriumi fárasztóvizsgálatok esetén.

$$r_{\sigma} = \begin{cases} 0,5 \cdot (S_{\sigma f} \sqrt{2\pi})^{-1} \exp\left[-\frac{(\sigma - \sigma_f)^2}{2S_{\sigma f}^2}\right]; & (\sigma_f - 4S_{\sigma f}) \leq \sigma \leq (\sigma_f + 4S_{\sigma f}) \\ 0,5 \cdot (S_{\sigma a} \sqrt{2\pi})^{-1} \exp\left[-\frac{(\sigma - \sigma_a)^2}{2S_{\sigma a}^2}\right]; & (\sigma_a - 4S_{\sigma a}) \leq \sigma \leq (\sigma_a + 4S_{\sigma a}) \end{cases}, \quad (3.6)$$

$$\tau = 2 \left[\exp(B\sigma_A) \int_{-1}^1 \frac{4}{\sqrt{2\pi}} \exp(-8a^2) \exp(B4S_{\sigma f}a) da + \exp(-B\sigma_A) \int_{-1}^1 \frac{4}{\sqrt{2\pi}} \exp(-8a^2) \exp(B4S_{\sigma a}a) da \right]^{-1}. \quad (3.7)$$



3.11. ábra. A sztochasztikus hőmérséklet-ingadozás figyelembevétele egyenértékű mechanikai fárasztó igénybe-vétellel

A kifáradási élettartam eloszlása a levezetett összefüggések felhasználásával – a kúszási élettartam eloszlását tárgyaló 2.1.2. pontban leírt gondolatmenet szerint – tárgyalható. Ugyanis a kifáradási élettartam eloszlása is korlátos, de jól közelíthető logaritmikus normális eloszlással, amelynek terjedelmét korlátozzuk, mégpedig: $\ln R_f = \ln t_{fmax} - \ln t_{fmin}$, azaz a továbbiakban elegendő az

$$R_f = t_{fmax} / t_{fmin}$$

viszonyt befolyásoló belső és külső tényezők hatását vizsgálunk. Melőzve a levezetést, például trapéz profilú igénybevétel esetén, ha $B\sigma_A > 3$, az élettartam terjedeleme a (3.8) kifejezést kapjuk (Lehofer, 1977).

A $\bar{T}$ átlaghőmérséklet körül S_T szórással ingadozó hőmérséklet hatását a $\Phi > 1$ tényezővel vettük figyelembe. A (3.7) egyenletet használva esetünkben ennek értéke négyszög profilú igénybevételre a (3.9) szerinti. Az $S_{\sigma f}$ szélső értékeit a kifáradási élettartamot meghatározó belső és külső tényezők összetartozó szélső értékeivel számíthatjuk a (3.5) egyenlettel.

Felhasználva egy nemzetközi körvizsgálat (Burton et al., 1972) állandó hőmérsékleten, laboratóriumi feltételek mellett végzett mechanikai vizsgálata külső tényezőinek (a hőmérséklet-inga-

$$R_f = \frac{\exp\left[A\sigma_{F_{\max}} + \frac{Q_0\sigma_{F_{\max}} + Q_T}{RT_{\min}}\right]}{\exp\left[A\sigma_{F_{\min}} + \frac{Q_0\sigma_{F_{\min}} + Q_T}{RT_{\max}}\right]} \cdot \frac{\exp\left[B_{\max}(1+c)(\sigma_m + \sigma_A)\right]}{\exp\left[B_{\min}(1-c)(\sigma_m + \sigma_A)\right]} \cdot \left[\frac{\frac{1-k}{B_{\max}(1+c)\sigma_A} + k}{\frac{1-k}{B_{\min}(1-c)\sigma_A} + k}\right] \cdot \varphi, \quad (3.8)$$

$$\varphi = \frac{\int_{-1}^1 \frac{4}{\sqrt{2\pi}} \exp(-8a^2) \exp(B_{\max} 4S_{\sigma_{f_{\max}}} a) da}{\int_{-1}^1 \frac{4}{\sqrt{2\pi}} \exp(-8a^2) \exp(B_{\min} 4S_{\sigma_{f_{\min}}} a) da}. \quad (3.9)$$

dozásainak a statisztikáját), számításokat végeztünk nullkezdésű húzó-lüktető ($\sigma_A \pm \sigma_A$) igénybevétellel 500 és 600°C-on fárasztva egy CrMoV-ötvöztetésű ferrites acélt ($R_{p0,2/20}=618$ MPa). A φ tényezőre egység közeli értékeket kaptunk ($\varphi=1,08-1,02$), (Lehofer, 1977). Vagyis csakúgy, mint a kúszásvizsgálatnál, a laboratóriumokban általában megvalósítható hőmérséklet-szabályozás mellett a vizsgálat közbeni hőmérséklet-ingadozás csak elhanyagolható mértékben befolyásolja a kifáradási élettartamot. Fontos viszont, hogy egy vizsgálat sorozaton belül az átlagos hőmérséklet lehetőleg azonos legyen, továbbá, hogy az igénybevétel időbeni változása ciklusról ciklusra – különösen az alsó és a felső feszültségszintek környezetében – torzulásmentesen reprodukálható legyen (lásd a trapéz profilú igénybevételnél a k tényező szerepét!). Így jó közelítéssel azt mondhatjuk, hogy gondos laboratóriumi fárasztóvizsgálatoknál – csakúgy, mint a kúszásvizsgálatoknál, lásd pl. a 2.2. ábrát – az állandó hőmérsékletre tartozó feszültség–logaritmus élettartam rendszerben az igénybevétel-szintenként mért élettartamok logaritmusainak eloszlásterjedelmeit általában lefedi a feszültségekre vonatkoztatott ± 10 relatív %-os sáv. Visszatérve a kifáradási élettartam terjedelmét befolyásoló tényezők elemzéséhez a (3.8) egyenletből kitűnik, hogy azonos feltételek mellett a terjedelem függ az igénybevétel időbeni változásának módjától. Négyszög profilú igénybevételnél ($k=1$), a (3.8) egyenletben a φ tényező előtti $[\]$ zárójeles kifejezés értéke 1, míg háromszög profilú igénybevétel esetében ($k=0$) a zárójeles kifejezés értéke egynél kisebb, ám a két érték között van szinuszos igénybevételnél ($k \sim 0,2$).

Figyelembe véve a 3.3. ábrát is, kimondhatjuk téziszünket:

A kifáradási élettartam-eloszlás terjedelme a háromszög profilú, a szinuszos és a négyszög profilú $\sigma(t)$ igénybevétel sorrendjében nő, míg a kifáradási élettartam várható értéke ugyanebben a sorrendben csökken.

3.3. A felkeményedés–megújulás dinamikus egyensúlya

A Miskolci Egyetem Mechanikai Technológiai Tanszéken OTKA támogatással elvégzett kisciklusú fárasztás eredményeinek értékelésével (Lehofer, 1997) meg tudtuk határozni az inkohereus kiválásokkal keményített, relatív stabil állapotú ötvözetekre érvényesen a felkeményedés és a megújulás egy igénybevételi cikluson belüli dinamikus egyensúlyának feltételét (ami egyben a kúszás és kifáradás egységes leírása során levezetett összefüggések alkalmazhatóságának feltétele is), nevezetesen:

A felkeményedés–megújulás egy igénybevételi cikluson belüli dinamikus egyensúlyához szükséges $t_{e/T}$ időtartam a T hőmérsékleten:

$$t_{e/T} = \frac{\varepsilon_a}{\dot{\varepsilon}_{a/T}}. \quad (3.10)$$

Ez azt jelenti, hogy cikluson belül az ε_a nyúlás-amplitúdóval (vagy a σ_A feszültség-amplitúdóval) elérhető alakváltozás t_a időigényének és – ha van – a hozzá kapcsolódó t_h tartózkodási időnek az összegére fenn kell álljon a (3.10/a) összefüggés:

$$t_{e/T} \leq t_a + t_h. \quad (3.10/a)$$

Ha az alakváltozással (vagy a feszültségváltozással) vezérelt fárasztás tartózkodási idő(k)től mentes t_p periódusidejű $\varepsilon(t)$ kisciklusú igénybevétel, akkor a felkeményedés–megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlyi feltétele a T hőmérsékleten az, hogy az igénybevétel frekvenciája (f) egyenlő vagy kisebb kell legyen az egyensúlyi $f_{e/T}$ frekvenciánál, azaz:

$$f = \frac{1}{t_p} \leq f_{e/T} = \frac{1}{4 \cdot t_{e/T}} = \frac{\dot{\varepsilon}_{e/T}}{4 \cdot \varepsilon_a}. \quad (3.11)$$

A (3.10) és a (3.11) egyenletben az egyensúlyi nyúlássebesség:

$$\dot{\varepsilon}_{e/T} = \dot{A} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right), \quad (s^{-1}), \quad (3.11/a)$$

ahol Q az öndiffúzió aktiválási energiája, amely a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában a kúszás (4) szerinti aktiválási energiája (J/mol), T a hőmérséklet (K), R a gázállandó: $8,33 (J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1})$ és ε_a a teljes (tengelyirányú) alakváltozási amplitúdó. Az $\dot{A}$ állandó, és értéke az inkoherens kiválásokkal keményített ferrites acélok csoportjára:

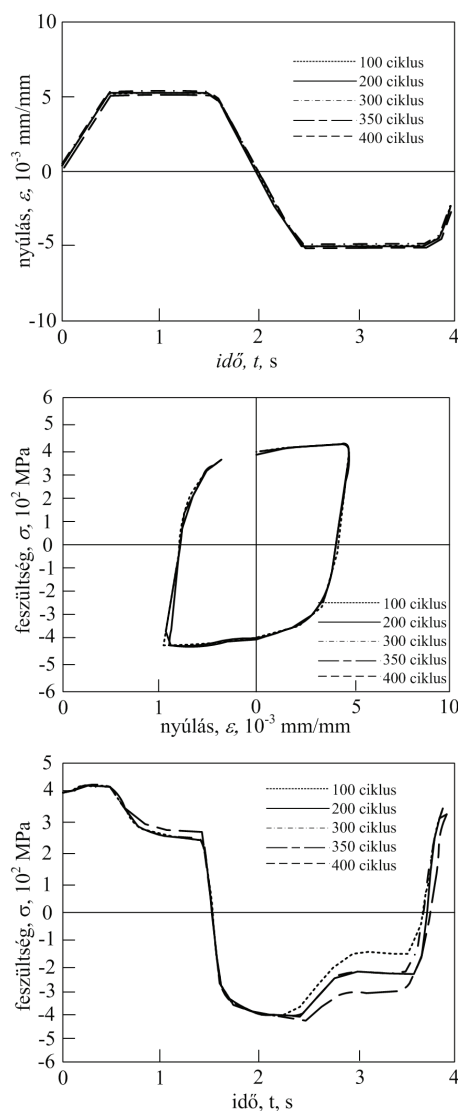
$$\dot{A}=3,0525 \cdot 10^{14} (s^{-1}),$$

a többi állandó (Q_0 , Q_T) az 1. táblázat szerint.

Ha az igénybevétel kisciklusú és alakváltozással vezérelt, akkor – mint már utaltunk rá – a (3.2) és (3.3) egyenletek alkalmazásával a kifáradási élettartam kiszámításához először az $\varepsilon(t)$ függvényből a megfelelő $\sigma(\varepsilon)$ anyagtörvény segítségével meg kell határozni a $\sigma(t)$ függvényt. Ez az anyagtörvény ismeretében számíttassal is meghatározható. Menetét az F6. pontban ismertetjük, de a számítógéppel vezérelt vizsgálógépekkel mind a $\sigma(\varepsilon)$, mind a $\sigma(t)$ kísérletileg is megállapítható (Rózsahegyi, 1994/b), illetve a számítás ellenőrizhető, amit célszerű is elvégezni. Esetünkben, amikor a hőmérséklet $T > 0,4T_m(K)$, és – mint látni fogjuk –, ha egy igénybevételi cikluson belül a megújulás teljes értékűen érvényre jut, valamint a vizsgált anyag szerkezetének kezdeti állapota relatív stabil, akkor az $\varepsilon(t)$ -hez tartozó és mért $\sigma(\varepsilon)$ és $\sigma(t)$ függvények a teljes élettartam során gyakorlatilag már nem változnak a kezdeti állapotban mértékekhez. Erre mutat példát a 3.12. ábra, amelyet az OTKA T-4408 számon támogatott kutatási programunk keretében Rózsahegyi Péter által a Miskolci Egyetemen elvégzett kísérletsorozatból választottunk, és amelynek eredményeit – lásd részben a (Rózsahegyi, 1994/a)-ban – a továbbiakban felhasználjuk.

A felkeményedés–megújulás dinamikus egyensúlyára alapozott összefüggésekkel mind a feszültség-, mind az alakváltozás-függvénnyel vezérelt nagy- és kisciklusú kifáradási élettartamok – a kísérleti eredményekkel összhangban – közvetlenül kiszámíthatók. Az alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztásra példaként ezt szemlélteti a 3.13. ábra is, amely az 1CrMoV ferrites acélra $550^\circ C$ -on húzó-lengő, igénybevétellel kimért (Thomas–Dawson, 1980) és a módszerünkkel kiszámított kifáradási élettartamokat hasonlítja össze. Ez egyben arra is példa, hogy módszerünkkel kiszámíthatjuk a húzó-lengő igénybevételhez tartozó élettartamokat is. (Részletek az F5.1. pontban).

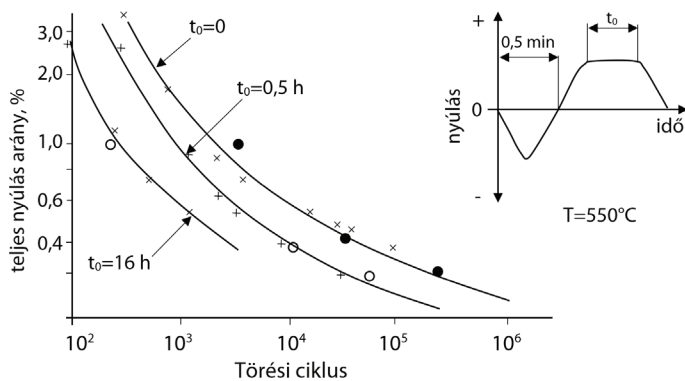
Mivel a miskolci program keretében a kisciklusú fárasztókísérletek többségét nem az egyensúlyi



3.12. ábra. Átmérővezérelt, trapéz profilú $\varepsilon_d(t)$ kisciklusú igénybevétellel (a) fárasztott, kiválásokkal keményített ferrites acél $\sigma(\varepsilon)$ hiszterézis görbéje (b) és $\sigma(t)$ függvénye (c) a ciklusszám függvényében, (törési ciklusszám: 424)

feltételek mellett végezték – még a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet tartományán belüli hőmérsékleteken ($450, 500^\circ C$ -on) sem –, ezért ezek várható élettartamát az itt bemutatott számíttassal nem lehetett meghatározni.

Ám – mint arra a kúszó-szakító vizsgálat kapcsán már utaltunk – a kúszási sebességre levezetett (2.15) összefüggésből a hőmérsékletkorlát nélkül érvényes Prandtl-féle egyenletre jutottunk, amely egyaránt felhasználhatónak bizonyult a felkeményedés–megújulás dinamikus egyensúlyi- és a nem egyensúlyi feltételének megfelelő kisciklusú fáradás néhány jellemzőjének közvetlen kiszámításához, ezért ezt külön fejezetben tárgyaljuk.



3.13. ábra. Az 1CrMoV-acél kisciklusú kifáradási élettartamának mért (Thomas–Dawson, 1980) és számított értékeinek az összehasonlítása

4. Az alakváltozással vezérelt kisciklusú fáradás törvényszerűségei

Már utaltunk arra, hogy még az állandósult üzemi igénybevételük alapján statikus terhelésre méretezett szerkezeteinket is gyakran ellenőriznünk kell kisciklusú fáradásra, amelynek jellemzőit (amplitúdóját, ciklusidejét) az egymást követő átmeneti és állandósult üzemmódok határozzák meg. Kisciklusú igénybevételt jelenthet például a nyomástartó edényeknél az ismétlődő feltöltés-leürítés, vagy kazán-szerkezeteknél az indítás-leállítás.

A tervezői gyakorlat ma az, hogy a szerkezetet elsődlegesen az állandósult igénybevételre méretezik, majd a tervezett üzemvitel alapján, a végelem-módszerrel meghatározzák a várható kisciklusú igénybevételt, és becsléssel megállapítják a tervezett élettartam alatt várható igénybevételi ciklusszámot. Ellenőrzésként ezt összehasonlítják azzal a törést okozó igénybevételi számmal, amelyet a szerkezet anyagán a tényleges vagy rendszerint csak az azt modellező igénybevétellel határoztak meg próbatestek laboratóriumi alakváltozással vezérelt kisciklusú fáradástvizsgálattal. Ez az ellenőrzési módszer kimondatlanul is feltételezi, hogy a próbatestekkel meghatározott törési ciklusszám a tényleges szerkezeti elem kritikus igénybevételi helyén már nagy valószínűséggel okozhat veszélyes méretű repedést.

Ugyanakkor, általánosan tapasztalható, hogy az üzemi modellező kisciklusú igénybevétel megválasztásakor, és így az eredmények értékelésekor is, figyelmen kívül marad a megújulásnak a képlekeny alakváltozás okozta felkeményedést – hőmérséklettől függő – kiegyenlítő hatása, amely pedig számottevően befolyásolja a károsodás és a törés mechanizmusát, a károsodás-halmozódást,

végül is a szerkezeti anyag élettartamát. Az üzemi modellező, egyenértékű igénybevétel meghatározásának szempontjait a Függelék F5.2. pontjában tárgyaljuk.

A következőkben – szem előtt tartva a felkeményedés-megújulás egy igénybevételi cikluson belüli dinamikus egyensúlyának a (3.10), illetve a (3.11) szerinti feltételét – az alakváltozással vezérelt kisciklusú fáradás jellemzőire: a feszültség-amplitúdóra (a ciklikus folyásgörbére), az élettartamra, a fajlagos törési munkára kísérletekkel alátámasztott számításokkal feltárt törvényszerűségeit tárgyaljuk, mégpedig az inkoherens kiválásokkal keményített szilárd oldat mátrixú anyagszerkezetre hőkezelt szerkezeti acélok és fémötvözetek anyagcsoportjaira érvényesen. Számításainknál kihasználjuk a már ismertetett megállapításainkat, miszerint:

- ezen ötvözetek 20°C-on mért folyáshatára egyben anyagszerkezetük jellemzője is (lásd az 1.3 pontban);
- a Prandtl-egyenlet érvényessége – a (2.26) szerinti $1/B$ sebességállandója révén – általában leírja az egytengelyű mechanikai igénybevétel sebesség- és hőmérsékletfüggését (lásd a 2.4. pontban).

Továbbá, számításainkhoz felhasználjuk a Miskolci Egyetem Mechanikai Technológia Tanszék irányításával, az OTKA T-4408 programunk keretében elvégzett, alakváltozással vezérelt kisciklusú fáradástvizsgálatok az alábbiakban röviden összefoglalt kísérleti adatait és eredményeit, nevezetesen:

- A vizsgált acél: K9 (MSZ 1174), Cr-Mo-ötvözetű, hőkezelt, inkoherens karbidokkal keményített ferrites anyagszerkezetű. A 20°C-on mért átlagos folyáshatára: $R_{p0,2/20}=324$ MPa, rugalmassági modulusa: $E_{20}=218000$ MPa, átlagos, valódi egyenletes nyúlása a $T=293$ (K) $[20^\circ\text{C}] \leq T < 0,4T_{\text{melt}}$ hőmérséklet-tartományban $\epsilon_m=0,12$ és a $T \geq 0,4T_{\text{melt}}$ hőmérsékleteken $\epsilon_m=0,045=\epsilon_{\text{MG}}$ a megújulásos kúszás Monkman-Grant-féle törési kritériuma.
- Az igénybevétel: kisciklusú fáradás alakváltozással vezérelt húzó-nyomó, 2 s ciklusidejű, szinuszos, ($R=-1$) igénybevétellel, állandó 20, 450, 500, illetve 550°C hőmérsékleten.
- A meghatározott élettartam, a Coffin-Manson-egyenlettel kifejezve:
 - » 20°C-on:

$$\epsilon_{ap} = 0,361 \cdot N_f^{-0,572},$$

- » 450, 500 és 550°C-on együtt értékelve (nem egyensúlyi feltétel):

$$\varepsilon_{ap} = 2,126 \cdot N_f^{-0,898}.$$

Jelölések:

ε_{ap} = a nyúlásamplitúdó képlékeny összetevője,
 N_f = a törési ciklusszám.

A továbbiakban az alakváltozással vezérelt kisciklusú fáradás jellemzőire közölt mért, illetve számított értékek a kísérletekhez használt acélra vonatkoznak.

4.1. A kisciklusú fárasztás feszültség-jellemzőinek meghatározása számítással

Jelenleg az anyagszerkezetük alapján valamely ötvözetcsoporthoz tartozó ötvözetnek egy $\varepsilon(t)$ periodikus függvény szerint alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztásához rendelhető $\sigma(t)$ feszültség-függvény értékészletét kizárólag a felműszerezett vizsgálógépen időről időre, kellő frekvenciával mért erő-alakváltozás adatpárokból a vizsgálatot vezérlő számítógép értékelő szoftverje határozza és jeleníti meg. Ez óriási és nélkülözhetetlen segítség számunkra, de idő- és költségigényes. Kísérleti programunk sokkal hatékonyabb lesz, ha vizsgálati igényünket részben közvetlen számítással helyettesítjük rendszerbe szervezeten hasznosítva fémtanilag megalapozott tapasztalatainkat. Ennek lehetőségét szemléltetem a továbbiakban.

4.1.1. A kisciklusú fárasztás feszültségfüggvényének meghatározása számítással

Végezzük az inkoherens kiválásokkal keményített mátrixú ötvözet kisciklusú fárasztását nyúlásvezérléssel a periodikus $\varepsilon(t)$ függvényvel a T állandó hőmérsékleten. Legyen ez a függvény – az elvek egyértelmű bemutatása miatt – a vizsgálati célból gyakran választott, $R=-1$ aszimmetria tényezőjű, t_p periódusidejű, szinuszos húzó-nyomó igénybevétel:

$$\varepsilon = \varepsilon_a \cdot \sin 2\pi \frac{t}{t_p}. \quad (4.1)$$

Az ehhez tartozó feszültségváltozást leíró $\sigma(t)$ függvényt a következő módon határozhatjuk meg:

- a) Meghatározzuk az $\varepsilon(t)$ függvénycikluson belüli átlagos $\dot{\varepsilon}_a$ nyúlássebességét esetünkben:

$$\dot{\varepsilon}_a = \frac{4\varepsilon_a}{t_p}, \quad (4.2)$$

majd a (2.25) Prandtl-egyenlettel a vizsgált

ötvözetnek a T vizsgálati hőmérséklethez tartozó dinamikus folyáshatárát a (4.3) szerint

$$R_{p0,2/T}^d = k \cdot R_{p0,2/20} + \frac{1}{B} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_a}{\dot{\varepsilon}_f} \right), \quad (4.3)$$

ahol k a folyáshatár-viszony értéke a T hőmérsékleten a Függelék F1. pontja szerint, $R_{p0,2/20}$ a vizsgált ötvözet 20°C-on mért folyáshatára, $1/B$ az ötvözetcsoporthoz érvényes állandókkal (5. táblázat) a T hőmérsékleten a (2.26) szerint számított érték, $\dot{\varepsilon}_f$ a statikus folyáshatár T hőmérsékleten szakítóvizsgálattal történő meghatározására a vonatkozó vizsgálati szabványban előírt nyúlássebesség.

- b) Meghatározzuk a valódi feszültség-valódi képlékeny nyúlás Nádai-féle anyagtörvény, a

$$\sigma = \sigma_0 \cdot \varepsilon_p^n \quad (4.4)$$

paramétereit, mégpedig a (4.3) szerinti dinamikus folyáshatárral a σ_0 értéket:

$$\sigma_0 = \frac{R_{p0,2/T}^d}{0,002^n}, \quad (4.4/a)$$

ahol az n kitevő: $n = \varepsilon_{MG}$ az ötvözet valódi egyenletes nyúlásának – statikus szakítóvizsgálattal meghatározott – átlagos állandó értéke a

$$T = 293 \text{ (K)} \left[20^\circ \text{C} \right] \leq T < 0,4 \cdot T_{\text{melt}}$$

hőmérséklet-tartományban, illetve $n = \varepsilon_{MG}$ az ötvözetcsoporthoz érvényes Monkman-Grant-törési kritérium (egyben a kúszó-szakító vizsgálatkor az egyenletes nyúlás állandó értéke) a megújulással végbemenő kúszás $T \geq 0,4T_{\text{melt}}$ hőmérséklet-tartományában (T_{melt} az ötvözetcsoporthoz bázisfémjének olvadáspontja, K). A (4.4)-ben ε_p a teljes, $\varepsilon = \varepsilon_r + \varepsilon_p$ alakváltozás képlékeny komponense, amelyet az

$$\varepsilon = \varepsilon_r + \varepsilon_p = \frac{\sigma_0}{E_T} \varepsilon_p^n + \varepsilon_p \quad (4.4/b)$$

összefüggés implicit tartalmaz. A képletben E_T az ötvözet rugalmassági modulusa a T hőmérsékleten, amely az ötvözet 20°C-on ismert értékéből az ötvözetcsoporthoz érvényes (F1/1) típusú összefüggéssel meghatározható:

$$E_T = k_E \cdot E_{20}.$$

- c) A (4.4) anyag törvénnyel meghatározzuk az összetartozó $[\varepsilon, \sigma]$, illetve a (4.1) segítségével* az összetartozó $[\sigma, t]$ adatpárokat.
*A (4.1)-ből az idő:

$$t = \frac{t_p}{2\pi} \arcsin \frac{\varepsilon}{\varepsilon_a} \quad (4.1/a)$$

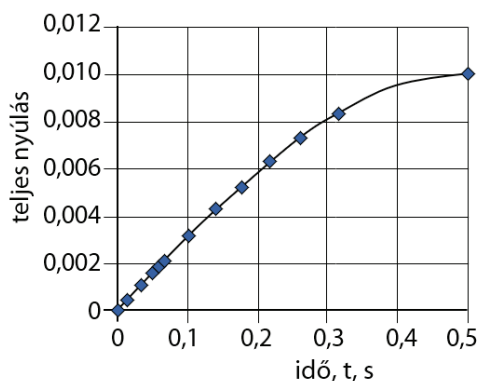
De előtte az $\varepsilon_{ap} \sim \varepsilon_a - \sigma_0 / E_T$ közelítéssel indulva, a szukcesszív approximáció módszerrel, célszerű meghatározunk a (4.4/b)-ből a teljes ε_a nyúlás-amplitúdóhoz tartozó ε_{ap} képlékeny nyúlás-amplitúdót (ezzel a σ_A feszültség-amplitúdó már kiszámítható!). Majd a $0 \leq \varepsilon_p < \varepsilon_{ap}$ tartományban célszerűen megválasztott értékeket felvéve a (4.4/b)-vel az ezekhez tartozó ε teljes nyúlás, illetve az (4.1/a) segítségével t idő értékek kiszámíthatók.

Ezzel rendelkezésünkre áll a kisciklusú fárasztást vezérlő $\varepsilon(t)$ függvénynek megfelelő $\sigma(t)$ feszültség-függvény $[\sigma, t]$ értékkészlete, amelyre egy közelítő függvényt illeszthetünk.

Amennyiben fennáll a T hőmérsékleten a felkeményedés-megújulás dinamikus egyensúlyának feltétele, akkor a $\sigma(t)$ ismeretében a kifáradási élettartam is kiszámítható (Lehofer, 1997).

Például a 4.1. ábrán a kísérleteinknél 550°C -on alkalmazott (4.1) szerinti szinuszos vezérlő függvényhez ($\varepsilon_a = 0,01$, $t_p = 2\text{s}$) tartozó és számítással meghatározott $\sigma(t)$ feszültségfüggvény $1/4$ periódusa látható (a számítás az F6. pontban), amely, a kísérleti tapasztalattal összhangban, egy $k = 0,78$ trapéz profilú függvénnyel helyettesíthető, amellyel – egyensúlyi esetben(!) – a törési ciklusszám is közvetlenül és egyszerűen kiszámítható a (4.5) összefüggéssel (C' az anyagtól és a T -től függő, számítható állandó, lásd a 3. pont első részében):

$$N_f = \frac{t_f}{t_p} = \frac{C'}{t_p} \left\{ \left[\frac{1-k}{2B\sigma_A} + \frac{k}{2} \right] \exp(B\sigma_A) \right\}^{-1} \quad (4.5)$$



4.1. ábra. A szinuszos $\varepsilon(t)$ vezérlő függvénynek megfelelő, számítással meghatározott $\sigma(t)$ feszültség függvény $1/4$ periódusa, és a közelítő trapéz profilú feszültség függvény

Ha a nyúlást vezérlő $\varepsilon(t)$ függvény t_h tartózkodási időt is előír, azaz a teljes nyúlás a t_h időtartam alatt állandó értékű, akkor ez idő alatt relaxáció megy végbe, ami a $\sigma(t)$ függvényt is módosítja természetesen (például: 3.12/c. ábra). Ha a periodikus igénybevétel frekvenciája viszonylag nagy, mint például kísérleteink egy részénél is (Lehofer, 1997; 2. táblázat), akkor dinamikus relaxáció lép fel, amelynél a feszültségcsökkenés sebessége a statikus relaxációt leíró (2.23) egyenlethez képest lényegesen nagyobb. A dinamikus relaxációt az F6. pontban ismertetjük.

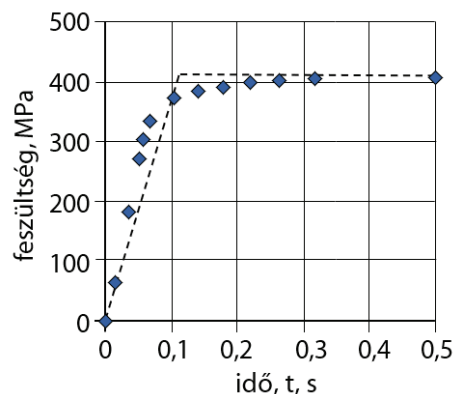
4.1.2. A ciklikus folyásgörbe meghatározása számítással

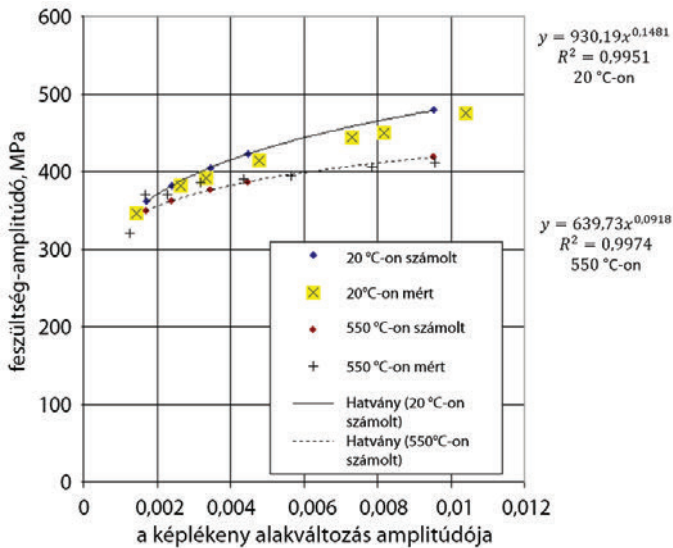
A T hőmérsékleten $\varepsilon(t)$ szerint alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztás ciklikus folyásgörbéje, a $\sigma_A(\varepsilon_{ap})$, a feszültség-amplitúdó változását írja le a nyúlás-amplitúdó képlékeny komponensének a függvényében. Láttuk, hogy a függvény $[\sigma_A, \varepsilon_{ap}]$ értékkészletét a 4.1.1. pontban leírtak szerint közvetlenül kiszámíthatjuk, amely adatokra illesztett

$$\sigma_A = \sigma_0^* \cdot \varepsilon_{ap}^{n^*} \quad (4.6)$$

hatványfüggvényt nevezik az anyag viselkedésére jellemző ciklikus folyásgörbének. A 4.2. ábrán bemutatott, a kísérletsorozat során 20 és 550°C -on az (4.1) szerinti szinuszos igénybevétellel fárasztott acél mért (Rózsahegyi, 1994/a) és közvetlenül számított ciklikus folyásgörbéinek összevetéséből kitűnik a jó egyezés. (Az általános vizsgálati gyakorlatnak megfelelően 20°C -on az előírt legnagyobb $\dot{\varepsilon}_{f/T} = 0,0025 \text{ s}^{-1}$, 500 és 450°C -on az előírt legnagyobb $\dot{\varepsilon}_{f/T} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$, míg 550°C -on az előírt legkisebb $\dot{\varepsilon}_{f/T} = 1,667 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ szabványos nyúlássebesség értékkel számoltunk).

Kísérleti adatok együttes értékelésével is alátámasztva kimutattuk (Lehofer, 2003), hogy a





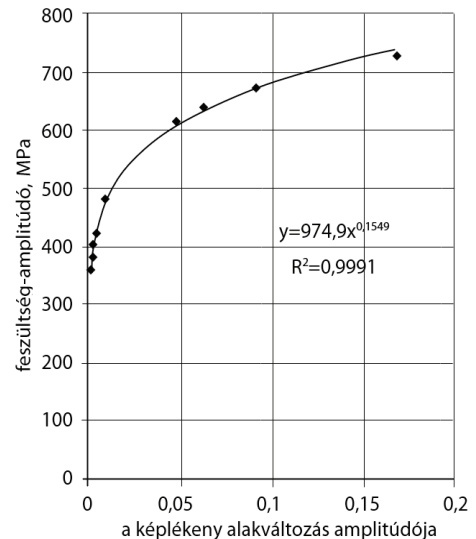
4.2. ábra. A mért feszültség-amplitúdó értékek (Rózsahegy, 1994/a) illeszkedése a közvetlenül számított ciklikus folyásgörbén

hajtogató-vizsgálat is nyúlászvezérelt kisciklusú fárasztás és megfelel a $t_p=2$ s periódusidejű szinuszos ($R=-1$) függvény szerint nyúlászvezérelt húzó-nyomó kisciklusú fárasztásnak. Ezt a megállapításunkat alátámasztja a 4.3. ábra is, amely a 20°C-on, a 4.2. ábrán már bemutatott kisciklusú fárasztásra és az 1 mm vastag acélszalag hajtogató-vizsgálatára számítással meghatározott $[\sigma_A, \varepsilon_{ap}]$ adatokra illesztett ciklikus folyásgörbét szemlélteti, amely szignifikánsan nem különbözik a csak húzó-nyomó kisciklusú adatokra illesztettől.

A (4.6) tapasztalati képlet elfedi a σ_A feszültség-amplitúdót befolyásoló tényezők kapcsolatát. Ugyanis a σ_A kiszámításának menetét összefoglalva a Nádai-féle anyagtörvénnyel [beírva a k folyáshatár-viszonyra az (F1)-et is] a (4.7) összefüggés megmutatja a feszültség-amplitúdót befolyásoló tényezők: az anyagszerkezetre is jellemző, 20°C-on mért $R_{p0,2/20}$ folyáshatár, a T hőmérséklet és az $\dot{\varepsilon}_{a/T}$ nyúlássebesség kapcsolatát.

Közbevetve: a kiválasztott keményített ferrites szerkezeti acélok csoportjára a (4.7) összefüggésben szereplő állandók értékei: $a=0,54$, $n=2$, az n kitevő pedig – a 4.1.1. b) pontjában foglalt hőmérséklet-tartományok szerint – a $293 \leq T < 723$ (K) hőmérsékleteken $n=\varepsilon_m=0,12$, illetve a $723 \leq T < 900$ (K) hőmérsékleteken $n=\varepsilon_{MG}=0,045$. A többi állandó értéke pedig az 1. táblázatban szerepel. Az $\dot{\varepsilon}_{f/T}$ értéke a

$$\sigma_A = \sigma_0 \cdot \varepsilon_{ap}^n = \left\{ \left[\frac{1}{a} \ln \left(2 - \frac{T}{T_k} \right) \right]^{\frac{1}{n}} R_{p0,2/20} + \frac{R(T_k - T)}{B_0} \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{a/T}}{\dot{\varepsilon}_{f/T}} \right\} \left(\frac{\varepsilon_{ap/T}}{0,002} \right)^n. \quad (4.7)$$



4.3. ábra. A 20°C-on húzó-nyomó kisciklusú igénybevétellel és hajtogatással fárasztás ciklikus folyásgörbéje

szakítóvizsgálati szabványokban a folyáshatár meghatározásánál a hőmérséklettől függően előírt nyúlássebesség (lásd a 4.1.2. pontban).

Viszont a (4.7) elemzésénél figyelembe kell venni, hogy a nyúlássebesség az $f=1/t_p$ frekvenciától is függ. Ugyanis, a teljes alakváltozási amplitúdó: $\varepsilon_{a/T} = \varepsilon_{ar/T} + \varepsilon_{ap/T}$ és így a (4.2) összefüggésre írható:

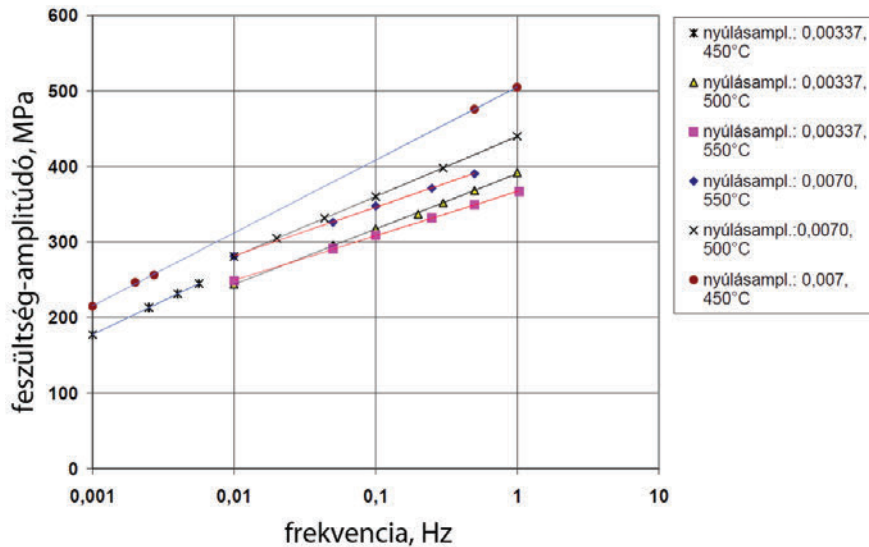
$$\dot{\varepsilon}_{a/T} = \frac{4}{t_p} \left(\frac{\sigma_A}{E_T} + \varepsilon_{ap/T} \right). \quad (4.8)$$

Következésképpen, a σ_A feszültség-amplitúdó – így a ciklikus folyásgörbe is – az $\varepsilon(t)$ vezérlő függvény frekvenciájától függ. Számításaink szerint – T =állandó mellett – a függvény lineáris (4.4. ábra).

Mivel azonos nyúlás-amplitúdó mellett is az $\varepsilon(t)$ frekvenciájától függően más-más feszültségszinten zajlik a kisciklusú fárasztás – szemben a feszültség-függvénnyel vezérelt kis- és nagyciklusú fárasztással –, ezért tézisként kimondható:

Az adott $\varepsilon(t)$ szerint alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztásra igénybe vett fémötvözet élettartama függ a vezérlő függvény frekvenciájától, mégpedig függetlenül attól, hogy az igénybevétel hőmérsékletén teljesülnek-e vagy sem a felkeményedés-megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlyának feltételei.

Növelt hőmérsékletekre jellemző élettartam-



4.4. ábra. A feszültség-amplitúdó frekvenciafüggése

frekvencia ábrát szemléltet a 4.5. ábra, amelyen a két különböző ($\epsilon_a=0,00337$ és $0,00700$) nyúlás-amplitúdójú, szinuszosan változó ($R=-1$) húzó-nyomó igénybevétellel fárasztott acél élettartam-egyeneseit (lg-lg rendszerben) határozott töréspont választja el a (3.11) képlet szerint meghatározható egyensúlyi $f_{e/T}$ frekvenciáknál. A felkeményedés-megújulás egyensúlyi feltételeinek megfelelő $f \leq f_{e/T}$ tartományban a (4.5) összefüggéssel a frekvencia függvényében számított élettartamokra hatványfüggvények illeszthetők, amelyeknek kitevői a hibahatáron belül azonosak, függetlenül a hőmérséklettől és a nyúlás-amplitúdótól, azaz lg-lg rendszerben az élettartam-egyenesek párhuzamosak egymással. Az élettartam-frekvencia hatványfüggvény kapcsolata összhangban van a

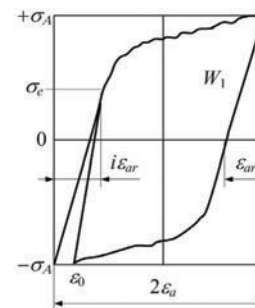
kísérleti tapasztalatokkal, amelyekről összefoglalóan Coffin már 1974-ben beszámolt. Ezt figyelembe véve – mivel a nem egyensúlyi tartományokban az $f=0,5$ frekvencián a kísérlettel 500 és 450°C-on meghatározott élettartamok ismertek (Rózsahegy, 1994/a) –, az itt érvényes élettartam-egyenesek meghatározhatók voltak. Ezek meredeksége azonban egyaránt függ a nyúlás-amplitúdótól és a hőmérséklettől is.

4.2. A fajlagos törési munka meghatározása

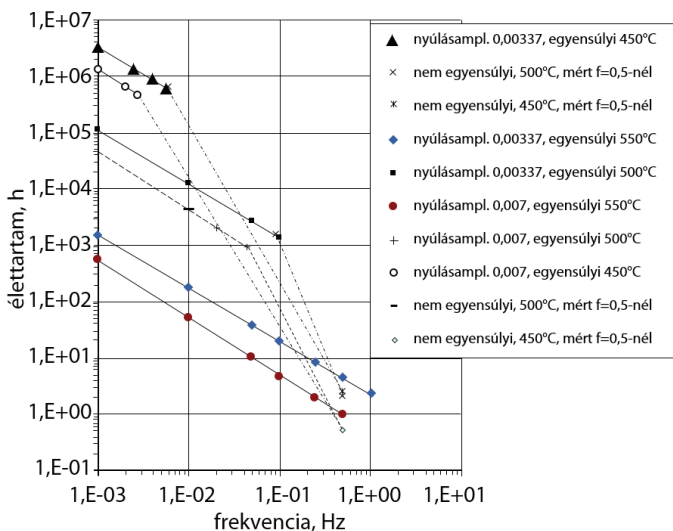
Az egy igénybevételi ciklus fajlagos munkája, azaz a hiszterézis hurok W_1 területe közvetlenül kiszámítható, mivel – mint láttuk – az ϵ a teljes alakváltozási amplitúdóhoz tartozó σ_A feszültség-amplitúdó közvetlenül számítható, azaz a hiszterézis hurok szélsőpontjai ismertek.

Helyezzük át a koordináta-rendszer origóját a hiszterézis hurok eredetileg $[-\sigma_A, -\epsilon_a]$ pontjába. Így a 4.6. ábra jelöléseivel a ciklusonkénti W_1 munka:

$$W_1 = 2 \int_0^{2\epsilon_a} \sigma^*(\epsilon) d\epsilon - 4\sigma_A \epsilon_a. \quad (4.9)$$



4.6. ábra. A kisciklusú fáradás hiszterézisgörbéjének meghatározó paraméterei



4.5. ábra. A nyúlásvezérelt kisciklusú fárasztás élettartam-frekvencia ábrája növelt hőmérsékleten

A $\sigma^*(\varepsilon)$ egy összetett függvény a (4.10) szerint:

$$\sigma^*(\varepsilon) = \sigma_1^*; \text{ vagy: } \sigma^*(\varepsilon) = \sigma_2^*,$$

$$\sigma_1^* = E \cdot \varepsilon; \quad 0 \leq \varepsilon \leq i\varepsilon_{ar}, \quad (4.10)$$

$$\sigma_2^* = \sigma_0^* (\varepsilon - \varepsilon_0)^{n^*}; \quad i\varepsilon_{ar} \leq \varepsilon \leq 2\varepsilon_a,$$

és:

$$\sigma_0^* = \frac{2\sigma_A}{(2\varepsilon_a - \varepsilon_0)^{n^*}}. \quad (4.10/a)$$

A σ_1^* és σ_2^* függvények értéke (σ_e) és érintője az $\varepsilon = i\varepsilon_{ar}$ nyúlásértéknél közös. Ebből levezethető a két függvény illesztésének feltétele:

Az n^* kitevő értéke:

$$n^* \left[\left(\frac{2}{i} \right)^{1/n^*} - 1 \right] = \frac{2\varepsilon_a}{i\varepsilon_{ar}} - 1, \quad (4.10/b)$$

és az ε_0 alakváltozás értéke:

$$\varepsilon_0 = i\varepsilon_{ar} (1 - n^*). \quad (4.10/c)$$

Az n^* szukcesszív approximációval határozható meg. Az $i=1,5$ esetben az első lépést megkönnyíti az

$$n^* \cong \frac{0,1215}{x^{0,368}}$$

közelítő képlet használata, amelyben x a (4.10/b) jobb oldala.

Az i tapasztalati tényező azt fejezi ki, hogy a leterhelést követő ellenirányú terhelő alakváltozás kezdetben kvázi rugalmas. Mindezeket figyelembe véve a (4.9) egyenlet megoldásával az egy igénybevételi ciklusban végzett munkát a (4.11) összefüggéssel számíthatjuk [(MJ · m⁻³)-ben, ha σ_A (MPa)]:

$$W_1 = \sigma_A \frac{2}{(1+n^*)} \left\{ \frac{\varepsilon_{ar}}{2} [i^2(1+n^*) - 4i(1-n^*)] + 2\varepsilon_a(1-n^*) - \frac{2(i\varepsilon_{ar}n^*)^{1+n^*}}{[2\varepsilon_a - i\varepsilon_{ar}(1-n^*)]^{n^*}} \right\}. \quad (4.11)$$

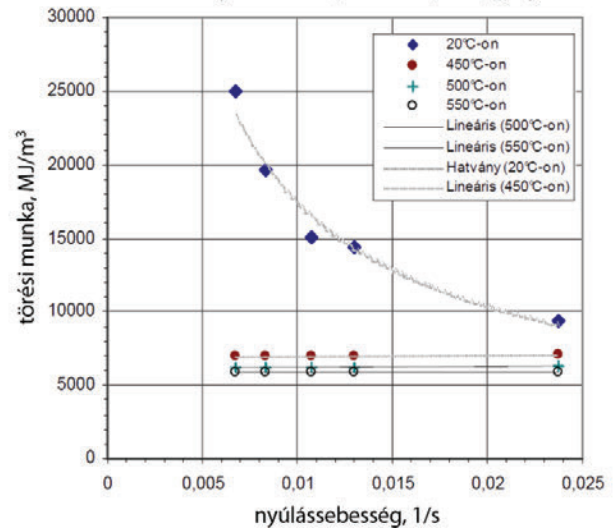
A fajlagos törési munka kiszámításához figyelembe vesszük azt a kísérleti tapasztalatot, miszerint a kiválásos keményedés relatív stabil állapotára hőkezelt fémötvözetek kisciklusú fárasztásakor a hiszterézis hurok ciklusról ciklusra gyakorlatilag azonos a teljes élettartam alatt (3.12. ábra).

Ezért a fajlagos törési munka:

$$W = W_1 \cdot N_f. \quad (4.12)$$

Az N_f törési ciklusszámot általában kísérlettel

A törési munka változása a nyúlássebesség és a hőmérséklet függvényében
Kisciklusú fárasztás nyúlásvezérelt, szinuszos ($R=-1$) igénybevétellel



4.7. ábra. A törési munka változása a nyúlássebesség függvényében. Nem egyensúlyi feltételekkel végzett kisciklusú fárasztás 20, 450, 500 és 550°C-on, $f=0,5$ Hz, $R=-1$

kell meghatároznunk. Ám a bemutatott élettartam-frekvencia ábra törényszerűségeit hasznosítva a kísérletek időigénye jelentősen csökkenthető. Viszont növelt hőmérsékleteken ($T > 0,4 \cdot T_{melt}$), ha az igénybevétel ciklusonként kielégíti a felkeményedés-megújulás dinamikus egyensúlyi feltételét, akkor a kúszás-kifáradás egységes leírása összefüggéseivel (lásd a 3. pontban) a kisciklusú kifáradási élettartam közvetlenül számítható az ötvözet 20°C-on mért folyáshatárával, mint anyagszerkezet-jellemzővel (Lehofer, 1997).

A fajlagos törési munka törényszerűségei felderítéséhez ezt az összetett utat választottuk.

Először is ellenőriztük a törési munka egy igénybevételi ciklusban végzett munka közvetlen szá-

mítására alapozott meghatározásának itt ismertetett módszerét. Kiszámítottuk a már említett OTKA program vizsgálati paramétereivel a törési munkát. A miskolci kísérleti program szerint az $f=0,5$ Hz frekvenciájú szinuszos húzónyomó alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztás 20, 450 és 500°C-on messze nem elégítette ki a felkeményedés-megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlyának feltételét, viszont 550°C-on részben kielégítette. Számításunk eredménye, amelyet a 4.7. ábra szemléltet, teljes

mértékben visszaigazolta a kísérleti tapasztalatot, miszerint a törési munka a $T > 0,4T_{\text{melt}}$ hőmérsékleteken az alakváltozás sebességétől függetlenül állandó, míg 20°C-on negatív kitevőjű hatványfüggvény szerint csökken az alakváltozás sebességével. Ez, a korábban csak tényként közölt megállapítás magyarázatra szorul, s mivel számítási módszerünk helyességét a kísérlet igazolta, a törési munka törvényszerűségeinek felderítése érdekében számításokat végeztünk.

4.3. A fajlagos törési munka törvényszerűségei

Láttuk, hogy mind a feszültség-amplitúdó, mind az élettartam frekvenciafüggő, így nyilvánvaló, a törési munka is az. Elemzésünk eredménye a következő: Ha a vizsgálati hőmérsékleten teljesül a felkeményedés-megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlya, azaz az f vizsgálati frekvencia kisebb vagy egyenlő az $f_{e/T}$ egyensúlyinál, akkor egyrészt

- a törési munka exponenciálisan változik a frekvenciával:

$$W = W_0 \cdot \exp(m \cdot f),$$

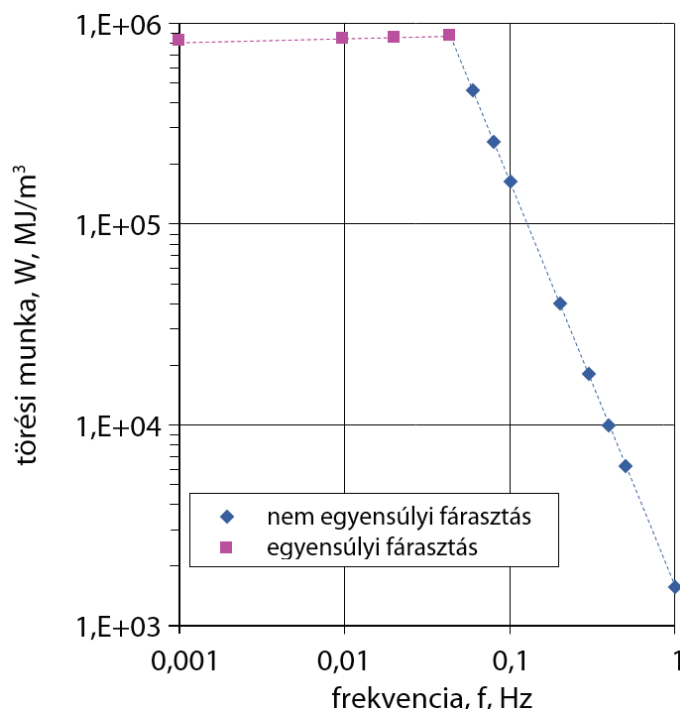
és az f frekvencia csökkenésével értéke gyorsan közelít a W_0 értékhez; másrészt

- a törési munka értéke az $f \leq f_{e/T}$ tartományban mindig nagyobb, mint a nem egyensúlyi (az egyensúlyinál nagyobb) frekvenciákon, mégpedig az $f > f_{e/T}$ tartományban a törési munka gyors ütemben – negatív kitevőjű hatványfüggvény szerint – csökken a frekvencia növekedésével.

Megállapításunkat a 4.8. ábra szemlélteti, amelyen a törési munka frekvenciafüggését ábrázoltuk, mégpedig az $\varepsilon_a = 0,007$ nyúlásamplitúdóval 500°C-on végzett kisciklusú fárasztás esetére. A törési munka kiszámításához a törési ciklusszámokat az élettartam-frekvencia ábrán bemutatott (4.5. ábra) élettartamfüggvényekkel határoztuk meg. Az $f = 0,5$ Hz frekvenciához tartozó élettartam kísérleti adat (Rózsahegyi, 1994/a).

Látható az ábrából, hogy az egyensúlyi és annál kisebb frekvenciájú szinuszos húzó-nyomó igénybevétellel fárasztva az acélt a töréséhez szükséges fajlagos munka két nagyságrenddel nagyobb, mint a nem egyensúlyi kísérleti ($f = 0,5$ Hz) frekvencián. Mindez a törést okozó károsodási folyamat különbözőségének a következménye.

Nem egyensúlyi feltételek mellett ugyanis a fémötvezet alakváltozásában a diszlokációk váltakozó irányú, helyi felkeményedést okozó, konzervatív

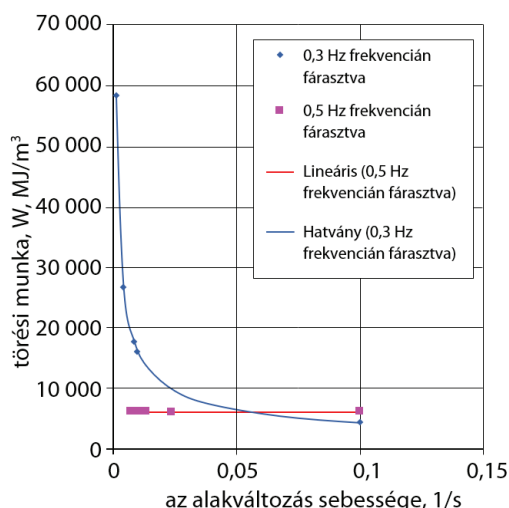


4.8. ábra. Melegszilárd ferrites acél törési munkájának frekvenciafüggése 500°C-on, szinuszos, $R = -1$, $\varepsilon_a = 0,007$ nyúlás-amplitúdójú, kisciklusú igénybevételű fárasztásokor

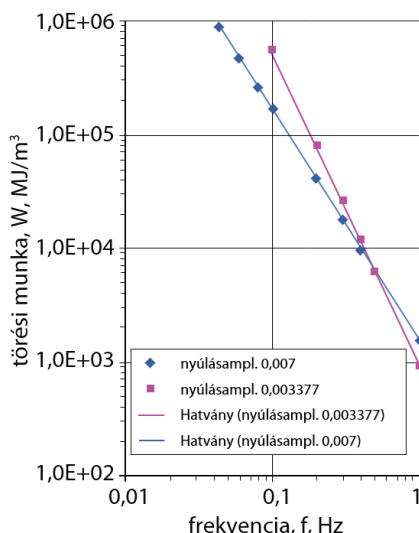
mozgása domináns a károsodási folyamatban, és a terjedni képes mikrorepedések a csúszási síkok mentén in situ keletkeznek, azaz a törés, jellemzően transzkristallin jellegű. Ez a károsodási folyamat fokozottabban uralkodóvá válik a $T < 0,4T_{\text{melt}}$ hőmérsékleteken.

A felkeményedés-megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlyát biztosító feltételek mellett viszont az alakváltozásban a diszlokációk nemkonzervatív, ún. kúszó mozgása a domináns, amelynek hajtóereje a ponthibák öndiffúziója, és a terjedni képes mikrorepedések a kristallitok határain képződő üregek egyesülése révén keletkeznek, azaz a törés, jellemzően interkristallin jellegű.

A (3.11) összefüggésből látható, hogy $T = \text{állandó}$ hőmérsékleten az $f_{e/T}$ egyensúlyi frekvencia $1/\varepsilon_a$ szerint változik, azaz minden alakváltozási amplitúdóhoz tartozik egy egyensúlyi frekvencia. Az ettől nagyobb frekvenciájú fárasztás már a nem egyensúlyi tartományban zajlik, és – az élettartam-frekvencia ábra tanúsága szerint (4.5. ábra) – az egyes ε_a amplitúdókhoz tartozó élettartam egyenesek meredeksége különböző, de metszéspontjaik egy frekvencia függőlegesen sűrűsödnek. Ez a kísérlet-sorozatban vizsgált acél esetében – véletlenül – éppen a fárasztás frekvenciája: $f = 0,5$ Hz. Ezért a nem egyensúlyi tartományban különböző $\varepsilon_a = \text{állandóval}$



4.9. ábra. Melegszilárd ferrites acél nem egyensúlyi fárasztása 500°C-on. Az alakváltozási amplitúdó hatása a törési munka frekvenciafüggésére



4.10. ábra. Melegszilárd ferrites acél nem egyensúlyi fárasztása 500°C-on 0,5 és 0,3 Hz frekvenciával. A törési munka változása a nyúlássebesség függvényében

kiszámítottuk a törési munka frekvenciafüggését. A 4.9. ábra 500°C-on az $\varepsilon_a = 0,007$ és $0,00337$ amplitúdójú kisciklusú fárasztás törési munkájának frekvenciafüggését ábrázolja.

Látható, hogy a metszésponttól ($f=0,5$ Hz) távolodva a törési munka függése az alakváltozási amplitúdótól, azaz adott frekvencia esetén az alakváltozás sebességétől, egyre inkább nyilvánvaló. Ezt szemlélteti a 4.10. ábra, amelyen a véletlenszerűen választott $f=0,5$ Hz kísérleti és a tudatosan kiválasztott $f=0,3$ Hz frekvencián végzett kisciklusú fárasztás törési munka-alakváltozási sebesség függvényei láthatók.

Vagyis, az ábrák tanúsága alapján kimondhatjuk:

- Ha a fémötvözet állandó frekvenciájú, alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztása nem az igénybevétel frekvenciájának és állandó értéken tartott hőmérsékletének megfelelő felkeményedés-megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlyi feltétele szerint zajlik, akkor a törési munka az alakváltozási sebesség növekedésével negatív kitevőjű hatványfüggvény szerint csökken. Viszont létezik egy kitüntetett frekvencia, amelynél, vagy amelynek környezetében a törési munka (elfogatható szóráson belül) független az alakváltozási sebességtől (azaz a hatványkitevő zérus).
- Ha viszont a fémötvözet állandó frekvenciájú alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztása az igénybevétel frekvenciájának és állandó értéken tartott hőmérsékletének megfelelő felkeményedés-megújulás cikluson belüli dinamikus egyensúlyi feltétele szerint zajlik, akkor a törési munka az alakváltozási sebességtől független, állandó.

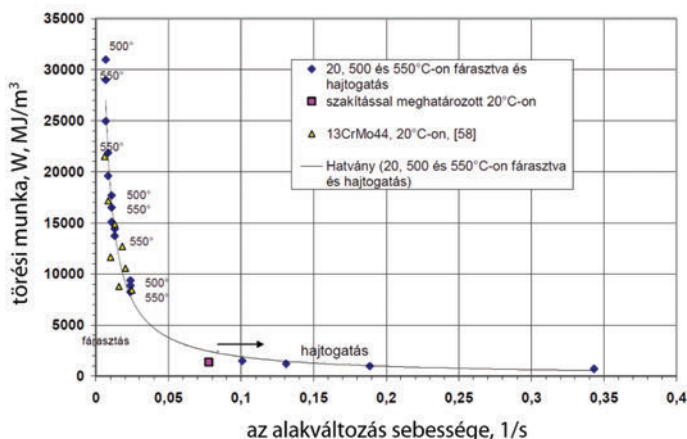
Ez utóbbi megállapításunkat az egyensúlyi feltételnek megfelelő frekvencián különböző alakváltozási amplitúdójú kisciklusú fárasztásra kiszámított törési munka adatok támasztják alá.

Például 500°C-on $t_p=23$ s ciklusidejű, szinuszos húzó-nyomó igénybevételnél a $3,1 \cdot 10^{-3} \leq \varepsilon_a \leq 7,0 \cdot 10^{-3}$ alakváltozási amplitúdó és az ennek megfelelő $5,3 \cdot 10^{-4} \leq \dot{\varepsilon}_a \leq 1,2 \cdot 10^{-3}$ (s^{-1}) alakváltozási sebesség-tartományban a törési munka – elfogadható relatív szóráson belül – állandó:

$$\bar{W} \pm s_w = 875\,948 \pm 37\,741 \text{ (MJ / m}^3\text{)}.$$

4.3.1. Környezeti hatások

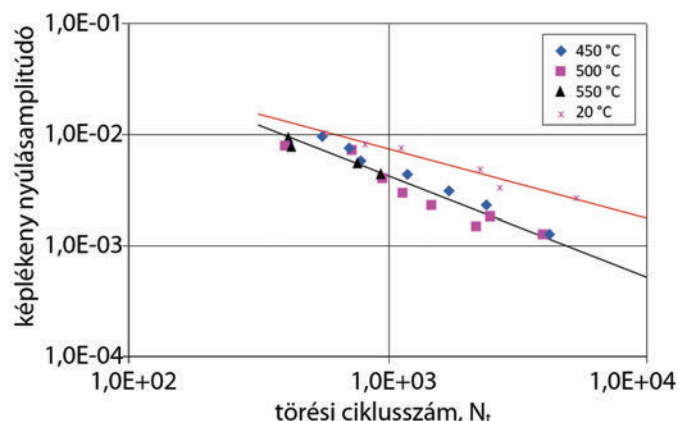
Elfogadva Coffin által már 1974-ben összefoglalóan közölt kísérleti tapasztalatot, – miszerint, ha az alakváltozással vezérelt kisciklusú fárasztást vákuumban vagy inert gáz atmoszférában végzik, akkor az acélok és más fémötvözetek élettartamát a vizsgálati hőmérséklettől függetlenül egyetlen, a 20°C-on védőatmoszférában nyert adatokra illesztett $\varepsilon_{ap}(N_f)$ hatványfüggvény (az ún. Manson-Coffin egyenlet) írja le. Mivel a keletkező és terjedő mikrorepedéseket a levegő nem oxidálja, – kiszámítottuk a növelt hőmérsékleteken (500 és 550°C-on), laborkörnyezeti levegő atmoszférában, szinuszosan változó nyúlásvezérléssel, de nem egyensúlyi feltételek mellett fárasztott acélminták (Rózsahegyi, 1994/a) törési munkáját az "inert gáz atmoszférában" várható élettartamuk alapján, amelyet a 20°C-on levegőn mért és



4.11. ábra. A törési munka változása az alakváltozás sebességének függvényében 20°C-on. A 20°C-on kisciklusú húzó-nyomó és hajtogató fárasztás, valamint az 500 és 550°C-on nem egyensúlyi feltételekkel, „inert gázban” végzett kisciklusú fárasztás számított adatainak együttes értékelése.

a hajtogatóvizsgálattal is kiegészített (Lehofer, 2003) élettartamokra illesztett Manson-Coffin-egyenletből határoztunk meg. Feltételeztük, hogy 20°C-on a levegőoxidáló, élettartamot csökkentő hatása gyakorlatilag nem érvényesül. A 4.11. ábrán az így kapott törési munka értékeket az eredetileg is 20°C-on fárasztott minták adataival együtt ábrázoltuk az alakváltozási sebesség függvényében, kiegészítve a hajtogatással fárasztott acélszalagokra is kiszámított törési munka adatokkal (lásd a Függelék F7. pontját). Látható, hogy mindezen adatokra szorosan illeszkedik egyetlen hatványfüggvény (a korrelációs tényező: $r=0,9948$).

Vagyis, míg növelt hőmérsékleteken laborkörnyezeti levegő atmoszférában a kitüntetett (a véletlenül eltalált) frekvenciával végzett fárasztáskor (Rózsahegyi, 1994/a) – az egyensúlyi feltétel teljesülésétől függetlenül – a törési munka hőmérsékletenként állandó, azaz nem függ az alakítás sebességétől (4.7. ábra), addig "inert gáz atmoszférában", nem egyensúlyi feltételekkel végzett fárasztás esetén a törési munka, a hőmérséklettől függetlenül, csak az alakítási sebesség függvénye (4.11. ábra). Tapasztalati tény, hogy növelt hőmérsékleten a repedésterjedést a környezet korróziós (elsődlegesen a levegő oxidáló) hatása már nem elhanyagolhatóan befolyásolja. Különösen igaz ez a kisciklusú fáradásra. Egyrészt azért, mert – amint Coffin írja (1974) – a nyúlásvezérelt kisciklusú fáradáskor a mikrorepedések keletkezése és növekedésének indulása az élettartam már korai szakaszában bekövetkezik;



4.12. ábra. Manson-Coffin-korreláció a 20°C-on és a 450, 500 és 550°C-on nem egyensúlyi kisciklusú fárasztással mért (Rózsahegyi, 1994) élettartam adatokkal

másrészt, mert a repedés periodikus kinyílásának mértéke a nagyciklusú igénybevételhez képest nagyobb, és így a repedés töve is oxidálódhat.

A levegő oxidáló hatásának tulajdonítják azt, az általunk is tapasztalt eredményt (4.12. ábra), hogy a növelt hőmérsékleteken a nem egyensúlyi feltételek mellett mért élettartamokra – a viszonylag rövid élettartamokra tekintettel az oxidáció közel azonos hatása miatt is – illeszthető egyetlen Manson-Coffin-egyenlet a lg-lg rendszerben meredekebb, mint a 20°C-on (környezeti hatástól gyakorlatilag mentesen) mért adatokra illesztett egyenes. A 4.11. ábra kapcsán az is feltűnő, hogy kisciklusú fárasztáskor a törési munka értéke – még növelt hőmérsékleteken is – többszöröse a vizsgált acél 20°C-on szakítóvizsgálattal meghatározott értékénél. Ám, ha figyelembe vesszük, hogy szakításkor a törési munka mintegy 90%-a a kontrakció helyére összpontosul, ahol az egytengelyű feszültségállapot egyre növekvő mértékben háromtengelyűvé lesz, miközben az alakváltozás sebessége jelentősen, a törés pillanatáig egy nagyságrendet változtatva folyamatosan nő (Gillemot, 1967) – esetünkben $9 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ -ről $0,1 \text{ s}^{-1}$ -ra, akkor – amint ez a 4.11. ábrán is látható – a szakítóvizsgálattal meghatározott törési munka értéke (esetünkben 1367 MJ/m^3) az átlagos alakváltozási sebességhez rendelve (esetünkben $0,078 \text{ s}^{-1}$) kielégítően illeszthető közelségbe kerül a kisciklusú fárasztásra jellemző hatványfüggvényhez.

Tehát, összhangban a korábbi megállapításokkal (Gillemot-Sinay, 1958), a szakítóvizsgálattal – egytengelyű húzással – meghatározott fajlagos törési (kontrakciós) munka is mint anyagjellemző az állapot tényező (feszültségállapot, alakváltozási

sebesség, hőmérséklet) függvénye. Ám ha a hőmérséklet és az alakítási sebesség azonos, akkor a kontrakciós munka értéke nem függ az egytengelyű igénybevétel módjától, és ha az igénybevétel több részletből tevődik össze (pl.: húzó-nyomó kisciklusú fárasztás), akkor a részmunkák összege egyenlő a kontrakciós munkával.

Arra is rá kell mutatnunk, hogy míg a szakítóvizsgálattal meghatározott törési munka gyakorlatilag a képlékeny alakváltozás munkája, mivel ehhez képest mind a rugalmas alakváltozás, mind a repedés terjedés munkája elhanyagolhatóan kicsi (Gillemot-Sinay, 1958), addig a folyáshatárt alig meghaladó, nagyságrendileg azonos rugalmas és képlékeny nyúlás-amplitúdóval, a szakítás kontrakciós szakaszához képest lényegesen kisebb alakváltozási sebességgel vezérelt kisciklusú fárasztással meghatározott törési munkának nem elhanyagolható része fordítódik a repedés terjedésére. Rózsahegyinek (1997) a törési munka számításainkkal azonos feltételekkel és tulajdonságú acéllal végzett kisciklusú fárasztóvizsgálatai közben, ciklusról ciklusra mért adatok elemzéséből megállapítható, hogy a repedésterjedés munkája a hőmérséklettől (20, 450, 500 és 550°C), a nyúlás-amplitúdótól, és így az alakváltozási sebességétől $6 \cdot 10^{-3}$ - $0,025 \text{ s}^{-1}$ is függetlenül közel állandó érték $1150 \pm 480 \text{ MJ/m}^3$. Ebből az is következik, hogy adott hőmérsékleten a terjedni képes repedések kialakulásához szükséges munka ugyan úgy változik, mint a teljes törési munka. (Vonatkozik ez "az inert gáz atmoszférában" végzett fárasztásra is.) 20°C-on a nagyobb alakváltozási sebességeknél – a hajtogatással fárasztás tapasztalatai alapján – vélhető, hogy a repedés keletkezéséhez szükséges munkához képest a repedés terjedéséhez szükséges munka gyorsabban csökken.

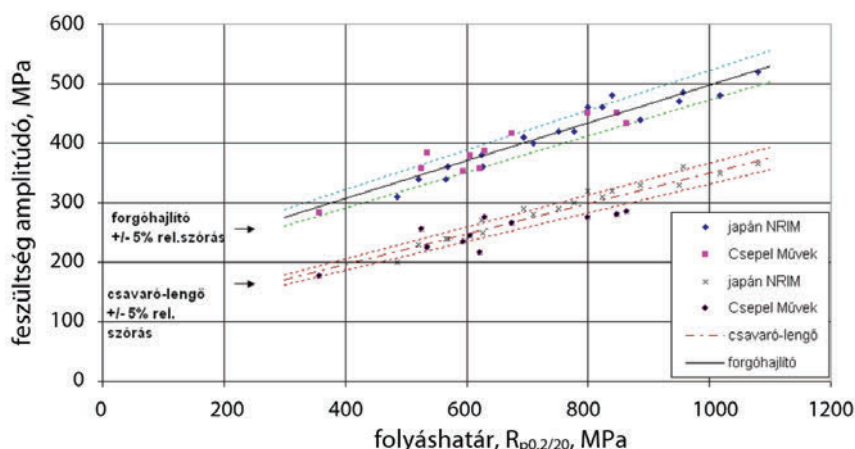
5. A nagyciklusú kifáradási szilárdság leírása

A fémek és ötvözeik feszültségfüggvénnyel vezérelt kifáradása a $T < 0,4 \cdot T_{\text{melt}}$ hőmérsékleteken (T_{melt} az olvadáspont, K) a diszlokációknak az igénybevételhez képest kedvező irányú csúszási síkok mentén végbemenő, váltakozó irányú, konzervatív mozgásának a következménye alapvetően. Ám a szakítóvizsgálat közben fellépő folyás ugyancsak a diszlokációk konzervatív mozgásának eredője.

Ezért várható volt az az eredmény, amelyet T. Kawasaki és Y. Sawaki (1972) nemesített, ötvözetlen és gyengén ötvözött szerkezeti acélokra 20°C-on végzett kiterjedt anyagszerkezeti (a karbidok átlagos méretét és távolságát Fullman (1953) ismert összefüggéseivel határozták meg) és mechanikai (szakító- és forgóhajlító) vizsgálatokkal alátámasztva megállapítottak, nevezetesen: mind a folyáshatár, mind a forgóhajlító kifáradási szilárdság lineáris függvénye a karbidok átlagos távolsága reciprokok négyzetgyökeinek, az $(1/\sqrt{L})$ -nek. [Közbevetőleg megjegyezzük, hogy a folyáshatárra vonatkozó megállapításuk teljesen megegyező a korábbi kutatásokkal, például Petch (1953) acélokon, vagy Lenel és Ansell (1961) Al-Al₂O₃ rendszeren kapott eredményével.]

A két összefüggés összevetéséből módszerünk fémtanilag megalapozott korrelációs összefüggése egyértelműen következik: a kiválásokkal keményített szerkezetű ötvöztek kifáradási szilárdsága folyáshatáruk lineáris függvénye.

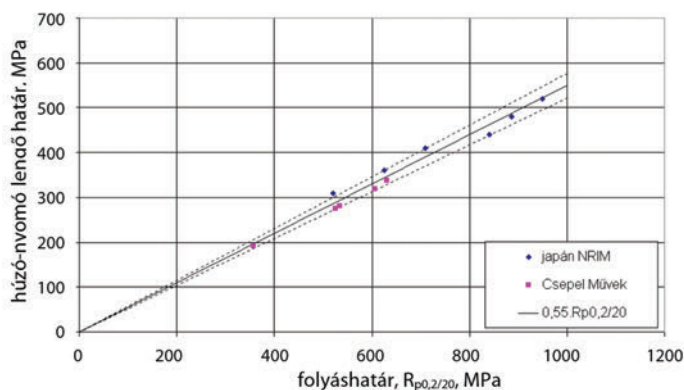
Ezt szemlélteti az 5.1. ábra nemesített, ötvözetlen és gyengén ötvözött szerkezeti acélokon a japán fémipari kutatóintézetben (NRIM, 1978/79) és a Csepel Művek anyagvizsgáló intézetében 20°C-on mért adatok (Acél atlasz, 1971)



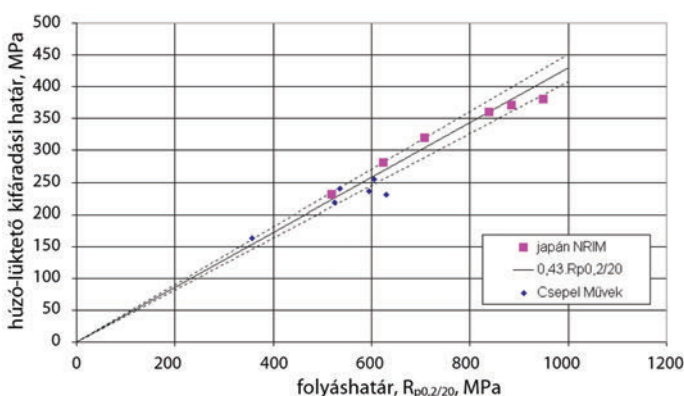
5.1. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti acélok 20°C-on, $2 \cdot 10^7$ ciklusnál mért forgó-hajlító és csavaró-lengő kifáradási szilárdsága várható értékének változása folyáshatáruk függvényében

együttes értékelése alapján. Az $N=2 \cdot 10^7$ igénybevételhez tartozó forgó-hajlító, illetve csavaró-lengő kifáradási szilárdság várható értékeit leíró regressziós egyenesek együtthatói: $r=0,96$, azaz a korreláció szorosnak mondható, ugyanis a részleteiben szükségképpen különböző acélgártási technológiák és vizsgálattechnikák ellenére a mérési adatok zöme a regressziós egyenesek ± 5 rel. %-os sávjain belül vannak.

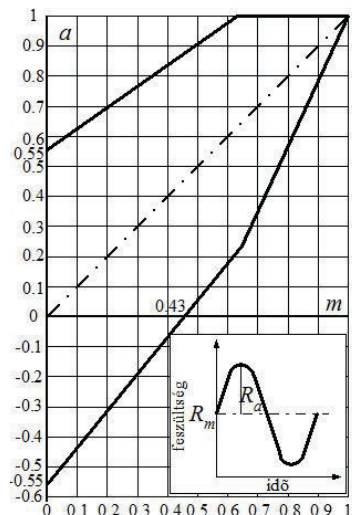
Hasonlóan szoros ($r=0,97-0,98$) a korreláció a 20°C -on mért húzónyomó lengő és a húzó-lüktető kifáradási szilárdság és a folyáshatár között. És mivel a kapcsolat origón átmenő egyenesekkel is egyenértékűen leírható (5.2. és 5.3. ábra), ezért a kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti acélok csoportjára szerkeszthető egy általános, egyszerűsített (számítógépes intelligens adatbankba is bevihető) kifáradási Smith-diagram (5.4. ábra).



5.2. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti acélok 20°C -on, $2 \cdot 10^7$ ciklusnál mért húzó-nyomó lengő kifáradási szilárdsága várható értékének változása folyáshatáruk függvényében



5.3. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti acélok 20°C -on, $2 \cdot 10^7$ ciklusnál mért húzó-lüktető kifáradási szilárdsága várható értékének változása folyáshatáruk függvényében



5.4. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti acélok 20°C -on, $2 \cdot 10^7$ húzó-lengő igénybevételi ciklushoz tartozó általános, egyszerűsített kifáradási Smith-diagramja

Az 5.4. ábra segítségével meghatározható a különböző közép feszültséghez tartozó húzó-lengő kifáradási szilárdság 20°C -on várható értéke a csoportba tartozó acél 20°C -on mért folyáshatára várható értékének ismeretében (Lehofer, 2004). Az általános Smith-diagram használatához ismerni kell a gépalkatrész igénybevételének

$$R_m = (R_{\max} - R_{\min}) / 2$$

közép feszültségét és nemesített acélsanyagának $R_{p0,2/20}$ folyáshatárát. Ezek ismeretében a diagramban szereplő m közép feszültség-tényező számítható:

$$m = R_m / R_{p0,2/20}$$

és a diagramból leolvasható a kifáradás szempontjából még biztonságos feszültség-amplitúdót meghatározó amplitúdó-tényező abszolút értéke, $|\Delta a|$, amely az m értékéhez tartozó ordináta és a biztonsági területet határoló egyenesek metszéspontjainak a értékeiből számítható:

$$|\Delta a| = (a_{\max} - a_{\min}) / 2.$$

Mivel a biztonsági területet határoló egyenesek egyenletei ismertek, ezért legnagyobb, még megengedhető értéke az m ismeretében közvetlenül kiszámítható, mégpedig:

$$|\Delta a| = -0,279 \cdot m + 0,55,$$

a $0 \leq m \leq 0,6242$ tartományban, illetve $|\Delta a| = 1 - m$, ha $m > 0,6242$.

Az általános Smith-diagram alapján az összetartozó m és $|\Delta a|$ értékekkel a nemesített (ferrit-szemcsés karbid szövetszerkezetű) acélok 20°C-ra érvényes, a $2 \cdot 10^7$ igénybevételi ciklushoz tartozó húzó-lengő kifáradási szilárdságának (R_{le}) várható értéke az acél 20°C-on mért folyáshatárának ismeretében:

$$R_{le} = R_{p0,2/20} (m \pm \Delta a).$$

A húzó-nyomó lengő kifáradási szilárdság ($m=0$):

$$R_{le} = \pm 0,55 \cdot R_{p0,2/20}.$$

A húzó-lüktető kifáradási szilárdság:

$$R_{le} = R_{p0,2/20} (0,43 \pm 0,43).$$

6. A K_{IC} törési szívósság leírása

A szerkezeti acélok és fémötvözetek törésmechanikai tulajdonágai egyikének, a K_{IC} törési szívósságnak az ismerete igen fontos a belőlük épített szerkezet biztonságának megítélése, az ún. kritikus hibaméret meghatározása szempontjából.

Az anyag szerkezete és K_{IC} törési szívóssága közötti kapcsolatot leíró fémfizikai modell megalkotásához a következő összefüggéseket vettük figyelembe (Lehofer, 1995):

A W_c fajlagos törési munka értékét – amely a K_{IC} -vel négyzetgyökarányos, és ezért a K_{IC} törési szívósság értékét is – alapvetően meghatározza a sima szakítópróbatesten mérhető Z szakadási kontrakció, amelynek értéke a kiválásokkal keményített anyag-szerkezetben az inkoherens kiválások f térfogathányadának a függvénye:

$$Z = 1 - \exp\left(a - k \frac{1-f}{f}\right), \quad (6.1)$$

ahol a és k kísérletekkel meghatározott állandók. A (6.1) összefüggést Slesar és társai (1983) sikerrel alkalmazták még a gömbszerű pórusokat tartalmazó porkohászati fémekre is. A (6.1) összefüggést összevetve az ε_c valódi kontrakciós nyúlásra felírható

$$\varepsilon_c = \ln \frac{1}{1-Z}, \quad (6.2)$$

összefüggéssel, a valódi nyúlás szerkezetfüggőségére a (6.3)-at kapjuk:

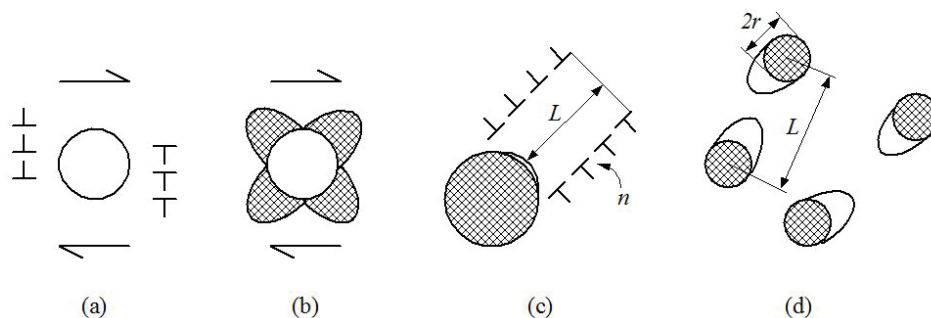
$$\varepsilon_c = k \frac{1-f}{f} - a. \quad (6.3)$$

Erre a kifejezésre Fullman (1953) elemzései alapján a gömbszerű kiválásokat tartalmazó rendszerben az L átlagos távolságra lévő d átlagos átmérőjű kiválások f térfogathányadára érvényes összefüggésekből levezethető a következő kifejezés:

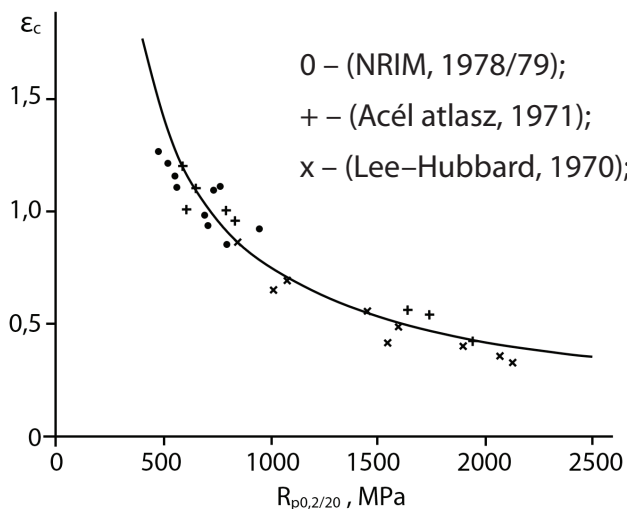
$$\frac{1-f}{f} = \frac{3}{2} \cdot \frac{L}{d} \approx \frac{1}{R_{p0,2/20}}. \quad (6.4)$$

A kapott eredmény teljesen összhangban van a kemény, inkoherens kiválásokkal keményített szilárdoldat matrixú anyag üregképződéssel végbemenő szívós törésének fémfizikai modelljével, amelyet több szerző eredményeit felhasználva foglalt egységbe Ashby (1971), és a 6.1. ábra szemléltet vázlatosan.

E modell szerint a képlékeny alakváltozás kezdeti szakaszában a kemény kiválások körül felhalmozódó diszlokáció hurkok (a) képlékeny zónákat hoznak létre (b) előidézve további diszlokációk helyi képződését és felhalmozódását e zónákban (c). Az alakváltozás egy kritikus értékénél – amely Ashby szerint $k=0,5 \cdot n \cdot b$, ahol b a felhalmozódott n számú diszlokáció hurok Burgers-vektora; illetve a kiválás alakjától függő, de a teljes valódi törési alakváltozás mintegy tizedénél – felszakad a kiválás-matrix határfelület (c). A képződött üregek törést okozó növekedéséhez L/d nagyságrendű, alapvetően a kiválások f térfogathányadától függő, valódi alakváltozás szükséges (d). Ezt fejezi ki a (6.4) összefüggés. Figyelembe véve egyrészt, hogy valamely adott összetételű ötvözet hőkezelési gyakorlata a már említett optimális mechanikai tulajdonságok elérésére törekszik, és ezért a kiválások f térfogathányada



6.1. ábra. A szívós törés fémfizikai modellje Ashbay (1974) szerint



6.2. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti és szerszámacélok szakadási valódi nyúlásának változása folyáshatárük függvényében

és L átlagos távolsága megváltoztatásának alapvető eszköze az ötvöztartalom változtatása, miközben a kiválások átlagos d mérete gyakorlatilag állandó marad; másrészt, hogy az ötvözet folyáshatára az Orován-féle összefüggés szerint $1/L$ értékével egyenesen arányos, a (6.4) összefüggés jó közelítéssel a folyáshatár reciprokának lineáris függvénye.

A 6.2. ábra meggyőzően szemlélteti a kiválásokkal keményített ferrites acélcsoportra a (6.4) összefüggés kielégítően pontos érvényességét. A 20°C -on mért valódi szakadási nyúlásra kapott korrelációs összefüggés:

$$\varepsilon_c = \frac{635}{R_{p0,2/20}} + 0,09. \quad (6.5)$$

Az időben és térben különböző gyártású acélokon mért adatok (Firth-Garwood, 1970; NRIM, 1978/79; Acél atlasz, 1971) együttes értékelésére tekintettel a korreláció kielégítően szoros: $r=0,974$.

Vagyis, a kiválásokkal keményített ötvözetek egyes csoportjaira az ε valódi szakadási nyúlásra a (6.6), és így a Z kontrakcióra a (6.7) összefüggés írható fel:

$$\varepsilon_c = A \cdot \frac{1}{R_{p0,2/20}} + B, \quad (6.6)$$

$$Z = 1 - \exp \left[- \left(\frac{A}{R_{p0,2/20}} + B \right) \right], \quad (6.7)$$

ahol A és B az ötvözetcsoporthoz érvényes korrelációs állandók.

Korábban egy kvalitatív elemzés már nyilvánvalóvá

tette, hogy a karbidokkal keményített ferrites szerkezeti és melegsízárd szerszámacélok K_{IC} törési szívóssága folyáshatárük függvényében jellegében a (6.7) szerint változhat (Lehofer, 1983), összhangban azzal a kísérleti tapasztalattal, miszerint a szakadási kontrakció és a K_{IC} között a korreláció lineáris, (Domonkos et al., 1981), azaz

$$Z = a \cdot K_{IC} + b. \quad (6.8)$$

A (6.7) és a (6.8) egyenlőségéből a K_{IC} törési szívósság anyagszerkezet-függésére a következő korrelációs összefüggést kapjuk:

$$K_{IC} = C - D \cdot \exp \left[- \left(\frac{A}{R_{p0,2/20}} + B \right) \right], \quad (6.9)$$

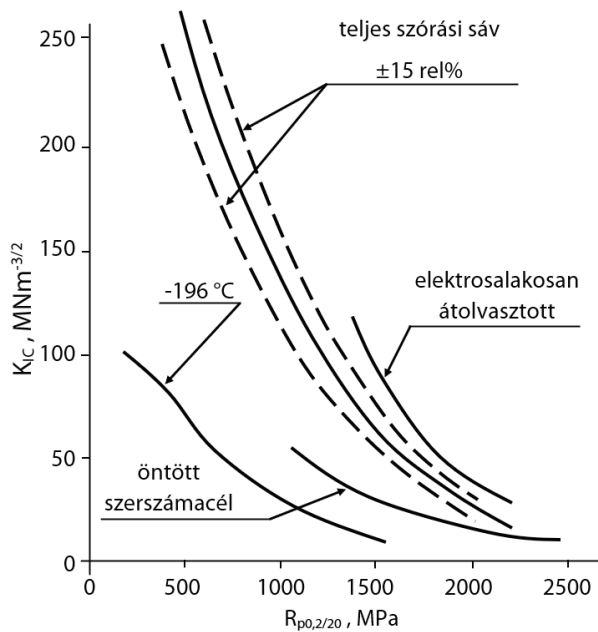
ahol A, B, C és D az ötvözetcsoporthoz érvényes korrelációs állandók: $D=1/a$ és $C=(1-b)/a$.

A (6.5) korrelációt felhasználva illesztettük a (6.9) összefüggést a különböző összetételű, stabil kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti és szerszámacélokon itthon és külföldön mért adatokra (Artinger et al., 1974; Firth-Garwood, 1970; Baker-Johnson, 1973; Eriksson, 1973). A korreláció kielégítően szoros: $r=0,993$. A ferrites acélok K_{IC} törési szívósságára 20°C -on a (6.10) összefüggés érvényes:

$$K_{IC/20} = 401 - 566 \cdot \exp \left[- \left(\frac{653}{R_{p0,2/20}} + 0,09 \right) \right]. \quad (6.10)$$

A folyáshatárt (MPa) egységben kell behelyettesíteni és a $K_{IC/20}$ értékét ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) egységben kapjuk. A korreláció a normál metallurgiai eljárásokkal gyártott, megfelelő melegalakítást követően kiválóan keményített állapotra hőkezelt acélok csoportjára érvényes. Ezt szemlélteti a 6.3. ábra, amelyből az is kitűnik, hogy az együtt értékelhető csoportok képzésekor a szívósságot befolyásoló járulékos fémtani kritériumokat is érvényesíteni kell! Nevezetesen, külön csoportot képeznek az öntött és hőkezelt acélok, mivel az inhomogén szerkezet és az eredeti ausztenit szemcsék határain dúsult vagy kivált szennyezők, illetve ötvözők következtében szívósságuk kisebb; valamint az elektrosalakosan átolvasztott, megfelelően átkovácsolt és hőkezelt acélok, mivel szívósságuk nagyobb, lévén a zárvány- és szennyezőtartalmuk lényegesen kisebb.

A hőmérséklet csökkenésével szerkezeti anyagink szívóssága – különösen a térben középpontos köbös rácsú szilárd oldat mátrixúaké – jelentősen csökken. A K_{IC} törési szívósságra vonatkozóan



6.3. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti és szerszámacélok K_{IC} törési szívósságának változása folyáshatárjuk függvényében

viszonylag kevés adat áll rendelkezésünkre. Ezért is nagy a jelentősége az egyes ötvözetcsoportokra hozzáférhető adatok, az ismertetett elvek szerinti, együttes értékelésének.

A 6.3. ábrán feltüntettük Pesek és társainak (1983) egy mikroötvöztött ferrites szerkezeti acélon -196°C -on mért K_{IC} értékeket. Látható, hogy ezek az értékek a 20°C -on mértékhöz képest lényegesen kisebbek, de a változás jellege, a másodlagos anyagszerkezet-jellemző, a 20°C -on mért folyáshatár függvényében azonos.

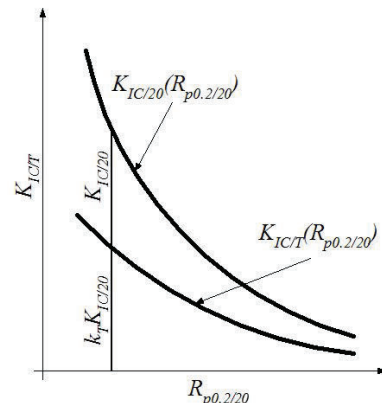
Értékelve a kiválásokkal keményített ferrites acélok csoportjában a különböző $T < 293\text{K}$ hőmérsékleteken mért $K_{IC/T}$ adatokkal meghatározható $K_{IC/T}(R_{p0,2/20})$ összefüggéseket – amelyeknek egymáshoz viszonyított helyzetét vázlatosan a 6.4. ábra szemlélteti – megállapítottuk (Lehofer, 2000), hogy azokra a (6.11) érvényes, amelyben a (6.12) definíció szerinti k_T a (6.13) szerint függ a hőmérséklettől; azaz 20°C -on ($T=293\text{K}$): $k_T=1$.

$$K_{IC/T}(R_{p0,2/20}) = k_T \cdot K_{IC/20}(R_{p0,2/20}), \quad (6.11)$$

$$k_T = K_{IC/T} / K_{IC/20}, \quad (6.12)$$

$$k_T = \exp[(T - 293)a]. \quad (6.13)$$

A ferrites acélcsoportra a (6.13)-ben szereplő állandó értéke: $a=0,01$.



6.4. ábra. A $K_{IC/T}(R_{p0,2/20})$ függvények lefutásának egymáshoz viszonyított menete

Ezzel rendelkezésre áll a tervezőnek, az állapotellenőrzést végző anyagvizsgálónak a kiválásokkal keményített ferrites acélok csoportjára érvényes, fémfizikailag megalapozott $K_{IC/T}(R_{p0,2/20})$ korrelációs összefüggés, amelynek felhasználásával a szerkezeteken roncsolásmentes vizsgálatokkal kimutatott anyaghiányok veszélyessége az ismert törésmechanikai módszerekkel megítélhető. Sőt, megoldható a mindmáig csak a szerkezet anyagán mért Charpy-féle átmeneti hőmérséklettel nehezen kezelhető feladat is: megbízhatóan becsülhető az anyagcsoportba tartozó acélszerkezetek kritikus üzemi hőmérséklete is!

6.1. Szerkezetek kritikus üzemi hőmérsékletének becslése

Szerkezeteink biztonságos üzemeltetéséhez a kritikus üzemi hőmérsékletük ismerete sok esetben alapvető jelentőségű a tervezés, a gyártás és az állapotellenőrzés során a szerkezet minőségi követelményeinek – köztük a megengedhető anyaghiányok méreteinek – a meghatározásához.

A kritikus üzemi hőmérséklet meghatározásához, vagy legalábbis kielégítő becsléséhez, ismernünk kell

- a szerkezet igénybevitelét az állandósult és az átmeneti (indítás, leállítás) üzemi viszonyok között, beleértve természetesen a hőmérsékletet is;
- a szerkezet igénybevétele szempontjából kiemelt szelvényeiben meglévő és roncsolásmentes vizsgálattal kimutatható anyaghiányokat (típusát, helyét és méreteit) és a hozzájuk rendelhető feszültségállapotot, illetve törésmechanikai jellemzőt (pl. a K_I feszültségintenzitási tényező) értékét;

- a szerkezet anyagának állapotát, anyagszerkezetét és az igénybevétellel szembeni ellenállását jellemző mechanikai tulajdonságait.

Az első két csoportba soroltak ma már a korszerű vizsgálat- és mérés technikával, illetve a végelemmódszerrel kielégítően pontosan meghatározhatók, míg a harmadik, az anyag mechanikai tulajdonságainak teljeskörű rendelkezésre állásához az anyagcsoportos értékelés jelen tanulmány tárgyát képező módszere adhat fémfizikailag megalapozott segítséget.

Mivel az előzők alapján a kiválásokkal keményített ferrites szerkezeti acélokra rendelkezésünkre állnak a $K_{IC/T}(R_{p0,2/20})$ korrelációs összefüggések, ezért a $K_I < K_{IC}$ elv alapján minősíthető igénybevételi esetre ismertetjük a szerkezet kritikus üzemi hőmérséklete meghatározásának menetét (Lehofer, 2000):

1. A szerkezet megfelelően hőkezelt anyagán szakítóvizsgálattal meghatározzuk 20°C -on az $R_{p0,2/20}$ folyáshatár várható értékét, amellyel – ha nincs vizsgálati adatunk – a szerkezet anyagára érvényes (6.9) összefüggéssel [ez a ferrites acélokra a (6.10)] kiszámítjuk a $K_{IC/20}$ törési szívósság várható értékét.
2. Kimutatjuk roncsolásmentes vizsgálattal a szerkezetben lévő anyaghiányokat vagy feltételezünk ilyeneket és kiszámítjuk a szerkezet igénybevételéből a hozzájuk rendelhető K_I értékeket, majd ezek legnagyobb értékével a k_T tényező $k_T = (K_I)_{\max} / K_{IC/20}$ értékét.
3. A k_T így kiszámított értékével, a szerkezet anyagára érvényes (6.13) összefüggésből meghatározzuk a szerkezet $(K_I)_{\max}$ értékéhez tartozó kritikus hőmérsékletet, azaz

$$T_{krit} = (\ln k_T) / a + 293 \quad (6.14)$$

(ferrites acélokra $a=0,01$).

Ezen a hőmérsékleten

$$(K_I)_{\max} < K_{IC/T_{\bar{u}}} ,$$

azaz a szerkezet biztonságos üzemeltetése érdekében a $T_{\bar{u}}$ üzemi hőmérséklet nagyobb kell legyen a T_{krit} hőmérsékletnél, hogy teljesüljön a feltétel:

$$(K_I)_{\max} < K_{IC/T_{\bar{u}}} . \quad (6.15)$$

Ha a szerkezet $T_{\bar{u}}$ üzemi hőmérséklete kisebb, mint az (6.14) szerint számított T_{krit} hőmérséklet, akkor a szerkezet kritikus méretű anyaghiányait (hibáit) ki kell javítani, vagy a szerkezet igénybevételét kell lecsökkenteni (már ha erre mód van).

7. Fémszerkezetek üzemelésre alkalmassága és várható üzemi élettartama

7.1. Előzmények

Kiemelt társadalmi igény, hogy a civilizált közösségek számára nélkülözhetetlen termékeket előállító és szolgáltatásokat nyújtó, de potenciálisan veszélyes technológiai (például: olajfinomító, energiatermelő) rendszereket kiszolgáló különböző fémszerkezetek, például nyomástartó edények és csővezetékek, kazánszerkezetek, reaktortartályok, üzemben tartása biztonságos és környezetbarát legyen, mégpedig gazdaságosan.

A különböző fémszerkezetekben anyagfolytonossági hibák (mint például repedések és hegesztési hibák) mind gyártáskor mind pedig üzemelés közben is keletkezhetnek. Ezek egy része biztonságunk szempontjából kifejezetten veszélyes is lehet. Akár egyetlen alkatrész meghibásodása is emberi életet fenyegethet és veszélyeztetheti a környezetet. Ezzel ellentétben bizonyos hibák a szerkezetben megtűrhetők egész élettartamuk során anélkül, hogy veszélyes meghibásodást okoznának. Az ilyen hibák kijavítása gazdaságilag sem kifizetődő és javításuk újabb hibák kialakulásához is vezethet.

Szerkezetek üzemelésre alkalmasságának (Fitness-for-Service – FFS) értékelésére kialakult, törésmechanikai elveken nyugvó módszerek lehetővé teszik – a korszerű roncsolásmentes vizsgálati és mérési módszerekkel kimutatott – anyagfolytonossági hibák veszélyességének a megítélését és a megfelelő döntés meghozatalát a szerkezetek további üzemeltetéséről, javításáról, cseréjéről vagy selejtezéséről. Bár napjainkban több ilyen értékelési eljárás is létezik (például: API 579, BS 7910), szükség van egységes európai eljárási rend és nem utolsósorban egy európai szabvány (CEN) kidolgozására. Ennek az igénynek a kielégítésére szerveződött egy európai hálózat, a FITNET (Fitness-for-Service Network – Üzemelésre Alkalmasság Hálózat), amely 2002 februárjában kezdte meg tevékenységét. Munkájukat részben az Európai Unió 5. Kutatási keretprogramja finanszírozza, és a németországi GKSS kutatóintézet koordinálja. Európa 16 országából, valamint Japánból, az Egyesült Államokból és Dél-Koreából egyetemi-, kutatóintézeti- és ipari szakértők – összesen mintegy hatvanan – vesznek részt a hálózat munkájában és járulnak hozzá a korábban kidolgozott eljárásaikkal, ipari tapasztalataikkal és az azokat kiegészítő kutatásaik újabb eredményeivel az egységes eljárási rend kidolgozásához.

A FITNET projekt alapvető feladatának tartja a jelenleg létező értékelési eljárások felülvizsgálatát a törés, fáradás, kúszás és korrózió gyűjtőfogalmak, mint modul címek szerint rendezve, illetve az üzemelésre alkalmassággal összefüggő kiegészítő kutatások koordinálása.

Az EU új tagállamai közül Csehország, Lengyelország, Szlovénia és Magyarország is részt vesz a FITNET munkájában. Hazánkban a Bay Zoltán Kutatási Alapítvány Logisztikai és Gyártástechnikai Intézet (Bay-Logi) csatlakozott ehhez a szakmai hálózathoz elsősorban a Szerkezetintegritási Osztály munkatársainak közreműködésével.

A fémszerkezetek üzemelésre alkalmassága megítélésének és üzemi élettartama meghatározásának módszereit a FITNET program 3. szemináriumán (Miskolc, 2005. október 19-21.) elhangzottak figyelembevételével foglaljuk össze (Lehofer, 2005).

7.2. Az üzemelésre alkalmasság megítélésének módszerei

Szerkezetek üzemelésre alkalmasságának értékelésére kidolgozott módszerek – a program értelmezése szerint – a hegesztéssel vagy a nélkül gyártott fémszerkezetekre vagy egyes elemeire vonatkoznak, amelyekben ismert helyzetű, valós (roncsolásmentes módszerekkel kimutatott) vagy feltételezett alakú és méretű anyagfolytonossági hibák vannak, és amely szerkezeteket meghatározott igénybevételnek kitéve üzemeltetnek.

Az értékelési módszerek tükrözik korunk kísérletekkel és ipari tapasztalatokkal alátámasztott műszaki tudományos elveit, és alkalmasak az egységes szemléletű gyakorlatot elősegítő szabványok kidolgozására. A módszerek felhasználhatók a fémszerkezetek tervezéséhez – anyagválasztás, ellenőrzés a feltételezett hibákkal –, gyártásuk során a nem kívánt hibákat lehetőleg elkerülő technológiák megválasztásához, a minőségbiztosítás követelményeinek a kidolgozásához és teljesülésük ellenőrzéséhez, és nem utolsósorban üzemelésre alkalmasságuk megítéléséhez az első üzembe helyezéskor és – a kockázat alapú karbantartás részeként – az időszakos állapotellenőrzés észleléseinek értékeléséhez, szem előtt tartva a biztonságos és környezetbarát üzemvitel társadalmi igényeit.

A fémszerkezetek várható élettartamát az igénybevételüktől függő anyagszerkezeti károsodások időben változó folyamatai határozzák meg alapvetően. Szerkezetek üzemelésre alkalmasságának értékelő módszereit (a továbbiakban: FFS módszerek) ezek-

nek a károsodási folyamatoknak alapvető sajátosságai alapján, négy, ún. modulban tárgyalja a program, mégpedig: törés, fáradás, kúszás és korrózió megnevezéssel. Ezek mindegyike bemenő információként kezeli:

- a károsodás mechanizmusát, megjelenési formáit;
- az elemzés tárgyát képező szerkezet geometriáját, méreteit;
- az üzemvitel feltételeit, az ún. elsődleges igénybevétel történetét lehetőleg feszültség-elemzéssel (a geometria, pl. bemetszés, hatására is kiterjedően) alátámasztva; de az ún. másodlagos igénybevételt is, külön tekintettel a gyártásból, a szerelésből (pl. hegesztés) eredő és visszamaradó feszültségekre; továbbá az üzemvitel, a technológia korrózióra hajlamosító feltételeit;
- a valós (roncsolásmentes módszerekkel kimutatott) és a feltételezett anyagihiányok jellemzőit: hely, típus [repedés(szerű), térfogati], alak, méret és a főfeszültséghez képesti irányítotttság;
- az értékeléshez szükséges anyagtulajdonságokat, még a környezeti hatásokkal szembeni, pl. korrózióállóság, anyagjellemzőket, illetve a szerkezet felületi kikészítésére (pl. érdesség) és védelmére (pl. bevonat) vonatkozó információkat is.

Az egyes modulokon belül az üzemelésre alkalmasság megítélésére különböző, de egymásra épülő értékelési eljárásokat (szinteket) ajánlanak az értékeléshez szükséges bemenő adatok minőségétől és mennyiségétől függően. De, ha a viszonylag kevés információra alapozott eljárási szinten nyert konzervatívabb eredmény alapján a szerkezet üzemvitelre alkalmas, akkor a magasabb szintű, kevésbé konzervatív eredményt adó eljárás szerint is az. Fordítva viszont ez nem igaz, azaz, ha az alacsonyabb szintű eljárás szerint a szerkezet üzemelésre nem alkalmas, akkor a részletesebb vizsgálatra alapozott bemenő adatokkal dolgozó, magasabb szintű eljárás szerint ugyanaz a szerkezet üzemelésre alkalmas lehet. Ez lehetőséget ad a kockázat alapú karbantartási rendszert alkalmazóknak arra, hogy az értékelés alá vont szerkezet biztonsági kockázatának ismeretében döntést hozzanak a magasabb szintű értékelés alkalmazásáról, amelyhez viszont csak nagyobb idő- és költségigényű vizsgálatokkal nyerhetők az értékeléshez szükséges bemenő adatok.

Természetesen a valóság esetenként átlépi az osztályba sorolásunk szempontjait. Ezért az egyes

modulok FFS módszereinek használata előtt alapvető jelentőségű az anyaghiányok keletkezési okainak a meghatározása anyagvizsgálati módszerekkel – az igénybevétel és a környezeti hatások figyelembevételével, pl. a repedés anyagfáradás vagy interkristallin korrózió következménye-e. A modulok közötti átjárhatóság ezen alapul.

A modulokban közölt értékelési eljárások a szerkezetek anyagát tekintve az ötvöztelen és ötvözött szerkezeti acélok teljes körére, valamint a szerkezeti alumínium ötvözetekre (így a kiválóan keményedő szerkezeti acélokra és alumíniumötvözetekre is) érvényesek, beleértve a hegesztésükhöz használt anyagokat, figyelembe véve a hegesztéssel járó, az alapanyagtól eltérő tulajdonságokat is. Ez utóbira bevezették a varratanyag (w) és az alapanyag (B) folyáshatárának viszonyát: $M = R_{p0,2/20} / R_{p0,2/20/B}$ és ha $M < 0,9$ vagy $M > 1,1$ akkor módosul az értékelés. Viszont a modulok nem alkalmasak a szerkezetek képlékeny összeomlása feltételeinek a meghatározására.

Mivel a fémszerkezetekben és elemeikben az igénybevételük okozta károsodási folyamatok mechanizmusai alapvetően hőmérsékletfüggők, ezért üzemi hőmérsékletüket anyaguk olvadáspontjához viszonyítva értelmezzük. Normálnak tekintjük az üzemi hőmérsékletet, ha $T_{üzemi} < 0,4 \cdot T_{melt}$ (K), illetve növeltnek tekintjük az üzemi hőmérsékletet, ha $T_{üzemi} \geq 0,4 \cdot T_{melt}$ (K), (azaz amikor a szerkezet anyagának kúszása már nem hanyagolható el).

7.3. Normál hőmérsékleten üzemelő fémszerkezetek állapotértékelése

Ezek a hegesztéssel vagy a nélkül gyártott fémszerkezetek környezeti atmoszférában és hőmérsékleten vagy attól mérsékelten eltérő hőmérsékleten üzemelnek (a szerkezet anyagának kúszása elhanyagolható). Igénybevételük kvázi statikus vagy ciklikusan változó, illetve ingadozó.

7.3.1. Kvázi statikusan terhelt fémszerkezetek állapotértékelése

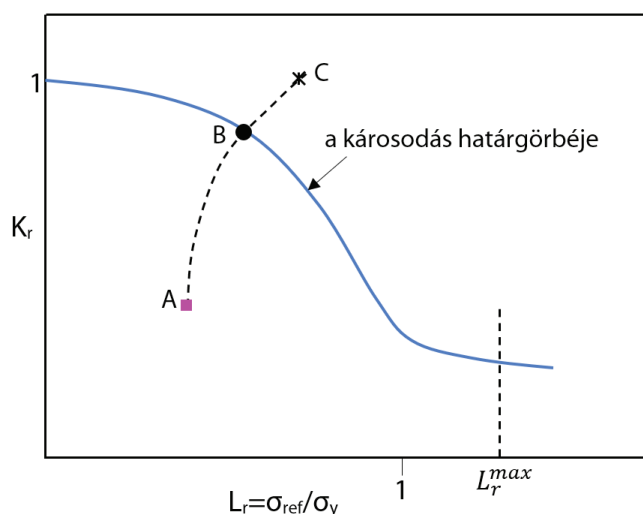
A roncsolásmentes módszerekkel kimutatható repedésszerű hibá(ka)t tartalmazó fémszerkezetek üzemelésre alkalmassága megítélésének alapelve – a FITNET Fracture (Törés) modulja szerint – az, hogy a szerkezet törését az fogja okozni, hogy a kvázi statikus terhelés hatására a repedés növekedésnek indul, mivel a repedés csúcsának környezetére jellemző törésmechanikai paraméterek

(a K_I feszültségintenzitási tényező, vagy a J -integrál, a δ repedéscsúcs kinyílása) értékei meghaladják a szerkezet anyagára jellemző kritikus értéket. A javasolt módszerekkel a meglévő, ismert alakú, méretű repedés kritikus méretre növekedésének feltételei is meghatározhatók.

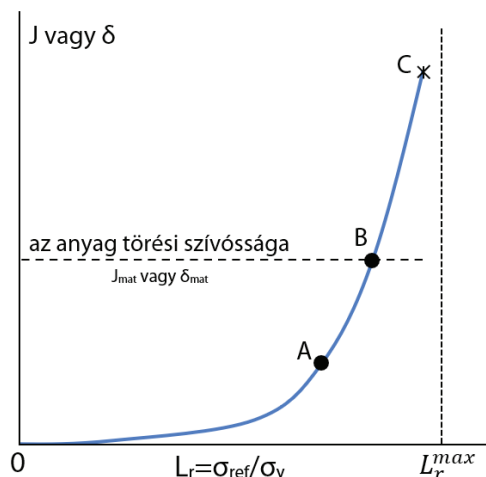
A javasolt módszerek a rugalmas-képlékeny törésmechanika két egyenértékű megoldásra vezető eljárásán alapszanak, nevezetesen:

- a károsodás-értékelő diagram (failure assessment diagram) – a FAD eljárás. Ez egy dimenzió nélküli károsodási határgörbe, amely a repedéscsúcs terhelésére és az anyag repedésterjedéssel szembeni ellenállására jellemző, lineárisan rugalmas feszültségintenzitási tényezők hányadosának, a $K_r = K_I / K_{IC}$ értékének változása a repedéssel rendelkező szerkezet képlékenységre jellemző, a referencia feszültség és a folyáshatár viszonyszám, az $L_r = \sigma_r / \sigma_y$ függvényében (7.1. ábra); illetve
- a repedés hajtóerejét elemző (crack driving force) – CDF eljárás, amely ugyancsak az L_r paraméter függvényében vizsgálja a repedéscsúcs igénybevételére jellemző törésmechanikai paraméter (a J -integrál, vagy a δ , ill. CTOD repedéscsúcs kinyílása – crack tip opening displacement) értékét (7.2. ábra).

Mindkét eljárás szerint: amíg a repedt keresztmetszet üzemi pontja a repedéscsúcs növekvő terhelése ellenére a károsodási határgörbe (7.1. ábra), illetve az anyag repedéssel szembeni ellenállására jellemző J_{matr} vagy δ_{mat} értékek alatt (7.2. ábra) marad, addig a szerkezet üzemelésre alkalmas állapotban van.



7.1. ábra. A FAD eljárás hibaértékelési elve: a szerkezet állapota A) üzemelésre alkalmas; B) határeset; C) üzemelésre nem alkalmas



7.2. ábra. A CDF eljárás hibaértékelési elve: a szerkezet állapota A) üzemelésre alkalmas; B) határeset; C) üzemelésre nem alkalmas

Az alsó és felső folyáshatárral, illetve a Lüders-vonalak megjelenésével jellemzett ötvözetlen szerkezeti acélok esetében az L_r paraméter értékét az acél alsó folyáshatárával számítják ki. A hegesztett kötésben lévő repedések értékelésénél a módszer figyelembe veszi a heganyag és az átmeneti zóna alapanyagtól eltérő mechanikai tulajdonságát.

7.3.2. A fáradásra igénybe vett fémszerkezetek állapotértékelése

A ciklikusan változó vagy ingadozó igénybevétellel terhelt fémszerkezetek üzemelésre alkalmasságának megítélése – a FITNET Fatigue (Fáradás) modula szerint – attól függ, hogy a szerkezet tartalmaz-e anyagfolytonossági hibá(ka)t vagy sem.

- a) Ha a szerkezet nem tartalmaz roncsolásmentes módszerekkel kimutatható anyagfolytonossági hibákat, akkor az elemzés célja meghatározni a szerkezet kritikus keresztmetszeteiben a fáradás okozta lineáris károsodás-halmozódás mértékét (D), mégpedig a Palmgren-Miner-elv szerint:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i}, \quad (7.1)$$

ahol k a terhelési spektrum-blokkok száma a szerkezet szükséges élettartama alatt, N_i az i -edik terhelési spektrumblokkhoz tartozó, ciklusszámban kifejezett élettartam, amely terhelési blokk a szerkezet szükséges élettartama alatt n_i ciklusszámmal fordul elő.

Ehhez a vizsgált keresztmetszetekre vonatkozóan meg kell határozni a fárasztó igénybevételnek megfelelő kifáradási élettartam

Wöhler-görbéit. A terhelés összetettségétől függően ehhez három elemző programot dolgoztak ki, mégpedig:

- › 1. programút: fáradáselemzés a névleges feszültségekkel;
- › 2. programút: fáradáselemzés a feszültséggyűjtő bemetszések figyelembevételével;
- › 3. programút: fáradáselemzés a helyi, nem-lineáris feszültség-alakváltozás alapján, azaz kisciklusú fáradás a Manson-Coffin-összefüggéssel értékelve.

E programok kidolgozásánál két tervezési filozófiát vettek figyelembe:

- › A tervezett élettartam alatt az igen nagy számú igénybevételi ciklus után sincs figyelemre méltó károsodás-halmozódás, azaz a kifáradási határ megállapításának esete.
 - › Az üzemi fárasztó igénybevétel feszültség- és igénybevételi ciklusszám-tartományában károsodáshalmozódással kell számolni.
- b) Ha valós vagy feltételezett anyagfolytonossági hibák vannak a szerkezetben, akkor az elemzés célja meghatározni vagy a repedés(szerű) hiba kritikus méretre növekedésének lehetőségét (4. programút), vagy a térfogatszerű hiba viselkedését meghatározva végül is a szerkezet várható kifáradási élettartamát.

Ha a repedés(szerű) hiba nem a hegesztési kötésben van, akkor a program a repedésterjedés sebességét a (7.2) alakú Forman-Mettu-féle összefüggéssel számolja [IIW doc. XIII-1539-96] és a NAGRO szoftvert [IIW doc. XIII-1819-00] használja.

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q}, \quad (7.2)$$

ahol C , n , p és q anyagállandók, f a kinyílás és a maximális feszültségintenzitási tényező hányadosa, R a feszültség-hányados (aszimmetria tényező) és K_{th} a feszültségintenzitási tényező küszöbértéke.

Ha a (7.2) összefüggés nem használható, illetve a repedés a hegesztett kötésben van, akkor a Paris-féle összefüggéssel számolnak:

$$\frac{da}{dN} = A \Delta K^m, \quad (7.3)$$

ahol, A és m állandók az anyagtól, a környezeti és alkalmazási feltételektől függően, beleértve, hogy a repedés a hegesztett kötésben van és

visszamaradó feszültségek is terhelik. Az eljárás a BS 7910 szabványt követi.

Ha a repedéscsúcsra számított ΔK értéke alatta van a küszöbértéknek, akkor a repedésterjedés elhanyagolható. A (7.3) differenciálegyenletet integrálva meghatározható a valós vagy feltételezett repedés kritikus méretűvé növekedéséhez tartozó, cikluszszámban kifejezett élettartam.

A térfogati hibákat (pórusokat, nagyobb salakzárványokat) az 5. programút vagy a 4. szerint kezeli és konzervatív eredményt ad; vagy azt vizsgálja, hogy az adott méretű és alakú hibával a szerkezet a fásasztó igénybevétel alatt az instabil töréssel szemben még ellenálló marad-e.

7.4. Növelt hőmérsékleten üzemelő fémszerkezetek állapotértékelése és élettartama

A hegesztéssel vagy a nélkül gyártott, növelt hőmérsékleten kvázi statikusan kúszásra, illetve kúszófarasztással terhelt fémszerkezetek állapotértékelése és várható élettartamuk becslése mind az üzemvitel biztonsága, mind a gazdaságos üzemeltetés és a kockázat alapú karbantartás szempontjából kiemelt társadalmi jelentőségű műszaki feladat, amelynek szakszerű, nemcsak az érvényes hatósági előírásokat kielégítő, elvégzése összehangolt tervező-, üzemeltető- és anyagmérnöki munkát igényel.

Az élettartambecslés annál pontosabb, minél megbízhatóbban ismerjük

- a szerkezeti elemek anyagainak beépítésük állapotára jellemző anyagszerkezetét és mechanikai tulajdonságait;
- a szerkezeti anyagok viselkedését, károsodásának mechanizmusait az állandó és az időben változó mechanikai és hőigénybevétel hatására;
- a szerkezeti elemek kritikus keresztmetszeteiben ébredő tényleges igénybevételek időbeni változásait;
- a szerkezet és elemeinek általános állapotát és annak megváltozását az üzemidő függvényében; azaz a kezdeti (nullszintű) és az időszakos állapotellenőrző (roncsolásmentes és laboratóriumi) vizsgálatok eredményeit, beleértve a szerelési hegesztések minőségét és hőkezelési állapotát, továbbá az egyéb károsodások, mint revésedés, korrózió, abrázio mértékét.

A felsoroltak ismeretének a mértéke mind általában, mind az egyes erőműi, vegyipari stb. szerkezetekre vonatkozóan – építésük időpontjától is függően – különböző, ezért az élettartambecsléshez

alkalmazott vizsgálati és értékelési rendszerek is különbözők.

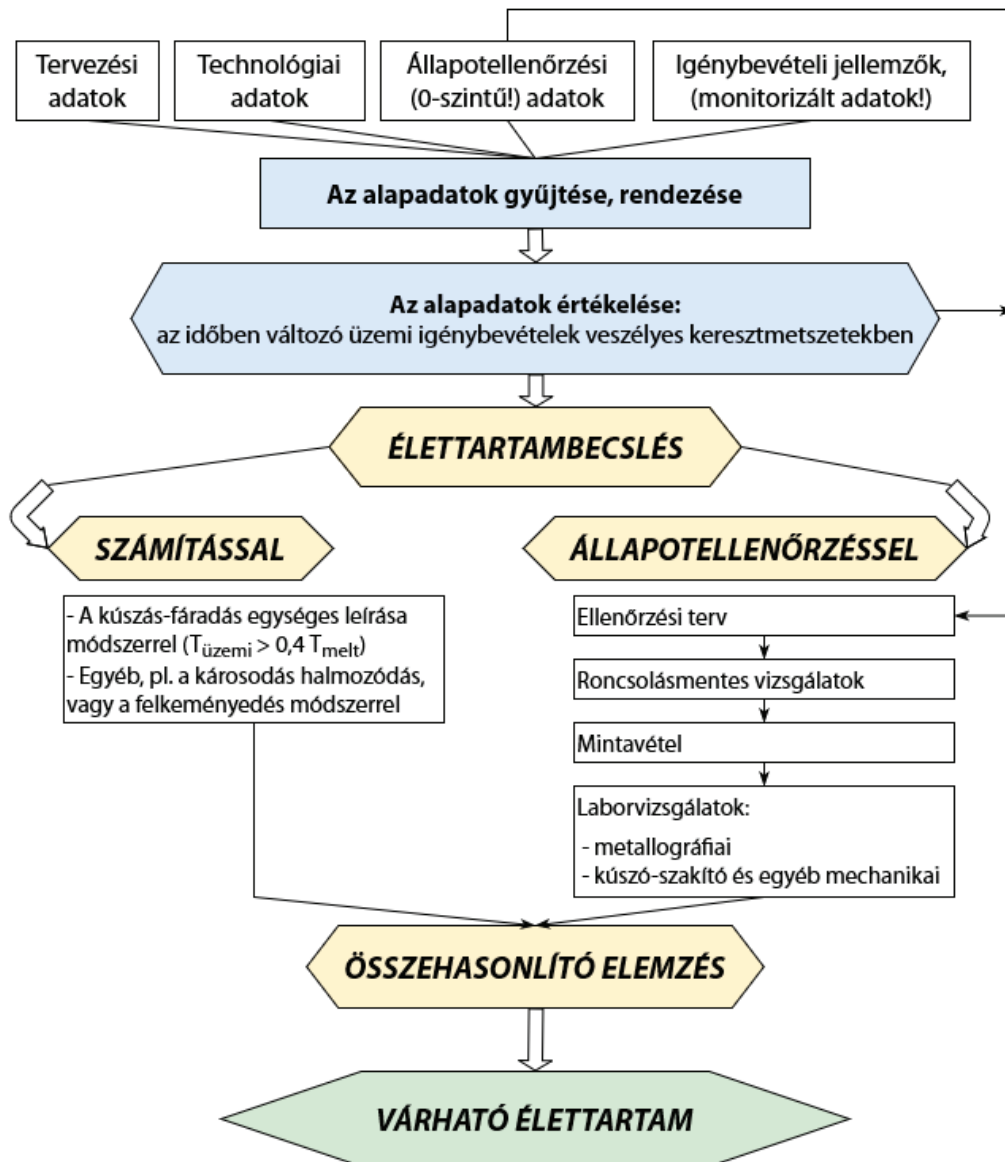
Amikor például a kazánszerkezet anyagának beépítési tulajdonságai és tényleges üzemi igénybevételének története nem kellően ismert, – amint ez a régebbi építésű erőműveknél gyakori –, akkor az élettartambecslés a szerkezeti elemből időszakonként kivett anyagminták összehasonlító mechanikai és anyagszerkezeti vizsgálatán alapszik, kiegészítve a roncsolásmentes állapotellenőrzés eredményeivel. Hazánkban is az első élettartambecslést ilyen összehasonlító anyagvizsgálatokkal végezték (Lehofer, 1965). Az Erőkar Anyagvizsgáló Laboratórium által 1965-ben bevezetett és folyamatosan fejlesztett állapotellenőrzési rendszer lényeges elemei a kiindulási és az időszakonként kivett anyagminták összehasonlító vizsgálata, a szerkezeti elemek időszakos roncsolásmentes vizsgálata és a gővezetékek feltágulásának mérése, valamint a különböző kárestetek tanulságainak hasznosítása (Süle-Katona, 1979; Rittinger, 1995). Mivel a növelt hőmérsékleten üzemelő fémszerkezetek anyaga alapvetően relatív stabil állapotra hőkezelt, kiválásokkal keményített acél vagy fémötvözet, ezért e témakört is erre figyelemmel tárgyaljuk.

A fémszerkezet várható élettartama a 7.3. ábra szerint egymásra épülő, illetve egymást kiegészítő tevékenységek eredményeinek összehasonlító értékelésével határozható meg. Az alaplépések tartalmi lényege a következő:

- **Az alapadatok értékelése**

Alapadatnak tekintjük a fémszerkezet élettartambecslés alá vont elemeinek

- › *tervezési adatait*, mégpedig: az elem alakját, méreteit, választott minőségű és állapotú anyagát, a méretezéséhez figyelembe vett igénybevételeket, anyagjellemzőket és módszereket, valamint a kiviteltre vonatkozó tervezői előírásokat;
- › *kiviteli technológiai előírásait*, különös tekintettel a helyszíni szerelésre: az elemek rendszerbe illesztésére, a hegesztett kötések létesítésére és hőkezelésére vonatkozókat;
- › *minőségbiztosítási előírásait és azok teljesülését*, az állapotellenőrzés ún. nullszintű és az üzembe helyezést követően már elvégzett (ha volt), illetve időszakonként elvégzendő mérési és vizsgálati módszereit és eredményeit;
- › *tényleges üzemi igénybevételét jellemző tényezők időbeni változásait*.



7.3. ábra. Az élettartambeclsés összetett, egymásra épülő tevékenységsora

Az alapadatok értékelésének célja az élettartambeclsés alá vont elemek valós alakjának és méreteinek, valamint tényleges üzemi igénybevételének figyelembevételével a véges elem-módszerrel meghatározni az elemek veszélyes keresztmetszeteit és az azokat terhelő állandósult, illetve átmeneti $[T(t), \sigma_r(t)]$ igénybevételeit (a $\sigma_r(t)$ a háromtengelyű feszültség-állapottal egyenértékű egytengelyű redukált vagy referencia feszültség). Ha az állandósult $T(t)$ hőmérséklet-ingadozás, akkor célszerű az állandósult $[T(t), \sigma_r(t)]$ igénybevételt egyenértékű $[T_m \text{ állandó}, \sigma'_r(t)]$ mechanikai igénybevétellel átszámítani a $T(t)$ állandó T_m középhőmérsékletével a kúszássebesség-növekmények egyenlősége alapján (lásd a 3.2. alfejezetben).

• Élettartambeclsés

- › számításal, az ellenőrzés alá vont elemek veszélyes keresztmetszeteinek igénybevételeivel, mégpedig a $T_{üzemi} \geq 0,4 \cdot T_{melt}$ (K) esetben, ha a felkeményedés-megújulás dinamikus egyensúlyi feltételei teljesülnek, a kúszás-kifáradás egységes leírási módszerrel (lásd a 3. fejezetben), míg ettől eltérő esetekben a károsodás halmozódás egyéb módszereivel;
- › állapotellenőrzési módszerek együttes alkalmazásával, mégpedig az előzetesen, a nullszintű és azt követő (ha volt már) állapotellenőrzések eredményeinek, valamint az elemek veszélyes keresztmetszeteinek figyelembevételével elkészített ellenőrzési

terv szerint. Hangsúlyos a roncsolásmentes módszerek rendszerbe szervezett alkalmazása: a méretellenőrzés (a falvastagság és csöveken a feltágulás mérése); a felület állapotának, illetve repedéseinek vizuális, mágnesezhető poros vagy festékbehatolós vizsgálat; az anyaghiányok kimutatása ultrahangos és szükség szerint, radiográfiai módszerrel; az anyagszerkezet állapotának, a károsodás, a kristályhatármenti üreg-, üregfűzér- és mikrorepedés-képződés mértékének meghatározása a helyszínen, közvetlen, vagy a replikatechnikával készített lenyomaton közvetve elvégezhető mikroszkópos vizsgálattal. Mindezekkel kijelölhetők a roncsolásos laboratóriumi vizsgálatokhoz szükséges jellemző anyagminták is, amelyeken kúszószakító vizsgálattal (lásd a 2.4. alfejezetben) – a beépítési állapottal összehasonlítva – a szerkezeti elem maradék élettartama is becsülhető, továbbá anyagszerkezeti és egyéb mechanikai vizsgálatokkal az anyag károsodásának mértékéről tájékozódhatunk.

merőleges kristályhatárokon (Dyson-McLean, 1972). Mind az élettartam kimerülés, mind az élettartam-becslés szempontjából fontos módszer a szerkezeti anyag beépített állapotú, illetve meghatározott időtartamú üzemi igénybevételnek kitett állapotú mintáinak összehasonlító mechanikai vizsgálata. Az üzemi átlagos hőmérsékleten végzett összehasonlító kúszó-szakító vizsgálat idő- és költségigénye a legkisebb, ugyanakkor a kúszás-kifáradás egységes leírásán alapuló közvetlen számítási módszerrel szemben nem igényli az üzemi igénybevétel részletes ismeretét, illetve segítségével a számítás eredménye is ellenőrizhető.

7.4.1. A maradék élettartam becslése a törési kritérium alapján

A $T_{üzemi} > 0,4 \cdot T_{melt}$ (K) hőmérsékleteken, de a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományán belül a Monkman-Grant-törési kritériumból, a (2.2) összefüggésből levezethető (Lehofer, 1974) az ún. élettartam-hányados károsodás-halmazódási szabály. A teljes tönkremenetelkor az r_t értéke egy-

$$r_t = \sum_{i=1}^n \frac{t_i}{t_{B_i}} = 1; \text{ vagy általánosan: } r_t = \int_0^{t_s} \frac{dt}{t_B[\sigma(t), T(t)]} = 1. \quad (7.4)$$

- **A fémszerkezet várható élettartamának meghatározása** az élettartambecslés számított és állapotellenőrzési eredményeinek összehasonlító elemzésén alapul. Továbbá, a kockázat alapú karbantartás szempontjait érvényesítve a szükséges intézkedések és ezek ütemezett végrehajtása is meghatározható.

Jól működő kockázat alapú karbantartási rendszert feltételezve az élettartambecslés megbízhatóságát alapvetően a tényleges üzemi igénybevétel és hatására a szerkezeti anyag viselkedésének, kimerülésének az ismerete határozza meg. E tekintetben jelentős a szerkezet elemein célszerűen kialakított mérőhelyeken a kúszási alakváltozás mértékének és sebességének a követése (csöveken a feltágulás mérése), valamint a károsodás mértékének időszakos ellenőrzése mikroszkópos közvetlen vagy replikatechnika módszerrel. Ugyanis, a területegységre eső mikroüregek száma a kúszási alakváltozás lineáris függvénye az állandósult kúszási szakaszon, kb. az élettartam 3/4-éig, míg a kúszás ún. harmadik szakaszában a töréshez vezető károsodási folyamat eredményeként megjelennek az üregfűzések és a mikrorepedések a húzó főfeszültségek irányára

ahol t_i egy adott $[\sigma(t), T(t)]$ igénybevételen eltöltött idő és t_{B_i} ezen igénybevételhez tartozó törési élettartam; n a különböző, az anyag t_s üzemi élettartama alatt előforduló igénybevételek száma.

A szerkezeti elem üzemi igénybevétele ismeretének mértékétől függően, a (7.4) összefüggést felhasználva, a szerkezeti elem maradék élettartama az alábbiak szerint határozható meg:

- a) Ha a szerkezeti elem igénybevételének története megbízhatóan ismert, azaz a szerkezeti elem kritikus keresztmetszeteiben ismertek a $[\sigma(t), T(t)]$ függvények, továbbá ismert az anyag beépítési állapota, akkor a 3. fejezetben tárgyalt, a kúszás és a fáradás egységes leírásával levezetett összefüggésekkel meghatározhatjuk a szerkezet várható t_s élettartamát; illetve valamely t üzemidő alatt elszennvedett élettartam-kimerülésének a mértékét a (7.4) összefüggéssel. Sőt, a további üzemvitel célszerű módosítására tett feltevésekkel végzett számításokkal meghatározható, az egyéb szempontokat is érvényesítve, a kívánt élettartam-módosítás feltételei; például a felújítás időpontjának a kitolásához, vagy

egy kényszerű üzemmód változáshoz, pl. az erőmű csúcsra járatásához szükséges feltételek.

Természetesen a megalapozott döntéshez szükségesek a szerkezet általános állapotára vonatkozó ismeretek, melyeket a nullszintű és az időszakos roncsolásmentes vizsgálatok szolgáltatnak.

- b) Ha az üzemi igénybevétel pontosan nem ismert, de rendelkezésünkre áll a szerkezeti elem anyagának beépítési állapotából (0 index) és t_1 üzemidő utáni állapotából (1 index) mintadarrab, akkor a (7.1) alapján írható:

$$\frac{t_1}{t_s} + \frac{t_{B_1}}{t_{B_0}} = 1, \quad (7.5)$$

ahol t_{B_0} az anyag beépített és t_{B_1} a t_1 üzemidő utáni állapotban célszerűen megválasztott, de azonos és állandó (T, σ) igénybevétel mellett kúszásvizsgálattal – kellő számú méréssel (lásd az F4. pontban) –, vagy kúszószakító vizsgálattal (lásd a 2.4. alfejezetet) meghatározott élettartama; t_s az ismeretlen üzemi igénybevételhez tartozó élettartam. Ha a szerkezet üzemvitele és így a szerkezeti elem igénybevétele is a t_1 üzemidőt követően sem változik, akkor a maradék élettartamra írható:

$$t_r = t_s - t_1. \quad (7.6)$$

Kifejezve a t_s élettartamot a (7.5)-ből és beírva (7.6)-ba, a maradék élettartamot a következő (7.7) kifejezéssel számíthatjuk:

$$t_r = t_1 \left[\left(1 - \frac{t_{B_1}}{t_{B_0}} \right)^{-1} - 1 \right]. \quad (7.7)$$

Kúszó-szakító vizsgálat alkalmazása esetén először az átlagos vagy a névleges üzemi hőmérsékleten meghatározzuk, mind a (0), mind az (1) állapotú mintákkal a $\sigma(\ln \dot{\epsilon})$ korrelációs összefüggéseket, majd ezekkel kiszámítjuk az üzemi igénybevételhez viszonyítva célszerűen megválasztott σ igénybevételhez tartozó $\dot{\epsilon}_0$, illetve $\dot{\epsilon}_1$ nyúlássebességeket. Ezek ismeretében, kihasználva, hogy a (2.2) törési kritérium mindkét mintára azonos, meghatározzuk a (7.7)-ben szereplő élettartamviszony értékét a (7.8)-cal, majd a maradék élettartamot a (7.7) összefüggéssel:

$$\frac{t_{B_1}}{t_{B_0}} = \frac{\dot{\epsilon}_0}{\dot{\epsilon}_1}. \quad (7.8)$$

A (7.8)-cal meghatározott érték egyúttal a vizsgált szerkezeti elem még hasznosítható, ún. maradék élettartam-kimerülése [következik ez a (7.5)-ből] amivel az a) pontban leírtak szerint gazdálkodhatunk, ha szükséges.

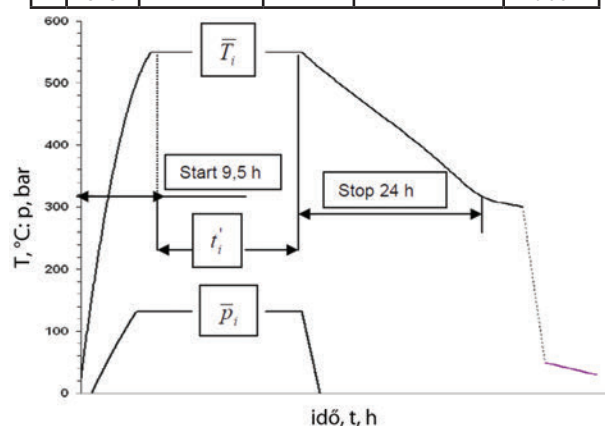
7.4.2. Példák az élettartambecslésre

7.4.2.1. Erőműi fő-gőzvezeték élettartambecslése

Az itt leírt módszereket sikerrel alkalmaztuk erőműi fő-gőzvezetékek várható élettartamának a becsléséhez (Lehofer-Süle, 1981). Az alapvetően belső nyomásra igénybevett vékony és vastag falú csövekből felépített kazánszerkezeti elemek modellkísérletei szerint a csövek törési élettartamát a legnagyobb főfeszítés határozza meg. A vastag falú (v) csövek esetén is az ismert kazánkép-lettel számított $\sigma = D_k \cdot p / 2v$ főfeszítés tekinthető referencia feszültségnek (D_k a cső középmérete és p a nyomás), különösen, ha a D_0 külső és a D_i belső átmérőinek a viszonya: $D_0/D_i < 1,5$ (Penny-Marriot, 1971; Johnsson, 1973).

Tehát esetünkben is a gőz hőmérsékletének és nyomásának folyamatosan regisztrált adataiból a fő-gőzvezeték üzemi igénybevételének története az időben változó hőmérséklettel és a referencia feszültséggel, mint egytengelyű igénybevétellel jellemezhető. Az egyik hazai erőmű 150 MW teljesítményű blokkja fő-gőzvezetékének igénybevételét a 7.4. ábra mutatja.

Állandósult üzemi jellemzők					
i	$\bar{T}_i$ °C	$T_{\max} - T_{\min}$ °C	$\bar{p}_i$ bar	$p_{\max} - p_{\min}$ bar	$t_i = \sum t_i H$
1	565	12	132	6	3580
2	550				41560
3	520				7475
4	545				29061



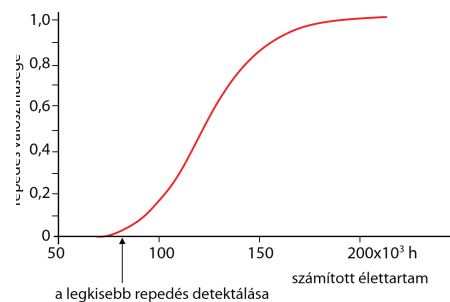
7.4. ábra. A fő-gőzvezeték igénybevétele.
Az indulás-leállás száma: 356

A csővezeték hőszigetelt, továbbá induláskor és leálláskor a hőmérséklet-változás lassú: 350°C alatt max. 2,5 K/min, míg 350°C felett max. 0,6 K/min; ezért számottevő hőfeszültségek nem keletkeznek. A beépítéskor elvégzett vizsgálatok szerint (Süle-Katona, 1979) az Ø273x32 mm ($D_k=241$ mm) névleges méretű csövek excentrikusak, ezért a minimális falvastagság ($v=30$ mm) a mértékadó. A 12H1MF szovjet minőségjelű, Cr-, Mo-, V-ötvöztetésű, kiválóan keményített állapotú ferrites acélcső 20°C-on mért folyáshatára egy csőhosszon belül is normál eloszlást mutatott: $R_{p0,2/20}=338\pm25$ MPa. A kazánképlettel számított referencia feszültség átlagos értéke: $\bar{\sigma}_r=52$ MPa, míg a nyomásingadozásból származó feszültség-amplitúdót $\Delta\sigma=\pm2$ MPa egyenértékű hőmérséklet-amplitúdóra átszámítva $\Delta T=\pm1$ K vettük figyelembe. Így a sztochasztikus hőmérséklet-ingadozás egyenértékű szórása: $S_t=3,5$ K értékre nőtt. Vagyis a csövek élettartamát a $[T_i \pm S_t; \bar{\sigma}=állandó]$ igénybevétel figyelembevételével határoztuk meg. A sztochasztikus hőmérséklet-ingadozás élettartam-csökkentő hatását is a 3. fejezetben leírtak szerint számítottuk ki: $\tau=0,98$. Így az egyes igénybevételekhez tartozó élettartamok várható értékeit $\bar{t}_i$ – a (3.3) összefüggésnek megfelelően – az egyes $(\bar{T}_i; \bar{\sigma}_r)$; kúszási igénybevétellel, a (2.3)-mal számított élettartam és a τ szorzataként számíthatjuk a (7.9) összefüggéssel:

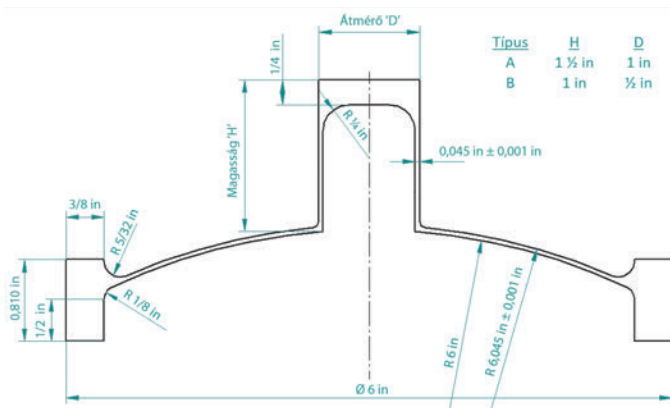
$$\bar{t}_i = t_{B_i} (\bar{T}_i; \bar{\sigma}_r) \cdot \tau. \quad (7.9)$$

Ezek ismeretében – figyelembe véve a 7.4. ábra táblázatának adatait – a (7.4) összefüggéssel meghatároztuk a fő-gőzvezeték átlagos élettartam-kimerülésének mértékét az ellenőrzés időpontjáig eltelt 81 604 üzemóra alatt: $r_t=0,704$.

Feltételezve, hogy a 81 604 üzemóránál elvégzett ellenőrzést követően (amikor már az egyik körvarratban repedést is találtak) a fő-gőzvezeték igénybevételét $T=545^\circ\text{C}$ és $p=132$ bar állandósult igénybevétel jellemzi, és a leállások gyakorisága sem változik, meghatároztuk az egyenes csőszakasznak az egyes folyáshatárértékek előfordulási valószínűségéhez tartozó élettartamait, azaz a repedés keletkezésének valószínűségét az élettartam függvényében. Ezt szemlélteti a 7.5. ábra. Látható, hogy az első repedés keletkezésének időpontja összhangban van a számítással. Feltételeztük, hogy a repedés helyén az anyag folyáshatára az átlagértéknél két szórás értékkel kisebb, azaz 288 MPa, és kiszámítottuk az ehhez tartozó élettartamokat, és a lokális élettartam-kimerülésre $r_t=1,025$ adódott. Az ismertetett módon kiszámított átlagos élet-



7.5. ábra. A repedés keletkezésének valószínűsége a fő-gőzvezeték élettartama alatt



7.6. ábra. A nyomástartó edény fedele

tartam-kimerülést ellenőrizhettük a 73 400 üzemóra után a fő-gőzvezetékéből kivett és az eredeti állapotú mintával is 540°C-on elvégzett, a 2.6. ábrán már bemutatott, kúszó-szakító vizsgálat eredményeinek a felhasználásával. A 7.4.1. b) pontban leírtak szerint, csak a kúszó-szakítás adataira illesztett korrelációkkal számolva, meghatároztuk a $\bar{\sigma}_r=52$ MPa referencia feszültséghez tartozó $\dot{\epsilon}_0$, illetve $\dot{\epsilon}_1$ kúszássebességeket $5,41 \cdot 10^{-6}$, illetve $1,67 \cdot 10^{-5} \%$ /h. Ezekkel a (7.8) szerinti, még hasznosítható, ún. maradék élettartam-kimerülés átlagos értékére 0,323 adódott, azaz a 73 400 üzemórához tartozó élettartam-kimerülés $r_t=1-0,323=0,667$, ami összhangban van a mintegy egy évvel későbbi ellenőrzéshez, a 81 604 üzemórához tartozó, valamivel nagyobb értékkel (0,704).

7.4.2.2. Nyomástartó edény élettartambecslése

Belső nyomással, 180°C-on kúszásra, illetve nullkezdésű lengő nyomásváltozással fáradásra igénybevett, Al-Cu ötvözetből készített és kiválóan keményített állapotba hőkezelt, nyomástartó edény modell-kísérleteiről számolt be Penny és Marroitt (1973). Az edény korong alakú alsó részét a 7.6. ábrán látható, vékony falú (1,14 mm), középen zárt csomakkal ellátott héjszerkezetű fedél zárja le. Kísérleteik célja az volt, hogy egy összetett

szerkezet kúszásának, fátadásának és a törését megelőző alakváltozásának leírására használt véges differencia, illetve referencia feszültség tervezői módszerekre alapozott számításokat ellenőrizték.

Azért, hogy a számításaikhoz szükséges anyag törvénynek a felhasznált Al-Cu ötvözetre érvényes paramétereit meghatározhassák, az ötvözet próbatesteivel szabványos kúszásvizsgálat-sorozatot végeztek ugyancsak 180°C-on. A kiválasztott keménység relatív stabil állapotára hőkezelt ötvözet kúszásvizsgálati eredményeit a közvetlen módszerrel (lásd a 2.1.1. pontban) értékeltük. Mérési adatokra a legkisebb négyzetek módszerével illesztett $\sigma(\ln t_B)$ egyenes iránytangense gyakorlatilag megegyezik a (2.26) képlettel és az 5. táblázat állandóival számítható $1/B$ értékével ($r=0,988$):

$$\sigma_{B/t_B/180} = 19,09 \ln t_B + 251 \text{ MPa}.$$

A korrelációs egyenes körül szóródó élettartam adatokból meghatároztuk a (2.9) szerint a lognormális élettartam-eloszlás szórását a várható tartományban: $S(\ln t_B)=0,085$.

A továbbiakban a 7.6. ábra szerinti A változatra vonatkozó, egy-egy modell töréséig végzett kísérlettel meghatározott élettartamát fogjuk számítási módszerünkkel ellenőrizni, felhasználva a szerzők által közölt referencia feszültség értékét, amelyet a nyúlásmérő bélyegekkkel ellátott edényen méréseikkel is alátámasztottan határoztak meg.

Az A típusú edényen 180°C-on, 220 lb/in²~15,2 bar belső nyomással végeztek kúszásvizsgálatot. A mért élettartam: $t_B=1528$ h.

Egy másik A típusú edényt pedig nullkezdésű, cikluson belül szimmetrikus, négyszög profilú, 24 h periódus idejű, $p_A=110$ lb/in² nyomásamplitúdójú igénybevétellel fárasztottak ugyancsak 180°C-on. A mért élettartam: $t_f=3720$ h.

Mindkét esetben a nyomástartó edény úgy ment tönkre, hogy a fedelén, a csomakörül sugaras berepedések keletkeztek.

A referencia feszültséget a fedél 0,06" kidomborodásához tartozó $\sigma_r=15.900$ lb/in²~109,65 MPa értékben határozták meg.

A kúszásra igénybevett nyomástartó edény élettartamát úgy kaptuk meg, hogy a közvetlen módszerrel meghatározott $\sigma(\ln t_B)$ egyenlettel kiszámítottuk a referencia feszültséghez tartozó élettartam logaritmusát, majd a (2.7) összefüggéssel az élettartam várható értékét, illetve a (2.8)-cal a szórását.

A számított kúszási élettartam:

$$\bar{t}_B = 1649 \pm 141 \text{ h}.$$

A fátadásra igénybevett nyomástartó edény élettartamát a 3. fejezetben leírtak szerint számítottuk ki. Felhasználva az 5. táblázatban közölt állandókat, a (2.5)-tel kiszámítottuk a $B_{180}=0,05238$ értéket, és a $B_{180} \cdot \sigma_r/2$ szorzattal, a (3.2/b)-vel, a négyszög profilú igénybevételre az élettartamviszony értékét: $\tau_{\square}=0,11284$. Az igénybevétel közép feszültségéhez, a $\sigma_r/2$ értékhez tartozó élettartam várható értékét pedig $\sigma(\ln t_B)$ egyenletet felhasználva a (2.7)-tel határoztuk meg: $t_B=29.141$ h. Végül a (3.3) összefüggéssel a nyomástartó edény kifáradási élettartamának várható értéke:

$$\bar{t}_f = 3288 \text{ h}.$$

A nullkezdésű, cikluson belül szimmetrikus, négyszög profilú igénybevétel sajátossága, hogy a kifáradási élettartam kétszerese a maximális feszültséghez (jelen esetben a σ_r -hez) tartozó kúszási élettartamnak, azaz esetünkben:

$$t_f = 2 \cdot t_B = 2 \cdot (1649 \pm 141) = t_f = 3298 \pm 282 \text{ h}.$$

Mivel csak egy mérési adat áll rendelkezésünkre, becsléssel, a gondos laboratóriumi vizsgálatok tapasztalatai alapján, szükséges meghatározni a kifáradási élettartam szórását is. Ennek érdekében megismételtük a számítást a $\pm 5\%$ -kal megváltoztatott feszültségamplitúdó értékekkel. Így az élettartam terjedelmére $R_c=1,77$, és ebből az $S(\ln t_f)=0,095$, és végül az élettartam szórására $S(t_f)=316$ h értékek adódtak. Végül is a nyomástartó edény kifáradási élettartama:

$$\bar{t}_f = 3288 \pm 316 \text{ h}.$$

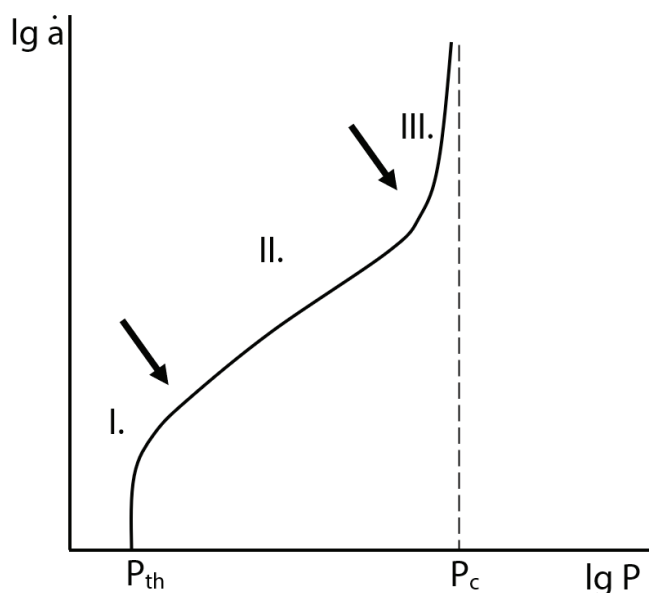
Összevetve az egy-egy nyomástartó edényen mért kúszási és kifáradási élettartamokat a számított értékekkel, nyilvánvaló a kielégítő egyezés.

7.4.3. Élettartambecslés törésmechanikai módszerekkel

Az élettartambecslés előzőekben tárgyalt, példaként illusztrált módszerei a makroszkópos értelemben ép szerkezetekre vonatkoztak. Ám, ha az időszakos állapotellenőrzéskor a szerkezetben valamely elemében a roncsolásmentes módszerrel már repedést észleltek, akkor – a kockázat alapú karbantartási rendszer részeként – az elem várható élettartamát a repedés terjedési sebessége ismeretében becsülhetjük. A repedés terjedési sebességét pedig a törésmechanikai módszerek valamelyikével határozhatjuk meg.

A kísérleti tapasztalatok egybehangzóan azt

igazolják, (pl. Czoboly et al., 2002; de Tuljakov, 1988; és Bielek et al., 1988 is), hogy a szerkezeti elemben (próbatestben) meglévő a méretű repedés akkor terjed, ha a repedés csúcánál az igénybevételt leíró P törésmechanikai jellemző [vagy annak megváltozásának (ΔP)] értéke nagyobb egy ún. P_{th} küszöbértéknél, és akkor – fáradás esetén a ciklusonkénti, kúszás esetén az egységnyi időtartam alatti – repedésnövekedés $\dot{a}$ sebessége a törésmechanikai jellemző függvényében – kettős logaritmikus koordinátarendszerben – a 7.7. ábra szerint változik. Az igénybevétel módjától függően a P jellemző lehet, pl. a K feszültségintenzitási tényező $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, vagy a C^* ($\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h}$) nemlineáris kúszási törésmechanikai jellemző (Lehofer, 2002).



7.7. ábra. Az $\dot{a}(P)$ függvény lefutása kettős logaritmikus koordinátarendszerben (vázlat)

Kettős logaritmikus $\dot{a}(P)$ koordinátarendszerben az függvény középső, II. szakasza közel lineáris ezért közelíthető az ismert tapasztalati hatványfüggvény-nel:

$$\dot{a} = A \cdot P^n. \quad (7.10)$$

Az A együttható és az n kitevő, amelyek adott feltételek között állandók, nem függetlenek egymástól. Az $\ln A$ és az n összetartozó értékei között lineáris korreláció van, amelynek érvényessége – egyesek, (pl. Tuljakov, 1988), állításával ellentétben – nem korlátozódik egy adott ötvözetre. Tóth László és Nagy Gyula kutatásai szerint (1982) – alapvető anyagszerkezeti okok miatt – egyes ötvözetcsoporthoz azonos korrelációs összefüggés érvényes, mégpedig függetlenül a hőmérséklettől és – fárasztás

esetén – az igénybevétel aszimmetria tényezőjétől is. Ilyen ötvözetcsoporthoz bizonyultak a diszperz karbidokkal keményített ferrites acélok, az öntöttvasak, a nemesített Al-ötvözetek és a Ti-ötvözetek. Az A és az n anyagszerkezet-függését, például a (Tuljakov, 1988) tanulmányban közölt szövetszerkezeti és fraktográfiai vizsgálatok is alátámasztják. Az elmondottakat bizonyítja az is, hogy az említett ferrites acélok csoportjára a fáradás okozta repedésnövekedési adatokból $\dot{a}$ mm/ciklus, $\text{K} \cdot \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ meghatározott korrelációs egyenes (Tóth-Nagy, 1982), az

$$\ln A = -9,181 - 3,300 \cdot n$$

párhuzamos a kúszás okozta repedésnövekedés Tuljakov által 1988-ban közölt adataiból meghatározott egyenessel. $\dot{a}$ mm/ciklus, $\text{K} \cdot \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (Lehofer, 2002):

$$\ln A = -4,144 - 3,261 \cdot n.$$

Vagyis, a párhuzamos eltolódás az $\dot{a}$ különböző dimenzióiból ered.

A repedésterjedés (7.10) összefüggéssel közelített szakaszának hőmérsékletfüggését a folyamat termoaktivált jellege határozza meg.

Schuchtar Endre (1987) melegalakító (K13 – közepesen ötvözött, ferrites) szerszámacél izotermikus (20, 300 és 500°C) fárasztóvizsgálata alapján a (7.11) összefüggésre jutott:

$$\frac{da}{dN} = A_0 \Delta K^{(n_1/(RT) + n_2)} \cdot \exp(-Q_0 / RT), \quad (7.11)$$

ahol A_0 , n_1 és n_2 állandók, Q_0 a folyamat aktiválási energiája, T a hőmérséklet (K), R az egyetemes gázállandó. A (7.10) és a (7.11) egyenletek összevetéséből következik az A együttható és az n kitevő hőmérsékletfüggése, mégpedig:

$$A = A_0 \cdot \exp(-Q_0 / RT), \quad (7.12)$$

$$n = \frac{n_1}{RT} + n_2. \quad (7.13)$$

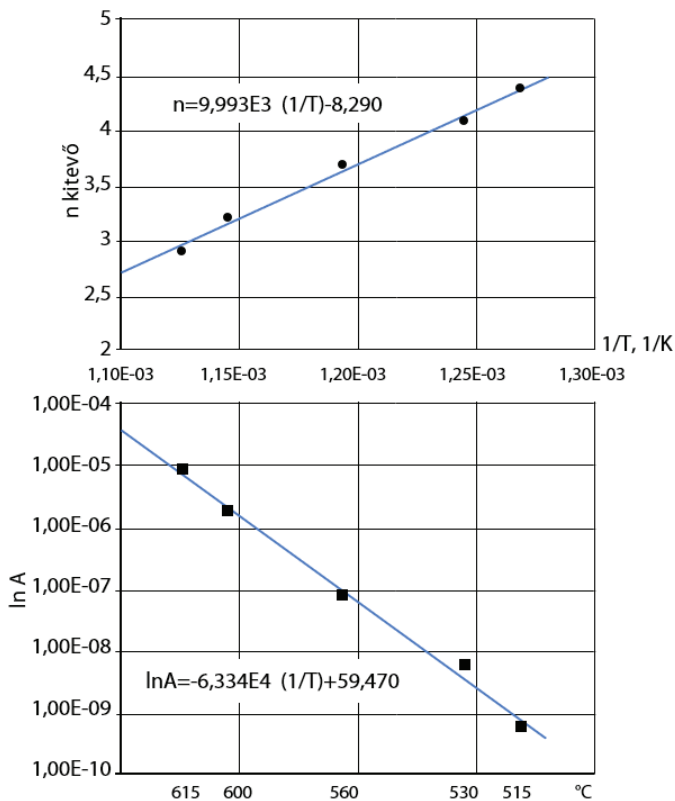
Vagyis, adott igénybevételi mód és anyagszerkezeti állapot esetén az izotermikus vizsgálatokkal meghatározott A értékek logaritmusai, illetve az n értékei az $1/T$ lineáris függvényei.

Ezt igazolják Tuljakov (1988) kúszási igénybevétellel végzett repedésterjedési kísérletei is. Az $\dot{a}$ repedésterjedési sebesség leírásához – a kúszási és a repedésnövekedési görbék hasonlósága alapján, de tekintettel a folyamat termoaktivált volta-ra – az állandósult kúszássebességre vonatkozó,

Norton-típusú összefüggést használta (amely szerint a kúszássebesség a σ_m függvénye) úgy, hogy a σ feszültség helyére az igénybevételre jellemző P törésmechanikai jellemzőt írta. Ebből a kúszási repedésterjedési összefüggéséből lényegében a Schuchtárénak megfelelő (de fárasztási kísérletekkel alátámasztott) összefüggések kiolvashatók. Kúszási repedésterjedési kísérleti eredményeit Tuljakov – célszerűségi okokból – az egyszerűbb, (7.10) hatványfüggvénnyel értékelte. Tanulmánya táblázatában a kúszásra igénybevett 15H1M1Fl minőségjelű, bénites szövetszerkezetű acélminták $P \equiv K$ esethez tartozó adatait a (7.12) és a (7.13) összefüggés szerint értékeltük. Látható a 7.8. ábrából, hogy az $\ln A(1/T)$ és az $n(1/T)$ függvények egyenesek, a lineáris korreláció igen szoros: $r=0,996$, mindkét esetben.

Vagyis, növelt hőmérsékleten mind a fáradás mind a kúszás (vagy mindkettő együtt) okozta repedésnövekedés leírható a $\dot{a}(P)$ függvény II. szakaszára kapott összefüggéssel.

A kúszásra igénybe vett, eredetileg makroszkóposan hibátlan szerkezetben a (σ_{r0} =állandó, T =állandó) terhelés hatására az üregképződéssel végbemenő anyagszerkezeti károsodás eredményeként meghatározott t_0 inkubációs időtartam alatt kialakul,



7.8. ábra. Az A együttható és az n kitevő hőmérsékletfüggése

rendszerint a szerkezet felületén, merőlegesen a σ_r feszültségre – már roncsolásmentes vizsgálatokkal is biztonságosan kimutatható – a_0 mélységű és $2c_0$ hosszúságú, közelítően fél ellipszis alakú repedés, (illetve már eleve, például gyártásból eredően létezik repedés a szerkezetben). Ettől kezdve a szerkezet élettartama a repedésterjedés törésmechanikai modelljeivel becsülhető. A FITNET Creep – Kúszás moduljának ún. átfogó értékelő programja is a következő, NSW-modellt ajánlja.

A rugalmas-képlékeny törést okozó repedésterjedés leírásához (mind a kúszás, mind a fáradás esetében) ígéretes az NSW-, a Nikbin-Smith-Webster-modell (1986) alkalmazása (Czoboly et al., 2002), amely az állandósult kúszássebesség Norton-típusú egyenletéből származtatja a (7.10) típusú egyenletet, amelyben a folyamatot leíró törésmechanikai paraméter: $P \equiv C^*$.

A többlet, amit az NSW-modell ad az a következő (Czoboly et al., 2002): A modell szerint az a -da repedésnövekedés úgy megy végbe, hogy a repedés csúcsát terhelő igénybevétel okozta, kezdetben kvázi rugalmas alakváltozás hatására (már az a_0 mélységű repedés tövében is) ébredő feszültségcsúcs és feszültség mező egy, a repedés terjedési irányába elnyújtott ellipszoid anyagterefogatra összpontosuló kúszási képlékeny alakváltozással és az egyidejű megújulással folyamatosan lebomlik és átrendeződik az egytengelyűként kezelhető σ_r referencia feszültségre, miközben (a kristályhatárok menti üregképződéssel és egyesüléssel járó) kúszási károsodás helyileg kimeríti az anyag alakváltozó képességét; azaz (a 2.1. alfejezetben megfogalmazottak szerint) helyileg az élettartam (t_R) során összegződő kúszási nyúlás eléri a törési kritériumot:

$$\int_0^{t_R} \dot{\epsilon}_s(\sigma_r, \bar{T}_i) \cdot dt = \epsilon_{MG} \quad (7.14)$$

Ennek megfelelően a (7.10) egyenletben

$$A = 3 / \epsilon_{MG} \quad (7.10)$$

továbbá összefüggés állapítható meg az egyenlet n és a Norton-típusú feszültségfüggvény m kitevői között, mégpedig:

$$n = m / (m + 1).$$

Az anyag kúszási alakváltozásának kimerülési folyamatában helyileg a repedés terjedése a befejező szakasz, és a repedés csúcsa előtt folyamatosan károsodó anyagterefogat feszültségi állapota, a repedés növekedésével a $\sigma_r = \sigma_{r0} / (1 - a/v)$ szerint növekvő referencia feszültséggel jellemezhető

(Ellison-Neate, 1976); σ_{r0} a még ép keresztmetszet egyenértékű vagy referencia feszültsége és a falvastagság.

Végül is a repedésterjedés 7.5. ábra szerinti II. szakaszára a (7.10) összefüggés az NSW-modell szerint a következő alakba írható:

$$\dot{a} = \frac{3}{\varepsilon_{MG}} C^* \cdot \dot{\varepsilon}, \quad (7.10/a)$$

amelyben a C^* törésmechanikai paraméter – a J-integrál kúszási egyenértékűje – jellemzi a rugalmas-képlékeny anyagban terjedő repedés csúcsánál kialakuló zóna feszültség- és alakváltozás-mezőit. A C^* paraméter útvonalfüggetlen integráljának vége-selemmódszerrel történő meghatározása helyett kielégítően pontos a (7.15) összefüggés használata:

$$C^* = \frac{K_I^2}{\sigma_r} \cdot \dot{\varepsilon}, \quad (7.15)$$

amelyben K_I a repedés mélypontján átmenő szelvényben a feszültségintenzitási tényező és $\dot{\varepsilon}$ a referencia feszültséghez tartozó kúszássebesség az adott t időpontban a (2.12) szerint.

Mivel a repedésterjedés időtartamának jelentős részét képezi a II. szakasz, ezért valamely, a beépítéskor már a_0 méretű repedést tartalmazó szerkezeti elem töréséig tartó t_R élettartamának becsléséhez a (7.10/a) összefüggés felhasználható. Továbbá, figyelembe véve, hogy a C^* nemlineáris törésmechanikai paraméter a (7.15) szerint kifejezhető a K_I feszültségintenzitási tényezőjével is, amelynek értéke – a geometriai állandókon (X) kívül – egyenesen arányos a repedés a mélységével változó $\sigma_r = \sigma_{r0} / (1 - a/v)$ referencia feszültséggel, a repedés-mélység négyzetgyökével: $\sqrt{a}$ és fordítva arányos a feszültség/folyáshatár viszonyt ($r = \sigma_r / R_{p0,2/T}$) tartalmazó korrekciós függvény $f(r)$ értékével [(Tóth-Zolnay, 1986); (a meleg folyáshatár a 20°C-on mérttel számítható: $R_{p0,2/T} = k \cdot R_{p0,2/20}$, lásd a Függelék F1. pontjában)], akkor a repedésterjedésre a (7.10/a) alapján a (7.16) összefüggést kapjuk:

$$\frac{da}{dt} = \frac{3}{\varepsilon_{MG}} \left\{ X^2 \sigma_{r0} \frac{av}{(v-a)} (f(r))^{-1} \cdot \dot{\varepsilon}_s(\sigma_r) \cdot [v \exp(-mt) + 1] \right\}^n. \quad (7.16)$$

$$t_R = \frac{\varepsilon_{MG}}{3} \left(X^2 \sigma_{r0} K_s \right)^{-n} \int_{a_0}^v \left\{ \frac{av}{(v-a)} (f(r))^{-1} \exp \left[\frac{B \sigma_{r0}}{(1-(a/v))} \right] \right\}^{-n} da + t_0. \quad (7.16/a)$$

Mivel a (7.15) egyenletben szereplő tulajdonságok mindegyike függ a repedés méretétől, de a kúszássebesség még az időnek is függvénye, ezért

belátható, hogy a (7.16) differenciálegyenlet nem oldható meg a változók szétválasztásával, de numerikusan mindig megoldható az $a_0 \leq a \leq v$; és a $t_0 \leq t \leq t_R$ értékhatárok között és a szerkezet teljes várható t_R élettartama kielégítően pontosan becsülhető.

Ha a szerkezet az első üzembe helyezésekor makroszkóposan hibátlan volt és a t_0 időtartam kellően nagy érték (az a_0 mélységű repedés kimutatásának időpontja roncsolásmentes módszerekkel), akkor a (7.16)-ban a $v \cdot \exp(-mt) \sim 0$, (továbbá a (2.15/a) alapján

$$\dot{\varepsilon}_s(\sigma_r) = K_s \exp(B \sigma_{r0} / (1 - (a/v))),$$

így a változók szétválaszthatók és a szerkezet teljes t_R élettartama a 7.16/a összefüggéssel kifejezhető. Az összefüggés első tagja a szerkezet teljes élettartamának a törését okozó repedés terjedéséhez szükséges része, (az integrál csak numerikusan oldható meg).

Annak ellenére, hogy a repedésterjedés 7.7. ábra szerinti II. szakasza a törés időtartamának jelentős részét képezi, ma már nyilvánvaló, hogy a folyamat jobb megértése és átfogó leírása érdekében túl kell lépünk az (7.10) típusú, ún. Paris-Erdogan összefüggésen. Különösen fontos a küszöbértékkel induló I., átmenti szakasz elemzése. A kutatások ebben az irányban ma is tartanak.

Teljes megoldást kínáltak Bielek és társai (1988) a repedésterjedés leírására. Először a terjedni képes méretű repedés létrejötté t_0 időigényét leíró $t_0(P,T)$ függvényt határozzák meg a kúszássebesség analógiát hasznosítva, majd a P törésmechanikai jellemző P_{th} küszöbértékének és a törés pillanatához rendelhető P_c legnagyobb értékének felhasználásával a kúszási repedésterjedés I.-III. szakaszára a következő összefüggést alkalmazták:

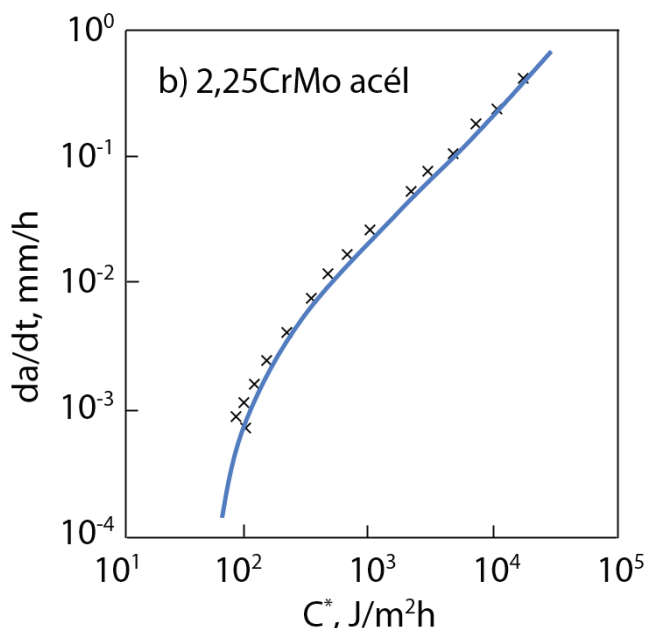
$$\dot{a} = A_p \left[\frac{P - P_{th}}{P_c - P} \right]^\alpha, \quad (7.17)$$

ahol A_p és α állandók, amelyeknek hőmérséklet-függését is vizsgálták. Mivel a P_{th} küszöbérték kísérleti meghatározása nehézkes, ezért szerzők az

$\dot{a} = 10^{-8} \text{ m} \cdot \text{h}^{-1}$ (10^5 óra alatt 1 mm repedésnövekedés) értékhez tartozó P értéket javasolják küszöbértéknek, amelyet extrapolálással határoznak meg

figyelembe véve a $t_0(P,T)$ függvényt.

A Czoboly et al., (2002) cikk 2b. ábrájának x-szel jelzett adatait felhasználva meghatároztuk az (7.17) egyenlet állandóit ($C_{th}^* = 60 \text{ J/m}^2 \cdot \text{h}$ az $\dot{a} = 10^{-5} \text{ mm/h}$ sebességnél; $C_c^* = 5 \cdot 10^5 \text{ J/m}^2 \cdot \text{h}$). A 7.9. ábra tanúsága szerint a (7.17) egyenlettel a kúszási repedésterjedés teljes tartománya jól leírható (a regressziós tényező: $r=0,994$).



7.9. ábra. Kúszási igénybevétel hatására terjedő repedés $\dot{a}(C^*)$ függvényének leírása az (7.17) egyenlettel [a Czoboly et al., (2002) cikk 2b. ábrájának adatai: ferrites melegsízárd acél, $T=550^\circ\text{C}$]

A bemutatott eredmények is alátámasztják a megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában érvényes, a kúszás és a kifáradás együttes leírására levezetett összefüggések (Lehofer, 1977) létjogosultságát (lásd a 3. fejezetben). De hangsúlyoznom kell – amit más kutatók általában figyelmen kívül hagynak fárasztóvizsgálataik ciklusidejének megválasztásakor, vagy kísérleti eredményeik értékelésekor –, hogy a kúszási összefüggések alkalmazása a fáradás leírására csak addig érvényes, amíg egy cikluson belül a felkeményedés és a megújulás egyensúlyban van. Ilyen feltételek mellett valamely repedésektől mentes fém vagy ötvözet kifáradási élettartama függ a fárasztó mechanikai és hőigénybevétel hullámalakjától, a terhelés amplitúdójától és aszimmetria tényezőjétől, de független az igénybevétel frekvenciájától.

Végezetül, az ellenkező állásponton lévőkkel szemben, rámutatok arra, hogy a fáradás mikro- és

makrofolyamatainak összekapcsolt leírása is lehetséges. Hazánkban Tóth László (1981) kezdeményezett egy új modellt a fáradt repedés terjedési sebességének a károsodási folyamat jellemzésén alapuló (a 7.7. ábra szerinti I.-III. szakaszainak) leírására. A károsodás k mértéke, amelyet egy repedést tartalmazó test elszenved az ismétlődő igénybevétel hatására, $0 \leq k \leq 1$ értékhatárok között változik. A károsodás értelmezhető egyfelől mikroszkóposan, mint az atomi kapcsolatok megszakadásának sorozata a repedés tövében az igénybevételi szám függvényében, amely a k és az $\dot{a}$ között Weibull-eloszlás jellegű kapcsolatra vezet; másfelől makroszkóposan, a relatív terhelhetőség csökkenésével, ami kifejezhető a lineáris törésmechanika módszereivel, mégpedig a K feszültségintenzitási tényező egy terhelési cikluson belüli megváltozásával (ΔK) és ennek küszöb- és legnagyobb értékével (ΔK_{th} és ΔK_c).

Végül is, a károsodás két megközelítését összekapcsolva adódik a fáradt repedés $\dot{a} = da/dN$ terjedési sebességére a (7.18) összefüggés, amelyben a két törésmechanikai anyagjellemzőn kívül az n , C és b kísérletileg meghatározható állandók szerepelnek.

$$\frac{da}{dN} = \left\{ \frac{1}{C} \ln \left[1 - \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{\Delta K_c - \Delta K_{th}} \right)^n \right] \right\}^{1/b} \quad (7.18)$$

A köztük lévő törvényszerű kapcsolat feltárásához további nagyszámú kísérleti adat szükséges, de az új modell érvényességét az eddig feldolgozott kísérleti eredmények igazolták.

7.4.3.1. Növelt hőmérsékleten üzemelő fémszerkezetek állapotértékelése

A FITNET Creep modul már tartalmazza a 2005-ben bevezetett, a Fracture modulnál – a 7.3.1. pontban a 7.1 ábrával – már tárgyalt FAD módszernek a növelt hőmérsékletekre kiterjesztett változatát a TDFAD (time dependent failure assessment diagram) eljárást. A kiterjesztéshez szükséges volt bevezetni az időtől függő kúszási szívósság törésmechanikai fogalmát.

A szerkezet repedt keresztmetszetét jellemző, dimenzió nélküli paraméterek:

$$K_r = K_{lid} / K_{mat}^c \text{ és } L_r = \sigma_r / \sigma_{0,2}^c,$$

ahol K_{mat}^c a szerkezet anyagának kúszási szívóssága, a K_{lid} feszültségintenzitási paraméternek megfelelően; míg a σ_r a (7.15)-ben szereplő referencia feszültség, amelynek a nulla indexű tagja a (7.19) szerint értelmezett és a már roncsolásmentes

módszerekkel is kimutatható méretű repedéshez (pl. az említett felületi, a_0 mélységű repedéshez) tartozik, és – definíció szerint – az értéke az anyag folyáshatárával (a modul jelölésével: σ_y) arányos, mégpedig a tényleges (F) és a maradék keresztmetszet általános folyását okozó ($F_L(\sigma_y)$) terhelés hányadosával, azaz:

$$\sigma_{r0} = \frac{F}{F_L(\sigma_y)} \cdot \sigma_y \quad (7.19)$$

Továbbá a $\sigma_{0,2}^c$ a 0,2%-os képlékeny nyúláshoz tartozó feszültség az anyag átlagos, az értékelés időpontjához tartozó izokron feszültség-nyúlás diagramja szerint értelmezve az adott üzemi hőmérsékleten. A K_{mat}^c anyagjellemző értéke a szabványos kúszási repedésterjedési vizsgálatokkal határozható meg a Δa repedésnövekmény függvényében.

A TDFAD diagram $K_r(L_r)$ károsodási határgörbáját a (7.20) összefüggés írja le az $L_r \leq L_r^{\max}$ tartományban ($L_r^{\max} = \sigma_R / \sigma_{0,2}^c$; σ_R az adott időponthoz és hőmérséklethez tartozó törési feszültség), amelyben E a Young-modulus és ε_{ref} a teljes nyúlás az adott időponthoz és hőmérséklethez tartozó izokron feszültség-nyúlás diagram szerint a $\sigma_r = L_r \cdot \sigma_{0,2}^c$ feszültségnél.

$$K_r = \left[\frac{E \varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_{0,2}^c} + \frac{L_r^3 \sigma_{0,2}^c}{2E \varepsilon_{ref}} \right]^{-1/2} \quad (7.20)$$

7.5. Fémszerkezetek korróziós károsodásainak állapotértékelése

A FITNET Corrosion damage (Korróziós károsodás) modul feszültségkorróziót, korróziós fáradást és helyi falvékonyodást okozó üzemi körülmények között üzemben tartott, hegesztéssel vagy a nélkül gyártott fémszerkezetek üzemelésre alkalmasságának megítélésére szolgál az időszakos állapotellenőrzésekkor kimutatott korróziós károsodások értékelésére alapozva. Az ajánlott eljárások illeszkednek a szerkezet épségének (integritásának) vizsgálati rendjébe.

A feszültségkorróziós és a korróziós fáradási repedés értékelése előtt célszerű meggyőződni arról, hogy vajon az észlelt repedésnél, repedés(szerű) hibánál meghatározó-e a szubkritikus növekedés. Ha igen, akkor azt szükséges vizsgálni, hogy a szerkezet tervezett élettartama vagy két állapotellenőrzés közötti időtartam alatt a repedésnövekedés nem vezet-e a megengedettnél nagyobb méretre. Ehhez a lineárisan rugalmas törésmechanika jellemzőit használhatják, a feszültségkorróziós repedés

értékeléséhez a K feszültségintenzitási tényezőt, míg ennek megváltozását, a ΔK értéket a korróziós fáradási repedés értékeléséhez a Paris-féle (formailag a (7.7) képlet szerinti) összefüggést. Ám ezzel az egyszerű összefüggéssel a feszültségkorróziós repedésterjedés nem minden esetben írható le, különösen a küszöbérték környezetében lehet a számítottnál gyorsabb a növekedés. Az előrepszett próbatestekkel a korróziós körülményeket szimuláló, szabványos vizsgálatokkal meghatározott K_{ISCC} sem bizonyult valódi anyagjellemzőnek. Küszöbérték-ként való használata ezért korlátozott. Egy szóval a 7.3.1, illetve 7.3.2 pontokban ismertetett Törés, illetve Kifáradás modulok módszereinek alkalmazása korróziós viszonyok nagy jártasságot, körütekintő elemzést igényel, beleértve az igénybevétel történet elemzését, mivel előfordulhat, hogy a korróziós károsodás a hosszabb üzemidő tört része (órák, napok) alatt is bekövetkezhet az üzemvitel átmeneti, nem tervezett zavarai miatt!

A helyi falvékonyodással járó károsodások értékelése. Lényeges az értékeléshez annak megállapítása, hogy a helyi falvékonyodást vajon korrózió, erózió, kavitáció vagy egyéb mechanikus hatás okozta-e. Ez a szükséges intézkedések megtételét alapvetően meghatározza. Ám a helyi falvékonyodások esetleges törésre vezető hatása már a hiba környezetében végeelem-módszerrel elvégzett feszültség- és alakváltozás-elemzéssel és a törésmechanika módszereivel jól megítélhető a szerkezet igénybevételeinek és a hibák geometriáinak az ismeretében. A modul a csővezetékre és a nyomástartó edényekre ad iránymutatást.

A témával kapcsolatban visszautalunk a Bay-Logi vezető munkatársainak az Anyagvizsgálók Lapja 2003/1. számában "Végeelem-módszer alkalmazása csővezetékben lévő korróziós hibák veszélyességének értékelésére" címen publikált tanulmányukra (Lenkeyné Dr. Bíró Gy. et al., 2003).

8. Függelék

F1. A k folyáshatár-viszony és a k_E rugalmassági határ viszonyszám hőmérsékletfüggése

Feldolgoztuk a kiválasztott keményített állapot-ra hőkezelt ferrites, melegsilárd szerkezeti acélok (Hrsg. VDEh, 1969; Kirkby–Truman, 1966) és melegalakító szerszámacélok (Artinger et al., 1974) különböző hőmérsékleteken szakítóvizsgálattal kimért adatait, meghatározva a

$$k = R_{p0,2/T} / R_{p0,2/20}$$

folyáshatár-viszony várható értékét és szórását a hőmérséklet függvényében. Az F1-1. táblázatba foglaltakat szemlélteti az 1.6. ábra. A $\bar{k}$ érték hőmérséklet-függése a

$$\frac{T}{T_k} = 2 - \exp(ak^{n'})$$

alakú függvénnyel leírható, amelyből

$$k = \left\{ \frac{1}{a} \ln \left(2 - \frac{T}{T_k} \right) \right\}^{1/n'} \quad (F1/1)$$

Az inkohereus kiválásokkal keményített ferrites

acélok csoportjára $a=0,54$, $n'=2$, a ferrites mátrixra jellemző hőmérséklet: $T_k=1\,042(K)$; T a hőmérséklet kelvinben. A függvény a k értékét $T>195K$ -tól ($-78^\circ C$) írja le.

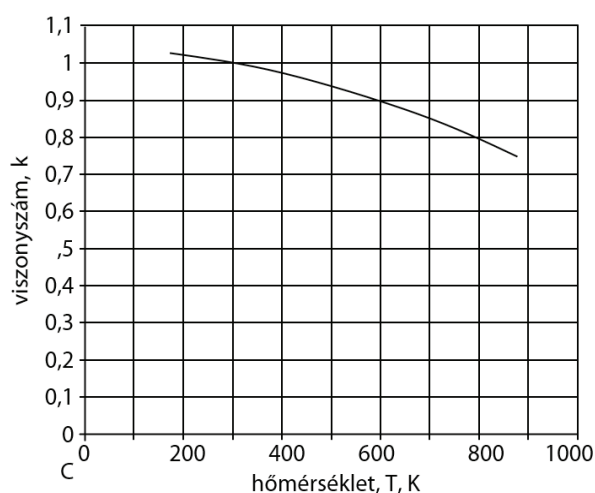
A rugalmassági modulus viszonzyszám, a $k_E=E_T/E_{20}$ hőmérsékletfüggése ugyancsak az (F1/1) egyenlet szerint változik. A már említett ferrites acélok csoportjára ekkor az egyenlet állandói: $a=0,56$; $n'=3$, a ferrites mátrixra jellemző hőmérséklet: $T_k=1\,183(K)$, és az átlagos rugalmassági modulus $20^\circ C$ -on: $E_{20}=218\,000\text{ MPa}$, amelynek a relatív hibája $\pm 0,5\%$ és a relatív szórása $\pm 1,5\%$. Az eredményeket az F1-2. táblázat gyűjti össze és az F-1. ábra szemlélteti.

F1-1. Táblázat A $k_E=R_{p0,2/T}/R_{p0,2/20}$ értékei a hőmérséklet függvényében kiválásokam keményített ferrites, melegsziárd és melegalakító acélokra

Hőm, K	293	373	473	573	673	723	773	823	873	973
$\bar{k}$ átlag	1,000	0,943	0,880	0,841	0,761	0,755	0,693	0,592	0,490	0,316
$\bar{k}$ hibája	Definíció	0,022	0,018	0,017	0,029	0,023	0,014	0,011	0,017	Szorvány
$\bar{k}$ szórása S_k		0,039	0,050	0,055	0,096	0,100	0,100	0,082	0,106	
Számított $\bar{k}$	1,001	0,958	0,898	0,830	0,749	0,703	0,652	0,594	0,528	0,344

F1-2. Táblázat A $k_E=E_T/E_{20}$ értékei a hőmérséklet függvényében kiválásokam keményített ferrites, melegsziárd és melegalakító acélokra

Hőm, K	293	373	473	573	673	723	823	873
$\bar{k}_E$ átlag	1,000	0,9767	0,9440	0,9062	0,8681	0,8213	0,7856	0,7631
$\bar{k}_E$ hibája	Definíció	0,0014	0,0015	0,0017	0,0030	0,0041	0,0096	0,0055
$\bar{k}_E$ szórása S_k		0,0037	0,0040	0,0044	0,0080	0,0110	0,0190	0,0150
Számított $\bar{k}_E$	1,0006	0,9766	0,9433	0,9055	0,8618	0,8100	0,7800	0,7463



F-1. ábra. A kiválásokkal keményített ferrites matrixú acélok rugalmassági modulus viszonzszámának változása ($k_E=E_T/E_{20}$) a hőmérséklet (K) függvényében

F2. A közvetett extrapolációs módszer ellenőrzése mérésekkel

A közvetett extrapolációval a (2.3) összefüggésből a ferrites acélcsoportra érvényes állandókkal (1. táblázat), 105 órás kúszási szilárdságra számított $\sigma_{B/10^5/T}(R_{p0,2/20})$ korrelációs egyenesek egyenletei 500 és 550°C hőmérsékleteken:

$$\sigma_{B/10^5/500} = 0,246 \cdot R_{p0,2/20} + 67 \text{ (MPa)},$$

$$\sigma_{B/10^5/550} = 0,188 \cdot R_{p0,2/20} + 7,7 \text{ (MPa)}.$$

Az ellenőrzésbe bevont acélok legfontosabb jellemzőit, a (Hrsg. VDEh, 1969) irodalomban nyilvántartott sorszámaikat, a 20°C-on mért folyáshatár és az

$$(\sim 5 \cdot 10^{-10} - 10^{-2}) - (9 \cdot 10^{-4} - 1,28 \cdot 10^{-5}) h$$

tartományban, 5-10 feszültség szinten egy-egy próbatesten mért $\sigma(t_B)$ adatok közvetlen értékelésével meghatározott 105 órás kúszási szilárdság értékeit az F2-1. táblázatban foglaltuk össze (a szilárdsági adatok az eredetiben kp/mm²-ben vannak megadva).

F2-1. Táblázat A $k_E=E_T/E_{20}$ értékei a hőmérséklet függvényében kiválasztott keményített ferrites, melegsíllárd és melegalakító acélokra

Táblázat	Sorszám	Az acél minőségjele	$R_{p0,2/20}$ (MPa)	$\sigma_{B/105/500}$ (MPa)	$\sigma_{B/105/550}$ (MPa)
BG-106	155F	X22CrMo/W/V121	434	174	-
BF-13	11	24CrMoV55	723	235	122
BF-51	40a	21CrMo/W/V511	723	235	121
BF83	G1	GS-17CrMoV511	609	215	-
BD-7	2	13CrMo44	367	-	51
BF-8	2	24CrMoV55	738	-	128
BF-45	25	21CrMo/W/V511	772	-	151
BD-26	G1	GS-17CrMo5.5	343	-	58
BF-22	27a	24CrMoV55	679	-	98
BG-97	265/b	X22CrMo/W/V121	898	-	137

F3-1. Táblázat A nemzetközi kúszásvizsgálat összefoglaló eredményei

Terhelés, kp/mm ²	Gép-típus	Mérés szám, n	A t_B élettartam, (h)			
			átlaga	szórása	terjedelme, min./max.	
44	I	39	86	37	31	207
(430 MPa)	II	57	110	52	33	278
38	I	48	993	331	547	2 188
(373 MPa)	II	57	984	661	244	5 609
35	I	21	2 182	516	1 268	2 977
(343 MPa)	II	28	2 349	913	1 001	4 968
30	I	30	6 592	1 675	3 895	12 654
(294 MPa)	II	48	7 806	2 072	2 826	11 542

F3. A nemzetközi összehasonlító kúszásvizsgálat eredményei

Az összehasonlító kúszásvizsgálatban 9 ország 58 laboratóriuma vett részt egy (I), illetve több (II) próbatest egyidejű vizsgálatára alkalmas géppel.

A 24CrMoV55 minőségjelű, ferrites melegsíllárd acél összetétele (tömeg%): C=0,25–0,28; Cr=1,26–1,31; Mo=0,53–0,55; V=0,19–0,20. Az acél hőkezelése: 950°C, 1 h/levegőn +950°C, 0,5 h/vízben +720°C, 2 h/levegőn. Az acél 20°C-on mért folyáshatára, $R_{p0,2/20}=621 \pm 7$ MPa. Az 500°C-on végzett kúszásvizsgálatok összesített eredménye (szerzők 3. táblázata szerint):

A közvetlen módszernek megfelelően a $[\sigma \text{ (kp/mm}^2\text{)}, t_B \text{ (h)}]$ adatpárookra illesztett korrelációs összefüggések:

- az I. gépre:

$$\sigma = -3,137 \cdot \ln t_B + 58,58 \text{ (kp / mm}^2\text{)}, r = 0,986,$$

- a II. gépre:

$$\sigma = -3,234 \cdot \ln t_B + 59,64 \text{ (kp / mm}^2\text{)}, r = 0,994.$$

A közvetett módszerrel a (2.3) összefüggésből [az 1. táblázat állandóit a régi mértékegységekben helyettesítve, azaz cal; kp/mm², lásd a (Lehofer, 1977)-ben a kúszási szilárdság élettartam egyenes egyenlete:

$$\sigma = -3,431 \cdot \ln t_B + 61,88 \text{ (kp / mm}^2\text{)}.$$

A három összefüggés között nincs szignifikáns különbség, és a közvetlen módszerrel kapott összefüggésekkel extrapolálhattunk is (mint azt a 2. táblázatban bemutattuk), mivel az F4. pontban ismertetettek szerint feszültség szintenként a szükséges számú vizsgálatot elvégeztek.

F4. Az előírt pontosságú élettartam-becsléshez szükséges próbatestek száma

A kúszási élettartam-eloszlás logaritmikus normális eloszlással jól leírható és az R_c élettartam-terjedelem ismeretében [a (2.10) alapján], figyelembe véve a szórás becslésére a (2.9) egyenletet is, a kúszási élettartam kívánt pontosságú és statisztikai biztonságú becsléséhez szükséges próbatestek száma (n) jó közelítéssel az (F4/1) összefüggéssel számítható (Prékopa, 1962).

A statisztikus biztonságot 95%-ra célszerű választani ($\lambda=1,98$). Kimutatható, hogy a $t_B > 5 \cdot 10^2$ h kúszási élettartamok logaritmusainak $\ln t_B$ várható értékeit legalább 1%-os relatív hibával ($d=0,01$) kell

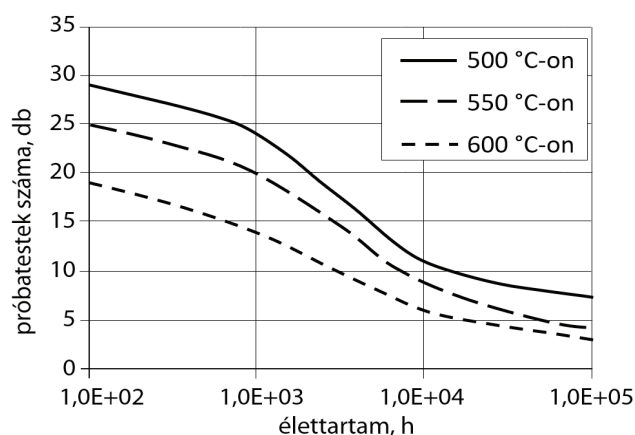
meghatározni ahhoz, hogy az élettartam $\bar{t}_B$ várható értékeit átlagosan $\pm 10\%$ relatív hibával becsülhesük.

Figyelembe véve a vizsgálati szabványok előírásait, miszerint a terhelést 1% pontosan kell beállítani és a hőmérsékletet $\pm 3^\circ\text{C}$ határok között kell tartani, meghatároztuk a ferrites melegsziárd acélcsoport $R_{p0,2/20}=400\pm 10$ MPa folyáshatárú tagjára (az 1. táblázatban közölt állandókkal) 500, 550 és 600°C-on a 10^2 - 10^5 h élettartamok becsléséhez 95%-os statisztikus biztonsággal szükséges próbatestek (n) számát. A $t_B=10^2$ h esetében már megengedhető az $\ln \bar{t}_B$ becslése 1,5%-os relatív hibával ($d=0,015$), és 10^2 - 10^3 h között egyenessel közelíthetünk. Az élettartamokhoz tartozó átlagos feszültség szint értékeit a (2.3) összefüggésből számítottuk (közvetett módszer). Az F4-1. táblázatba foglalt eredményt diagramban (F-2. ábra) is ábrázoltuk.

$$n = \frac{\lambda^2}{d^2} \cdot \frac{S^2(\ln t_B)}{(\ln t_B)^2} = \frac{\lambda^2}{36d^2} \cdot \frac{(\ln R_c)^2}{(\ln t_B)^2} \ln. \quad (F4/1)$$

F4-1. Táblázat A kúszási élettartam 95%-os statisztikus biztonságu becsléséhez szükséges próbatestek száma a vizsgálati hőmérséklet függvényében

Élettartam, t_B (h)	$\ln t_B$ becslése, d	Terhelés, σ (MPa)	A szükséges próbatestek száma, n		
			500°C-on	550°C-on	600°C-on
102	0,015	398	29	25	19
103	0,010	320	24	20	14
104	0,010	243	11	9	6
105	0,010	166	7	4	3



F-2. ábra. A kúszási élettartam 95%-os statisztikus biztonságu becsléséhez szükséges próbatestek száma (ferrites acélok, $R_{p0,2/20}=400\pm 10$ MPa)

F5. Egyenértékű fárasztó igénybevételek növelt hőmérsékleten

F5.1. A húzó-nyomó lengő igénybevétel helyettesítése

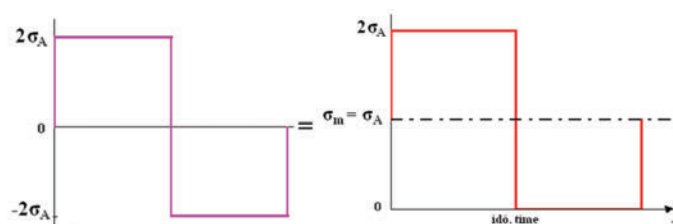
Harrison és Tilly tanulmányukban (1974) részletesen elemezték, az alakváltozásos keményedés elméletet alkalmazva, a húzó-nyomó lengő és a nullkezdésű húzó-lengő igénybevételeket. A húzó-nyomó lengő igénybevétel élettartamára a legjobb közelítést akkor kapták, amikor az igénybevétel ciklus nyomási fázisát úgy tekintették, mintha a feszültség itt zérus volna, azaz mintha nullkezdésű húzó igénybevétel volna. Feltevésük szerint a nyomási fázis is okoz anyagszerkezeti károsodást, de nem járul hozzá a töréshez szükséges állandó értékű maradó alakváltozás létrejöttéhez, azaz a Monkman-Grant-féle törési kritérium teljesüléséhez.

Kísérleti eredményeik szerint, például a négyszög profilú, $2\sigma_A$ feszültség-amplitúdójú húzó-nyomó lengő ($\sigma_m=0$) igénybevétel egyenértékű a négyszög profilú, nullkezdésű húzó-lengő ($\sigma_m=\sigma_A$) igénybevétellel (F-3. ábra). A nullkezdésű húzó-lengő igénybevételből logikailag is következik, mivel a fél periódus alatt $\sigma=0$, hogy a kifáradási élettartam kétszerese kell legyen a $2\sigma_A$ állandó terheléshez tartozó t_B kúszási élettartamnak, amit a vizsgálatok is alátámasztottak. Ez az eredmény összefüggéseink felhasználásával is igazolható, ugyanis az adott ötvözetet állandó hőmérsékleten kúszatva $2\sigma_A$ állandó húzóterheléssel, a kúszási élettartam a (2.3) egyenlet szerint:

$$t_B = C \cdot \exp(-B2\sigma_A),$$

ahol C az adott viszonyokra állandó; illetve fárasztva a négyszög profilú, $2\sigma_A$ feszültség-amplitúdójú húzó-nyomó lengő igénybevétellel ($\sigma_m=0$), a kifáradási élettartam a (3.2/b) és (3.3) egyenletekkel:

$$t_f = 2 \cdot C \cdot \left\{ \exp(B2\sigma_A) + \exp(-B2\sigma_A) \right\}^{-1} \cong 2 \cdot C \cdot \exp(-B2\sigma_A).$$



F-3. ábra. A négyszög profilú húzó-nyomó lengő ($\sigma_m=0$) igénybevétellel egyenértékű a négyszög profilú, nullkezdés-húzó lengő ($\sigma_m=\sigma_A$) igénybevétel

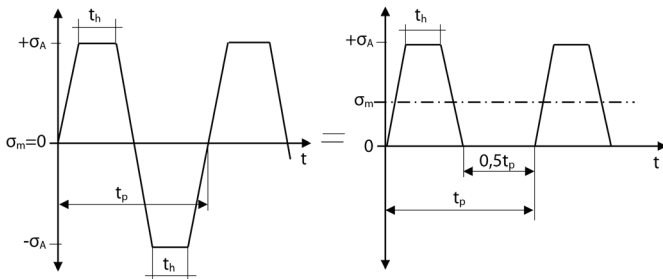
$$r_{\sigma} = \begin{cases} (1-k)/2 & \sigma_A \leq \sigma \leq \sigma_A \\ k/2 & \sigma = \sigma_A \\ 0,5 & \sigma = 0 \end{cases}, \quad (F5/1)$$

$$t_B = C \cdot \exp[-B \cdot \sigma_A \cdot (1+k)/4], \quad (F5/2)$$

$$t_f = \tau \cdot t_B = C \left[\frac{1-k}{2B\sigma_A} [\exp(B\sigma_A) - 1] + \frac{k}{2} \exp(B\sigma_A) + \frac{1}{2} \right]^{-1}, \quad (F5/3)$$

$$t_f = \frac{C \cdot 2B\sigma_A}{k(B\sigma_A - 1) + 1} \cdot \exp(-B\sigma_A), \quad (F5/4)$$

$$t_f = C \cdot \left[\frac{1-k}{2B\sigma_A} \cdot [\exp(B\sigma_A) - \exp(-B\sigma_A)] + \frac{k}{2} [\exp(B\sigma_A) + \exp(-B\sigma_A)] \right]^{-1}, \quad (F5/5)$$



F-4. ábra. A trapéz profilú húzó-nyomó lengővel egyenértékű trapéz profilú húzó lengő igénybevétel

És mivel, ha $B2\sigma_A > 3$, amely a szóba jöhető igénybevételek mellett fennáll, akkor a $\{ \}$ -ben lévő negatív kitevőjű exponenciális tag elhanyagolható, ezért $t_f = 2 \cdot t_B$.

Ez az egyenértékűségi elv általánosan is igazolható összefüggéseinkkel. Válasszuk a zárt alakú megoldást adó trapéz profilú húzó-nyomó lengővel egyenértékű trapéz profilú húzó lengő igénybevételt (F-4. ábra). Ugyanis, mint említettük, a k tényező értékével különböző profilú igénybevétel is leírható. Az F4. ábra alapján a húzó lengő igénybevétel

- közép feszültsége (mivel $t_h = k \cdot t_p / 2$):

$$\sigma_m = \sigma_A \cdot (1+k)/4, \text{ ahol } 0 \leq k \leq 1,$$

- feszültség-szintjeinek relatív idő-gyakorisága az (F5/1) szerinti.

Azonos anyagra és hőmérsékleten a közép feszültséghez tartozó kúszási élettartam a (2.3)-mal számolva az (F5/2) szerinti.

A kifáradási élettartamra pedig – a (3.3) szerint, alkalmazva az r_{σ} figyelembevételével a (3.2)-vel

meghatározott τ függvényét – az (F5/3) érvényes. Mivel $B \cdot \sigma_A > 3$ esetben a $(B \cdot \sigma_A)$ kitevőjű exponenciális tagok mellett a -1 , illetve az $1/2$ elhanyagolható, a nullkezdésű húzó-lengő trapéz profilú igénybevétel kifáradási élettartamára az (F5/4) kifejezést kapjuk.

F5.2. A fárasztó igénybevételek egyenértékűsége

Jellemezze valamely növelt hőmérsékleten, $T > 0,4 \cdot T_m$ működő szerkezeti elem kiválasztott keresztmetszetében az összetett üzemi igénybevételt a $T(t)$ hőmérséklet-változás és a főfeszültségekkel és főnyúlásokkal kifejezhető és egytengelyűként kezelhető redukált vagy referencia $\sigma(t)$ és $\varepsilon(t)$ periodikus függvények, amelyek a $\sigma(\varepsilon)$ anyagtörvény szerint egymásnak is függvényei. Így, mint már említettük, a szerkezeti elem kifáradási élettartamát a $[T(t), \sigma(t)]$, t_p periódusidejű üzemi igénybevétel határozza meg. Keressük az üzemi igénybevétellel egyenértékű $T^* = \text{állandó}$ és $\sigma^*(t)$ egytengelyű, t_p^* periódusidejű igénybevételt (Lehofer, 1997).

Amint ez már az előzőekből is kitűnt, az igénybevételek egyenértékűségének alapfeltétele a t_f kifáradási élettartamok azonossága, vagyis:

$$t_f = N_f \cdot t_p = N_f^* \cdot t_p^*, \quad (F5/6)$$

ahol N_f , illetve az üzemi, illetve a vele egyenértékű igénybevétel törést okozó ismétlődéseinek a száma. A megújulással végbemenő kúszás hőmérséklet-tartományában felírhatjuk mindkét igénybevételre a Monkman-Grant-féle, (2.2) szerinti törési kritériumot:

$$N_f \int_0^{t_p} S \cdot \exp \left\{ -\frac{Q}{R \cdot T(t)} + B[T(t)] \cdot \sigma(t) \right\} dt = N_f^* \int_0^{t_p^*} S \cdot \exp \left\{ -\frac{Q}{R \cdot T^*} + B^* \cdot \sigma^*(t) \right\} dt, \quad (F5/7)$$

amelyben az integrálok értékei az egy igénybevételi ciklusban elszenvedett és nyúlásban kifejezett károsodás; B^* a B (2.5) szerinti értéke a T^* =állandó hőmérsékleten.

Ha a T^* =állandó hőmérsékletnek az üzemi $T(t)$ középhőmérsékletét választjuk, és a kúszássebesség-növekmények egyenlősége alapján, a (3.4) összefüggéssel a $T(t)$ üzemi hőmérséklet-változást átszámítjuk a vele egyenértékű T^* =állandó és $\sigma_T(t)$ járulékos igénybevételre, majd ezt szuperponáljuk az üzemi $\sigma(t)$ -re, akkor megkapjuk az üzemi igénybevétellel egyenértékű [T^* =állandó, $\sigma'(t)$] igénybevételt. Ezt beírva az (F5/7) egyenlőség bal oldali integráljába – figyelembe véve (F5/6) alapján, hogy $N_f = t_f / t_p$, illetve $N_f^* = t_f^* / t_p^*$ – az (F5/7) egyenlőséget egyszerűbb alakra hozhatjuk, mégpedig:

$$\frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} \exp[B^* \sigma'(t)] \cdot dt = \frac{1}{t_p^*} \int_0^{t_p^*} \exp[B^* \sigma^*(t)] \cdot dt \quad (F5/8)$$

Az üzemi igénybevétel ismeretében az (F5/8) összefüggés bal oldala meghatározható. De, mivel ezt az egyenértékűségi kritériumot számos [T^* =állandó, $\sigma^*(t)$] igénybevétel kielégítheti, ezért ennek megválasztásakor figyelembe kell venni az üzemi igénybevétel sajátosságait, nevezetesen:

- a hőmérséklet-változás tartományát és a T^* középhőmérsékletét;
- a mechanikai igénybevétel, a $\sigma(t)$, illetve az egyenértékű járulékos korrigált $\sigma'(t)$ jellegét: nagy- vagy kisciklusú fárasztó igénybevétel-e, és ennek jellemzőit: középterhelés, amplitúdó, állandósult szakaszok terhelései és időtartamai, a terhelésváltozás sebessége, valamint
- ellenőrizni kell, hogy egy terhelési cikluson belül az alakváltozás okozta felkeményedést a megújulás kiegyenlíti-e vagy sem.

Ez utóbbi alapvető jelentőségű, mert az (F5/8) összefüggésre vezető gondolatmenetünk – és ezen belül a terhelések időbeni sorrendjének figyelmen kívül hagyhatósága, az általános Wöhler-görbe frekvencia-fügetlensége – csak akkor érvényes, ha mind az üzemi, mind az azt modellező [T^* =állandó, $\sigma^*(t)$] igénybevételre fennáll a felkeményedés-megújulás dinamikus egyensúlya. Az üzemi modellez $\sigma^*(t)$, illetve kisciklusú fáradás esetén az $\varepsilon^*(t)$ periodikus igénybevételt vizsgálattechnikai okokból is célszerű háromszög vagy szinusz profilúra választani, szükség szerint t_h időtartamú állandó terheléssel kombinálva. Ám, a felkeményedés-megújulás dinamikus egyensúlya szempontjából

F6-1. Táblázat A $\sigma(t)$ függvény értékei 550 °C-on végzett nyúlásvezérelt kisciklusú fárasztóvizsgálat esetén

ε_p	ε	t_p (s)	σ , (MPa)
0	0	0	0
10-6	1,612x10-3	0,052	273,9
10-5	1,797x10-3	0,058	303,9
10-4	2,082x10-3	0,091	337,0
0,0010	3,200x10-3	0,104	373,7
0,0020	4,270x10-3	0,140	385,6
0,0030	5,310x10-3	0,178	392,7
0,0040	6,340x10-3	0,219	397,8
0,0050	7,360x10-3	0,263	401,8
0,0060	8,380x10-3	0,316	405,1
$\varepsilon_{ap}=0,0080$	$\varepsilon_a=0,010$	0,500	$\sigma_A=410,4$

nagyon lényeges a T^* hőmérséklet, a t^* ciklusidő, az ε_a a nyúlásamplitúdó és az a $\dot{\varepsilon}_a$ nyúlássebesség összehangolt és mind az (F5/8), mind a (3.10), illetve (3.11) kritériumokat is kielégítő megválasztására.

Megjegyezzük, hogy ha a szóban forgó egyensúlyi feltétel nem teljesül az üzemi igénybevételre, akkor a törést okozó anyagszerkezet-károsodás mechanizmusa, és így a károsodás-halmozódás kritériuma is megváltozik, azaz más feltételeket kell érvényesíteni az üzemi igénybevétel modellezésekor is, beleértve a próbatest alakjának és méreteinek a helyes megválasztását is (Nagy, 1986).

F6. A nyúlásvezérelt kisciklusú fárasztás $\sigma(t)$ igénybevételének kiszámítása

Példa. Legyen a vizsgált ötvözet (a 4. fejezet szerinti) inkoherens karbidokkal szilárdított ferrites mátrixú acél, amelynek 20°C-on mért folyáshatára: $R_{p0,2/20}=324$ MPa és rugalmassági modulusa: $E_{20}=218000$ MPa. A nyúlásvezérelt kisciklusú fárasztást végezzük 823K (550°C) hőmérsékleten a (4.1) szerinti szinuszos húzó-nyomó igénybevétellel ($R=-1$), amelynek nyúlásamplitúdója: $\varepsilon_a=0,010$, periódusideje: $t_p=2$ s.

A $\sigma(t)$ függvény meghatározása a 4.1.1 pontban leírtak szerint:

- a) Az átlagos nyúlássebesség (4.2) szerint:

$$\dot{\varepsilon}_a = \frac{4 \cdot 0,01}{2} = 0,02 \text{ s}^{-1}.$$

A dinamikus folyáshatár (4.3) szerinti

számításához a szükséges adatok: $k=0,594$ az (F1/1)-ből, $1/B=27,228$ a (2.5)-ből, $\dot{\varepsilon}_f = 1,667 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ (szabvány előírás):

$$R_{p0,2/550}^d = 0,594 \cdot 324 + 27,228 \ln \frac{0,02}{1,667 \cdot 10^{-5}} = 385,5 \text{ MPa}.$$

b) A Nádai-féle anyagtörvény paraméterei:

$$n = \varepsilon_{MG} = 0,045,$$

$$\sigma_0 = \frac{385,5}{0,002^{0,045}} = 510 \text{ MPa}.$$

c) A képlékeny nyúlás amplitúdója:

$\varepsilon_{ap}=0,008$ a (4.4/b) szerint, mivel $k_\varepsilon=0,78$ (F1/1)-ből.

A feszültségamplitúdó (4.4) szerint:

$$\sigma_A = 510 \cdot 0,008^{0,045} = 410,4 \text{ MPa}.$$

A $\sigma(t)$ függvény értékkészletét az F6–1. táblázatban foglaltuk össze.

A 4.1. ábra a táblázat $[\sigma, t]$ értékkészletével szemlélteti a $\sigma(t)$ feszültségfüggvény 1/4 periódusát, amely – összhangban a kísérlet során rögzített $\sigma(t)$ függvényekkel – jól közelíthető egy $k=0,78$ trapéz profilú feszültségfüggvénnyel (lásd a 3.2. ábrán). A 4. fejezetben említett OTKA program feltételei mellett végzett kisciklusú fárasztás eredményeit értékelő közleményünk (Lehofer, 1997) 3. táblázatában közölt élettartamokat ilyen trapéz profilú $\sigma(t)$ függvényekkel számoltuk ki előzetesen meghatározva a σ_A feszültség-amplitúdók értékeit. A mért $[\sigma_A, \varepsilon_{ap}]$ adatok jól illeszkednek a számítással meghatározott $\sigma_A(\varepsilon_{ap})$ ún. ciklikus folyásgörbére (4.2. ábra). Ha a nyúlást vezérlő $\varepsilon(t)$ függvény t_h tartózkodási időt is előír, azaz a teljes nyúlás a t_h időtartam alatt állandó értékű, akkor ez idő alatt relaxáció megy végbe, ami a $\sigma(t)$ függvényt is módosítja természetesen (3.12/c. ábra). Ha a periodikus igénybevétel frekvenciája viszonylag nagy – mint például a (Lehofer, 1997) 2. táblázatában bemutatott esetekben is –, akkor dinamikus relaxáció lép fel, amelynél a feszültségcsökkenés sebessége a statikus relaxációt leíró (2.23) egyenlethez képest lényegesen nagyobb.

A **dinamikus relaxáció** leírására Suzuki (1973) javasolt egy egyszerű, ám empirikus megoldást. Bevezette a kísérlettel meghatározható $l(t)$ függvényt, amely a dinamikus (d index) és a statikus (s index) feszültségváltozás hányadosa, azaz:

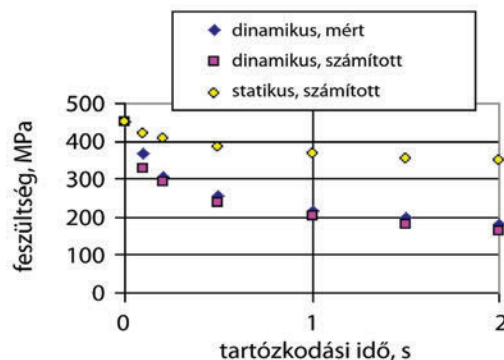
$$l = \left(\frac{d\sigma}{dt} \right)_d / \left(\frac{d\sigma}{dt} \right)_s. \quad (\text{F6/1})$$

Ezzel a dinamikus relaxáció differenciálegyenlete:

$$\frac{d\varepsilon_p}{dt} + \frac{1}{E \cdot l(t)} \left(\frac{d\sigma}{dt} \right)_d = 0. \quad (\text{F6/2})$$

A 3.2 ábrában közölt trapéz profilú $\varepsilon(t)$ függvénnyel vezérelt kisciklusú fárasztás során a számítógépesített mérőrendszerrel rögzített $\sigma(t)$ függvényeket (pl. 3.12/c. ábra) összevetve a statikus relaxációra levezetett (2.24) összefüggéssel számítottakkal megállapítottuk, hogy a legfeljebb 2 s időtartamú tartózkodási idő alatt az $l(t)$ origón átmenő egyenes, azaz

$$l = d \cdot t. \quad (\text{F6/3})$$



F-5. ábra. Adott nyúlásvezérelt kisciklusú igénybevétel tartózkodási ideje alatt végbemenő mért és számított dinamikus, illetve számított statikus relaxáció menetének összehasonlítása

Ezzel a (2.24) összefüggés a dinamikus relaxáció közelítő leírására az alábbiak szerint módosul:

$$\sigma = -\frac{1}{B} \ln \left\{ \exp(-B\sigma_0) + (v+1)BK_s E d t^2 \right\}. \quad (\text{F6/4})$$

Az F-5. ábra a trapéz profilú, $\varepsilon_a=0,01141$ nyúlás-amplitúdójú, $t_h=2$ s tartózkodási és $t_p=6$ s periódusidejű, nyúlásvezérelt kisciklusú fárasztás $\sigma(t)$ függvényének mért és az (F6/4) összefüggéssel számított dinamikus relaxációs szakaszát szemlélteti. Összehasonlításul feltüntettük azt a feszültségcsökkenést is, amelyet a statikus relaxációra érvényes (2.22) összefüggéssel számítottunk ki.

A számítás alapadatai: a vizsgált ferrites acélra $R_{p0,2/20}=324$ MPa, $E_{550}=1,7 \cdot 10^5$ MPa; a vizsgálat hőmérséklete: $T=823$ K, a kezdeti feszültség $\sigma_0=\sigma_A=450$ MPa; az $l(t)$ függvény állandója: $d=416 \text{ s}^{-1}$.

Látható a statikus és a dinamikus relaxáció között meglévő jelentős különbség. Ám arra is fel kell hívunk a figyelmet – ami a 3.2/b és c ábráinak összevetéséből is kitűnik –, hogy ha a relaxáció az ε_a teljes nyúlás-amplitúdó állandóságának fenntartása mellett ment volna végbe, akkor az igénybevételi ciklus hiszterézis görbéjén a $\pm \varepsilon_a$ pontoknál egy-egy, a c ábra szerint a t_h tartózkodási idő végén a σ_A mintegy felére csökkent feszültség értékig, függőleges feszültségesést kellett volna regisztrálni az E_{550} merevedésgű csökkenés helyett! Ezt a relaxáció sebességét befolyásoló vizsgálógéphatásként értékelhetjük. Ez is – csakúgy mint a dinamikus relaxáció bekövetkezésének hőmérséklettől és frekvenciától függő feltételei – kísérletekkel alátámasztott részletesebb elemzést igényelne.

F7. A hajtogatással fárasztás törési munkája

Hajtogatáskor csak nyomaték terheli a fémszalagot. A képleken hajlítás nyomatéka az

$$M = \beta k_{fm} \frac{bs^2}{4} \quad (F7/1)$$

összefüggéssel számíthatjuk, amelyben a sík alakváltozást megközelítő esetben $\beta \approx 1,15$ (Ziaja, 2002), továbbá b a szalag szélessége és s a vastagsága. A k_{fm} az átlagos alakítási szilárdság, amely itt értelemszerűen az az $\dot{\varepsilon}_a$ alakváltozási sebességhez tartozó – az F6/a–c pontok szerint számítható – σ_A feszültségamplitúdó.

A $D=2r$ átmérőjű görgőre történő hajtogatáskor egy igénybevételi ciklus négy 90°-os hajlításból áll, és az igénybe vett anyagterfogat a ρ_N semleges szál sugarával számolva:

$$V = bs2\rho_N \frac{\pi}{4} = bs \frac{\pi}{2} \sqrt{r(r+s)}.$$

Az egy igénybevételi ciklusban végzett fajlagos munka:

$$W_1 = \frac{4M}{V} = \frac{2\beta k_{fm}s}{\pi \sqrt{r(r+s)}}. \quad (F7/2)$$

A fajlagos törési munka:

$$W = W_1 \cdot N_f, \quad (F7/3)$$

ahol N_f a törési ciklusszám.

Megjegyzés: az $s=1$ mm vastag acélszalagot $D=5, 10, 15$ és 20 mm átmérőjű görgőkre hajtogatva fárasztottuk.

9. Hivatkozások

- Acél atlasz, Budapest, 1971. Csepel Művek Anyagvizsgáló Osztály
- Artinger, I., (1968): Kohászati Lapok 101 4. pp. 120–124.
- Artinger, I., Korach, M., Lehofer, K., Markó, J. (1974): Connections between the factors determining the toughness of hot-working steels, Proc. of 5th Conf. on Dimensioning and 6th Congr. on Material Testing, Budapest, Akadémiai Kiadó, Vol I. p. 214.
- Asby, M. F. (1974): Strengthening Mechanism in Crystals, Kelly and Nockolson, Eds., p. 137., Elsevier Press,
- Baker, T. S., Johnson, R.: J. (1973) Iron and Steel Inst. 11 pp. 783–91
- Belka, G., Melzer, B. (1968): Neue Hütte 13. pp. 234–239.
- Bielek, O., Bina, V., Pivonka, J., Potužak, L. (1988): Az 1,3Cr-1Mo-0,25V jelű, kúszásra igénybevett, melegsíllárd, öntött acélban végbemenő repedésnövekedés hőmérsékletfüggése. A KGST 25.4.6. témabizottságához 1988 májusában benyújtott orosz nyelvű tanulmány.
- Burton, D., Hacon, J., Higginbottom, A., Guest, J. C. (1972): International cooperative creep rupture programme 10 000 hrs. results, Eigenschaften warmfester Stähle, Bd. 1. Düsseldorf, Hrsg.: VDEh.
- Czoboly, E., Knésl, Z., Radon, J. C. (2002): Creep and fatigue growth at elevated temperatures, Anyagvizsgálók Lapja 12 4 p.103.
- Coffin, L. F. Jr. (1974): Fatigue at high temperature – prediction and interpretation. James Clayton lecture at the University of Sheffield, 1st April 1974. The Institution of Mechanical Engineers Proceedings, Volume 188, 9/74.
- Davies, P. W., Wilshire, B. (1961): Structural processes in creep, London, p. 34.
- Dyson, B. F., McLean, D. (1972): Metal Science Journal, 6 p. 230.
- Domonkos, L., Schuchtar, E., Trampus, P. (1981): Orsz. Törésmechanikai Szeminárium, I. kötet, p. 61., Aggtelek
- Dorn, J. E. (1956): Some fundamental experiments on high temperature creep. Proc. of a symposium held at the NPL. London, pp. 89–132.
- Ellison, E. G., Neate, G. J. (1976): Life prediction methods for cracked components operating in the creep range, C110/76, Int. Conf. on failure of components operating in the creep range, London, 1976
- Eriksson, K. (1973): Scandinavian J. of Metallurgy, 2. p. 1970
- Firth, K. Garwood, R. D. (1970): Fracture Toughness of High-Strength Materials: Theory and Practice, ISI Publications 120, pp. 81–89.
- Fleischer, R. L. (1966): The Strengthening of Metals, Reinhold Publ., New York, p. 121.
- Fullman, R. L. (1953): Trans, AIME 197 pp. 447 – 452., és p. 1267.
- Gensamer, H., Poarsall, E. B., Pollini, W. S., Low, J. R. (1942): Trans. Amer. Soc. Metals 30 pp. 983–1020.
- Gillemot L., Mihályi E. (1964): Fémek és ötvözetek sebességállandójának meghatározása statikus szakítókérdések alapján, III. Anyagvizsgáló Kongresszus Előadásai, I. Mechanikai technológia szekció, GTE Budapest, pp. 269–282.
- Gillemot L. (1967): Anyagszerkezettan és Anyagvizsgálat, Tankönyvkiadó, Bp., pp. 210–213.
- Gillemot, L., Sinay, G. (1958): A kontrakciós munka mint anyagjellemző, MTA Műsz. Tud., Oszt. Közl. 22. 4. pp. 343–363.

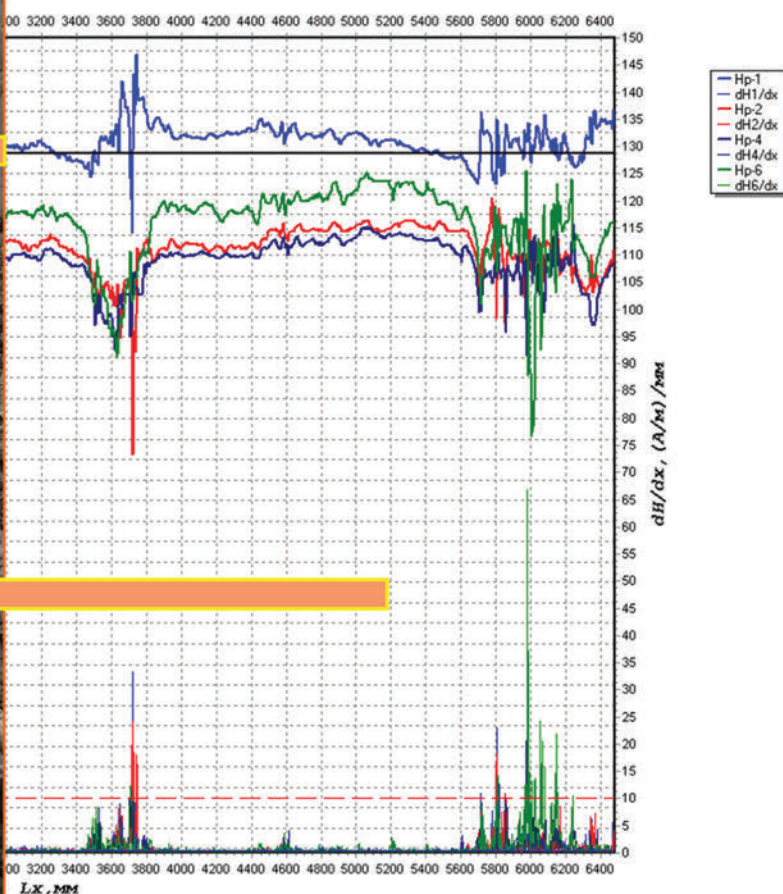
- Hacon, J., Krause, M. (1972): Streuung der Spannungsrelaxation eines 1%CrMoV Schraubenbolzenstahls unter einachsiger Zugbeanspruchung. Internationale Tagung für Eigenschaften warmfester Stähle, Düsseldorf, Bd. 2. S. V. 1. 1-16. Hrsg.: VDEh., Düsseldorf
- Harrison, G. F., Tilly, G. P. (1974): The static and cyclic creep properties of three forms of a cast nickel alloy; Int. Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications, Sheffield, (C/222/73)
- Holdt, H., Grün, P. (1967): Archiv f. Eisenhüttenwesen 28 5/6, pp. 269–285.
- Hrsg. VDEh: (1969): Ergebnisse Deutscher Zeitstandversuche Langer Dauer, Düsseldorf 1969
- Jahn, E. (1967): Archiv f. Eisenhüttenwesen 28 5/6, pp. 259–267.
- Johnsson, A. (1973): Int. Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications, Philadelphia 1973 and Sheffield 1974; C205/73 paper.
- Kawasaki, T., Sawaki, Y. (1972): Microstructural analysis of fatigue strength of quenched and tempered steel, p. 240 in Mechanical Behaviour of Metals, Vol II, Fatigue of Metals, SMSc. Japan, 1972.
- Kelly, A., Nutting (1962): Iron and Steel Institution, Spec. Rept. No. 76
- Kirkby, H. W., Truman, R. J. (1966): 12% Cr steels: creepresisting and high-strength variants, in Proc. of the joint conf. on high-temperature properties of steels, Eastbourne, ISI Publication 97, pp. 361-382.
- Kochendörfer (1966) : Archive f. Eisenhüttenwesen 37 p. 88.
- Kocks at al. (1968): Work Hardening, Gordon and Breach Sci. Publ., New York, p. 151.
- Krasowsky, A. J., Tóth, L. (1997): A thermodynamic analysis of the empirical power relationships for creep rate and rupture time, Metallurgical and Materials Transactions A Vol 28A pp.1–12.
- Krisch, A., Naumann, F. K., Keller, H., Kudielka, H. (1970): Arch. f. Eisenhüttenw. 41 1. p. 43
- Krisch, A. (1966): Archiv f. Eisenhüttenwesen 37 4, pp. 317–324.
- Lee, K.T, Hubbard, R. T. J (1970): Fracture Toughness of High-Strength Materials: Theory and Practice, ISI Publications 120, pp. 127–129.
- Lehofer, K. (1965): Prüfung von Überhitzerrohren nach 100 000 Stündiger Betriebszeit; Die Arbeiten V. Konf. F. Schweisstechn. u. Metallprüfung, Band M. p. 545., Akad. SPR. Timisoara; és Gép XVIII (1966) 4. p. 133.
- Lehofer, K. (1966; témavezető): Csepel Művek Központi Anyagvizsgáló Osztály 1/1966 témaszámú jelentése: Kúszás közben végbemenő anyagszerkezeti változások vizsgálata
- Lehofer, K. (1970): Összefüggések a kiválóan keményedő ötvözetek szövetszerkezete és kúszási tulajdonságai között. Kandidátusi értekezés. MTA.
- Lehofer, K. (1971): New method for appreciation of recovery creep properties of...alloys ... Proc. 4th Conf. on Dimensioning, Akadémiai Kiadó, Budapest, p. 89.
- Lehofer, K. (1972): Determination of service life decreasing effect of the changing temperature on the basis of the creep test..., Internationale Tagung für Eigenschaften warmfester Stähle, Düsseldorf 1972., Bd. 1. S. III. 1–6. Hrsg.: VDEh., Düsseldorf, / és Gép XXIV 9. p. 327.
- Lehofer, K. (1973): Erörterungsbeitrag zu "Beitrag zur schnellen Ermittlung des Kriechverhaltens von Stahl nach dem Verfahren von Rajakovics" von Nechtelberger, E., Kreitner, F., Krainer, E.: Archiv f. Eisenhüttenwesen 44 2. S. 136–141.
- Lehofer, K. (1973): Kiválóan keményedő ötvözetek kúszási szilárdságának gyors ellenőrzése melegszakítással, VII. Kohászati Anyagvizsgáló Napok, Balatonszéplak, 1973. Fémtani szekció II. kötet, pp. 35–41.
- Lehofer, K. (1974): Discussion report: Determination problem of service life decreasing effect of changing temperature and load, Int. Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications. 1st–5th April 1974, Sheffield.
- Lehofer, K. (1975): Kúszás és kifáradás kölcsönhatása nagy hőmérsékleten, VIII. Kohászati Anyagvizsgáló Napok Előadásai, Balatonszéplak 1975., Fémtani szekció, I. kötet, p. 139.
- Lehofer, K. (1976): Determination of fatigue life in elevated temperature on the basis of the creep laws, V. Mezinárodní symposium o zárupevných kovových materiálech 1976. Vsetín, II. pp. 392–402.
- Lehofer, K. (1977) : A kifáradási élettartam meghatározása nagy hőmérsékleten, Gép XXIX. 3. pp. 100–108.
- Lehofer, K. (1977): MSZ 105/31-J:1977 szabványjavaslat: Id szilárdság ellenőrzése növelt hőmérsékleten szakítóvizsgálattal
- Lehofer, K., Süle, J. (1981): Estimation of service lives of boiler components operating in thermal power plants, 6th Int. Symp. on Heat Resistant Metallic Materials, Kostelec at Gottwaldov, 1981., pp. 248–254.
- Lehofer, K. (1982): Coherent view of creep and fatigue, 8th Congr. on Material Testing, Budapest,
- Lehofer, K. (1983): Yield point as a material structure peculiarity, V. Symp. on Metallography, Proc. 2 Part, pp. 23–30. Vysoké Tatry, Czechoslovakia, 1983. 1982. GTE. Lectures I. Vol, pp. 138–142.
- Lehofer, K. (1984): Mérnöki módszerek a kúszás- és a fárasztóvizsgálatok eredményeinek értékelésére és a maradék élettartam becslésére, II: Országos Törésmechanikai Szeminárium, GTE kiadvány, 1984. pp. 89–130.
- Lehofer, K. (1986/a): A folyáshatár mint anyagszerkezet-jellemző, Magyarok szerepe a világ természettudományos és műszaki haladásában tudományos találkozók, Budapest 1986. Előadások II. kötet, 432–438 o.
- Lehofer, K. (1986/b): A maradék élettartam becslése, Gép XXXVIII. 9. 335–342. o.
- Lehofer, K. (1986/c): Estimation of the residual life, Proc. 7th Int. Symp. on Creepresistant Metallic Materials, CsVTS/Brno, 1986. pp. 335–342.
- Lehofer, K., Mucsy, E., Horváth, J., Gubicza, P. (1986/d): Comparison of the results of creep-tensile and creep tests, Proc. 9th Congr. on Material Testing, GTE Bp., I. Vol, p. 285.
- Lehofer, K. (1987): Kisciklusú fáradás növelt hőmérsékleten, III: Országos törésmechanikai Szeminárium, Hajdúszoboszló, GTE kiadvány 1987., pp. 63–67.

- Lehofer, K. (1995): A K_{IC} törési szívósság anyagszerkezet-függése, *Anyagvizsgálók Lapja* 5. 4. p. 123.
- Lehofer, K. (1995): Coherent view of creep and fatigue, *Problem# Procsnosztyi (Problems of Strength)*, 1–2., pp. 126–136.
- Lehofer, K. (1997): A kisciklusú fárasztó igénybevételek egyenértékűsége növelt hőmérsékleteken, *Anyagvizsgálók Lapja* 7. 4. pp. 97–102.
- Lehofer, K. (2000): Szerkezetek kritikus üzemi hőmérsékletének becslése, *Anyagvizsgálók Lapja*, 10. 4. p. 119.
- Lehofer, K. (2002): Hozzászólás a kúszási és fáradási repedésterjedés növelt hőmérsékleten témához, *Anyagvizsgálók Lapja*, 12. 4. p. 110.
- Lehofer, K. (2003): A hajtogatóvizsgálat újraértelmezése, *Anyagvizsgálók Lapja*, 13. 1. p. 11.
- Lehofer, K. (2004): Az alakváltozással vezérelt kisciklusú fáradás törvényszerűségei, *Anyagvizsgálók Lapja*, 14. 3. p. 79.
- Lehofer, K. (2004): A mechanikai tulajdonságok intelligens adatbázisai, *Anyagvizsgálók Lapja*, 14. 4. p. 110.
- Lehofer, K. (2005): A kúszási alakváltozás és a relaxáció leírása növelt hőmérsékleten, *Anyagvizsgálók Lapja*, 15. 1. p. 17.
- Lehofer, K. (2005): Módszerek a szerkezetek üzemelésre alkalmasságának megítélésére – Beszámoló a 3. FITNET szemináriumról, *Anyagvizsgálók Lapja*, 15. 4. p. 103.
- Lenel, F. V., Ansell, G. S. (1961): *Powder Metallurgy*, Interscience Publishers, New York–London, pp. 267–307
- Lenkeyné Dr. Biró, Gy., Balogh Zs., Tóth, L., Harmati, I. (2003): Végeselem-módszer alkalmazása csővezetékben lévő korróziós hibák veszélyességének értékelésére, *Anyagvizsgálók Lapja*, 13. 1. p. 3.
- Monkman, F. C., Grant, N. J. (1956): *Proc. ASTM*, 56 pp. 593–605.
- Mott, N. F., Nabarro, F. R. N. (1952): *Iron and Steel Institution*, Spec. Rept. No. 43
- Mumme, P., Belka, G. (1964): *Neue Hütte* 9. pp. 736–742.
- Nagy Gyula (1986): Kisciklusú fárasztó próbatestek törése, *Gép XXXVIII.* 9. p. 341.
- Nechtelberger, E., Kreitner, F., Krainer, E. (1973): Beitrag zur schnellen Ermittlung des Kriechverhaltens von Stahl nach dem Verfahren von Rajakovics, *Archiv f. Eisenhüttenwesen* 44 2. S. 136–141.
- Nikbin, K. M., Smith, D. J., Webster, G. A. (1986): An engineering approach to the prediction of creep crack growth. *J. Eng. Mat. Tech.*, 108 pp. 186–191.
- Nix, W. D., Matlock, D. K., Dimelfi, R. J. (1977): A model of creep fracture based on the plastic growth of cavities. . . , *Acta Metallurgica*, Vol 25 5. p. 495.
- NRIM (1978/79): *Fatigue data sheetes*, Tokyo, Japan,
- Orován, E. (1934): *Zeitschrift f. Physik*, 84 p. 634.
- Pech, R., Sedlacek, I. (1970): The investigation of the influence of nonstationary temperatures on the life of creep-resistant low alloy CrMoV-steel. *Symp. on Physical-Metallurgical Problems. Plzeň 1970. Vol 1*, pp. 138–154.
- Penny, R. K., Marriott, D. (1971): *Design for creep*, McGraw-Hill
- Penny, R. K., Marriott, D. (1973): Creep of pressure vessels, C204/73; *Int. Conf. on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications*, Philadelphia 1973 and Sheffield 1974.
- Pesek, L., Holly, A., Veles, P. (1983): *Proc. 5th Symposium on metallography*, Part 2, p. 44. *Vysoké Tatry*, 1983
- Petch, N. J. (1953): *Iron and Steel Institution*, 173 p. 25.
- Polányi, M. (1934): *Zeitschrift f. Physik*, 84 p. 660.
- Prandtl, L. (1928): *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik*, Vol. 8. S. 85.
- Prékopa, A. (1962): *Valószínűségelmélet*, Műszaki Könyvkiadó, Budapest,
- Prohászka, J. (1972): A szilárdásgnövelés lehetséges módjai. *Kohászati Lapok* 105 5. p. 199.
- Rajakovics, E. v., (1967): *Giesserei-Rundschau*, 14 12. S. 15–17.
- Rittinger, J. (1995): Fő-gőzvezetésekről, *Gép XLVII* 9–10 p. 49.
- Rózsahegy P. (1994/a): Szerkezeti acélok kisciklusú fárasztása növelt hőmérsékleten, *Gép XLVI* 12 pp. 22–28.
- Rózsahegy P. (1994/b): Átmérővezérelt kisciklusú fárasztóvizsgálat, *Anyagvizsgálók Lapja*, 4. 3. p. 87.
- Rózsahegy P. (1997): Kisciklusú fárasztás vizsgálattechnikai kérdései, *Emlékkülés / VI. Törésmechanikai szeminárium kiadványa*, MTA MAB – Bay Zoltán Alapítvány, Miskolc-Tapolca 1997., pp. 344–357.
- Schuchtar, E. (1987): Fáradásos repedésterjedés melegalakító szerszámacélban, *Gép XXXIX* 10 p. 375.
- Slesár, M. (1983): *Proc. 5th Symposium on Metallography*, Part 1, p. 131., *Vysoké Tatry*, 1983
- Suzuki, F. (1973): Dynamic stress relaxation due to cyclic variation of strain at elevated temperature, *Int. conf. on creep and fatigue. . .*, Philadelphia, Sept. 1973, C251/73
- Süle J., Katona Gy. (1979): Gőzvezeték élettartam-ellenőrzésének tapasztalatai, *Energia és Atomtechnika*, XXXII 8 p. 365
- Taylor, G. I. (1934): *Proc. Roy. Soc. A*. 145. p. 362.
- Thomas, G., Dawson, R. A. T. (1980): *Proc. Int. Conf. of Creep*, Sheffield, 1980., Vol. I, p. 167.
- Threadgill, P. L., Wilshire, B. (1972): Mechanisms of transient and steady-state creep in a $\square$ '-hardened austenitic steel; in *Proc. of conf. on creep strength in steel and hightemperature alloys*, Sheffield, 1972., pp. 8–14.
- Tilly, G. P. (1967): Influence of static and cyclic loads on the deformation behaviour of an alloy steel at 600°C; *Thermal and High-strain Fatigue*, *Proc. Int. Conf.*, London, 1967, p. 198.
- Tóth, L., (1981): A fáradt repedés terjedési sebességének leírása a károsodási folyamat jellemzésével, *Gép XXXIII* 7 pp. 257–262.
- Tóth, L., Zolnay, G. in eds. (1986): *Fémek és szerkezetek törése – Alkalmazott törésmechanika*, Gépipari Tudományos Egyesület, Budapest, p. 267,
- Verő J. (1967): A folyáshatár növelésének kérdése. *Kohászati Lapok* 100 5. p. 193.
- Viswanathan, R. (1974): *Metals Technology*, I. 6. p. 284.
- Werner, G. W. (1969): Zur Ermittlung der theoretischen Lebensdauer von Heissdampfrohren, *Energietechnik* 19 12. pp. 539–543.
- Ziaja Gy. (2002): A hajlítás elméletéhez. A hajlítás nyomaték- és erő szükséglete. www.mtt.bme.hu



ANYAGVIZSGÁLÓK LAPJA

Az ország vezető szaklapja - www.anyagvizsgaloklapja.hu 2020/IV. lapszám



ELŐZETES

**Új roncsolásmentes vizsgálati módszer:
METAL MAGNETIC MEMORY**

(MMM eljárás gyakorlati alkalmazása az 1990-es évek közepétől)

**Földbe fektetett távvezetékek feltárás nélküli vizsgálatára
ugyanúgy alkalmazható, mint berendezések szigetelésen
keresztüli ellenőrzésére.**

Hazai és nemzetközi tapasztalatok

A Magyar Anyagvizsgálók Egyesülete (MAE) elnökeinek portréja

Tetmajer Lajos (vagy ahogyan a mérnöki tanulmányok során megismertük, Ludwig von Tetmajer) 125 éve, 1895. szeptember 9.-11. között Zürichben életre hívta az Anyagvizsgálók Nemzetközi Szervezetét. A MAGYAR ANYAGVIZSGÁLÓK EGYESÜLETE másodikként, 1897. június 16-án alakult meg azzal az alapvető céllal, hogy hazánkat a nemzetközi rendezvényeken ez, és ne az osztrák-magyar egyesület képviselje. A II. Világháború végéig szervezetünk folyamatosan működött, majd az alapítás 100. évfordulóján, a Miskolctapolcán elindult kezdeményezés hosszas vajúrást követően (Anyagvizsgálók Lapja, 2013/3-4) végül 2012-ben beérett. Az eltelt – immáron történelmi – kor nem csupán lehetőséget biztosít a Felelős Szerkesztőnek a visszatekintésre, hanem fel is szólítja arra, hogy megemlékezzünk dicső elődjeinkről. Az alapvető kérdés ebben a helyzetben: hogyan, milyen módon, miképpen? A történelem megismételhetetlen. Ami elmúlt, visszahozni nem lehet, Még törekedni sem szabad erre, hiszen a kudarc eleve adott. Mégis kapaszkodóként szolgálhat az a tény, hogy mindig és mindenkor voltak olyan emblematiszusz személyek, akik többet vállaltak a szakmáért, annak fennmaradásáért, a szakemberek összefogásáért, a tudás népszerűsítéséért.

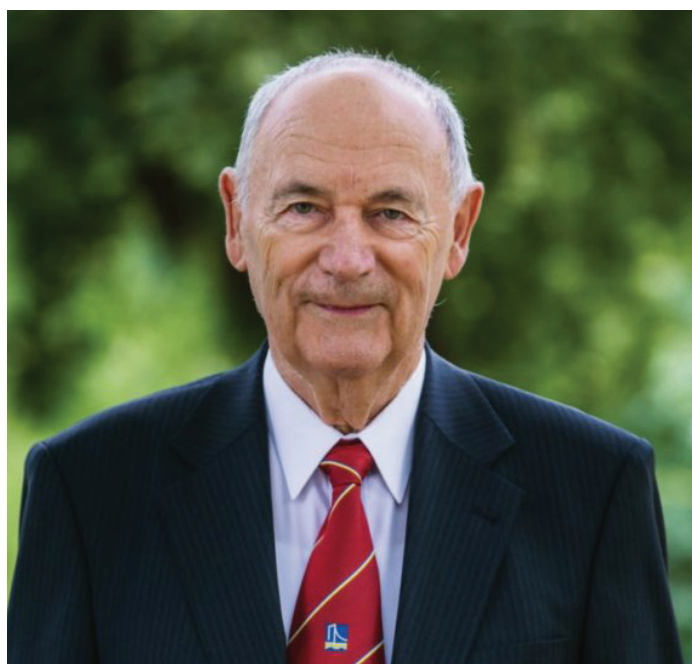
Ezek voltak az Egyesület elnökei. Álljon itt a névsoruk:

1897-1904	Czigler Győző (műegy. tanár)
1904-1910	Nagy Dezső (műegy. tanár)
1910-1914	Czékus Aurél (min. tanácsos)
1914-1917	Rejtő Sándor (műegy. tanár)
1917-1924	Zielinski Szilárd (műegy. tanár)
1924-1927	Gállik István (mint alelnök, államtit.)
1927-1930	Czakó Adolf (műegy. tanár)
1930-1934	Zorkóczy Samu (műsz. vezérig.)
1934-1939	Mihalich Győző (műegy. tanár)
1939-1942	Quirin Leo (műegy. tanár)
1942-1944	Misángyi Vilmos (műegy. tanár)
2012-2014	Gillemot László, Dr.
2014-2019	Czinege Imre (professzor emeritus)
2019 -	Biró Gyöngyvér, Dr. hab.

A 14 nevet felsorakoztató névsorból a jelenlegi elnök, Biró Gyöngyvér életének, tevékenységének rövid ismertetését olvashattuk lapunk 2020/1 számában. Most pedig a 2014-2019 közötti intervallumban „karmester pálcát” forgató elnök életével, szakmai tevékenységével ismerkedhet meg a Tisztelt Olvasó.

Tóth László
ny. egyetemi tanár

Czinege Imre, egyetemi tanár



Dr. Czinege Imre 1966-ban szerzett gépészmérnöki oklevelet a Miskolci Nehézipari Műszaki Egyetemen. Az egyetem elvégzése után a Bánki Donát Műszaki Főiskolán kezdett oktatni, ahol az oktatói pálya minden fokozatát végigjárva 1997-ben nevezték ki egyetemi tanárrá. Tanszékvezetői és intézet igazgatói megbízások után 1990 és 1997 között az intézmény főigazgatója volt. 2000-ben nyert felvételt a Széchenyi István Főiskolára, majd az intézmény egyetemmé alakulásakor, 2002-ben az egyetem első rektora lett. Megbízatása 2005-ben járt le, ezután egyetemi tanárként, majd 2011-től Professzor Emeritusként vesz részt a doktori képzésben és kutatásokban. Pályafutása során a klasszikus mechanikai technológia tudományterület összes tárgyát oktatta magyarul, majd 1993-tól néhány kurzust angol nyelven is. Rendszeresen közreműködik a tudományos minősítésben, évente több értekezés elbírálási

folyamatában vesz részt, mint bizottsági tag vagy bíráló.

1972-ben szerzett egyetemi doktori fokozatot, 1979-ben a műszaki tudomány kandidátusa címet, 1996-ban habilitált. Széleskörű kutatási tevékenységet folytatott az anyagvizsgálat, hőkezelés, képlékeny alakítás területén, műszerek és mérőberendezések fejlesztésében, járműgyártási technológiák kutatásában. Az ipari kutatásokhoz kapcsolódott 10 találmányi bejelentése, ebből 7 szabadalmat kapott. Szakmai pályafutása alatt számos hazai és nemzetközi K+F pályázat, ipari K+F és vállalkozási projektnek volt résztvevője, illetve projektvezetője.

Publikációk száma:

• Folyóiratcikk	51
• Könyvrészlet	22
• Egyéb konferenciaközlemény	19
• Egyéb	7
• Összesen	99
• Független idézetek	87

Szakmai és tudományos közéleti tevékenység:

1966 -	Gépipari Tudományos Egyesület tagja
1982-1992	GTE Képlékenyalakítási Központi Szakosztály elnöke
1991-1994	TEXT nemzetközi szervezet elnökségének tagja
1992-1993	Főiskolai Főigazgatói Konferencia elnöke
1994-1998	Felsőoktatási és Tudományos Tanács tagja
1995-1997	Magyar Akkreditációs Bizottság Műszaki Albizottságának tagja
1995-2005	MTA ATB Alakítástechnikai Albizottságának tagja
2005 -	MTA Anyagtudományi és Technológiai Bizottság tagja
2015-2020	Magyar Anyagvizsgálók Egyesületének elnöke

Kitüntetések, díjak:

1966	Felsőoktatási Tanulmányi Érdemérem
1972	Műszaki Irodalmi Díj (GTE)
1997	Szent Györgyi Albert díj

**Mérőeszközök
Szakértelemmel** 

INTESZT Méréstechnikai Kereskedelmi és Szolgáltató Kft.

Központ: H-1113 Budapest, Diószegi út 47/a.

Tel.: +36 (1) 468-3798

Fax: +36 (1) 468-3799

E-mail: info@inteszt.hu

Skype: inteszt

GPS koordináták: N47.47821 E19.03523

Festékek és bevonatok vizsgálatához kínálatunkban mindent megtalál

- rétegvastagság mérők (acél, alumínium, réz),
- ultrahangos rétegvastagság mérők (műanyag és fa felületekhez is),
- színmérők, fényesség mérők,
- szín összehasonlító kabinok,
- készülékek bevonatok tapadásának vizsgálatára,
- kopásállóság vizsgálat,
- kézi és automata dörzsállóság vizsgáló készülékek (crockmeter-ek),
- karcállóság vizsgálat, bevonati keménység mérők,
- viszkoziméterek és kifolyás mérő poharak (ISO, DIN, Ford, Afnor),
- sűrűség mérésére fém piknométerek,
- kézi és automata filmfelhúzó,
- száradási idő mérők, stb...



Fodor Olivér bemutatása



Kényelmes helyzetben van a rovatvezető, mert elég annyit mondania, hogy a beszélgető partnere: Fodor Olivér. Hoszszú szakmai múltja, széles ipari ismeretségi köre, az anyagvizsgálók képzésében és szövetségünk vezetésében végzett munkája révén aligha van

e lapnak olyan olvasója, aki ne ismerné, vagy az itt látható fényképről ne ismerné föl.

Egyike voltál azoknak, akik a 80-as években részt vettek a sokat emlegetett, mondhatjuk legendás, két anyagvizsgáló szakmérnöki kurzus egyikén. Mi is volt ez a képzés, kik vehettek részt benne, mitől volt olyan jó, hogy az utóbbi húsz évben is többen javasolták a feltámasztását? (Sőt, jelenleg éppen akkreditálásra vár a MAE szervezésében született és a BMGE-re benyújtott képzési terv, illetve a Debreceni Egyetem ez év szeptemberi kezdéssel meghirdette a „Szerkezetintegritási és roncsolásmentes vizsgáló szakmérnök” szakirányú továbbképzését – a MAROVISZ közreműködésével.)

Ezek közül a valóban sokat emlegetett szakmérnöki kurzusok közül én a másodikon vettem részt, ahol a második legfiatalabb voltam Harnisch Jóska után. Vagyis a résztvevők jelentős része már jó pár év, nagyrészt ipari gyakorlatot mondhatott magáénak, vagy a felsőoktatásban, esetleg valamelyik kutatóintézetben dolgozott. A képzés keresztfél éves volt, vagyis a nem elhanyagolható mennyiségű tanulmányi szabadság nyáron is kivehető volt. Ezzel persze nem azt akarom mondani, hogy bárki is visszaélt volna a lehetőséggel és ezért jelentkezett volna ide, de ez a körülmény mindenképpen befolyásolta a hangulatot.

A képzés minőségét nagyban meghatározta, hogy olyan „nevek” adtak elő, mint például Prohászka János akadémikus, Czoboly Ernő, Havas István, Elter Pálné, Bödök Károly a Budapesti Műszaki Egyeterről, vagy külsőként Fuchs Erik (Vasipari Kutatóintézet) és Lőrinc László (Ganz Villamosági Művek). Egy biztos, az alapképzéshez képest

számtalan új információt kaptunk, a tematika úgy volt felépítve, hogy a négy félév alatt az anyagvizsgálat minden lényeges, illetve hozzá kapcsolódó területét érintette, legyen az akár a matematika vagy a mechanika. Ha belegondolunk, az anyagvizsgálat egy interdiszciplináris tudomány, mert a vizsgálattechnológián túl ismerni kell a gyártást és az igénybevételeket is. Összességében elmondható, hogy azok, akik ezt a szakmérnökít tartották, olyan lelkesedéssel és a szakma iránti olyan fokú elkötelezettséggel tették ezt, hogy az ránk, résztvevőkre is ráragadt, és sok mindenben meghatározta együnk-másikunk jövőjét.

Miért köteleződtél el az anyagvizsgálat mellett, mi vonzott ehhez a területhez?

Az egyetem elvégzése után a Csepel Művek Egyedi Gépgyárában kezdtem el dolgozni, ahol elsősorban hegesztéstechnológiával foglalkoztam. Már a diplomamunkám is leolvadó huzal-vezetős salakhegesztéssel foglalkozott, vagyis elkötelezettje voltam a hegesztésnek, és ezt csak erősítette a Gépgyár Hegesztéstechnikai Laboratóriumának jó szelleme, különösen a laboratórium vezetőjének, Beck Andrásnak a személye, aki szakmai és emberi szempontból is egyedülálló volt. Azok a fejlesztési, technológizálási feladatok (salakhegesztés, keskeny-hornyú hegesztés, impulzus ívhegesztés, javítóhegesztések, stb.), amikkel kapcsolatba kerültem nagyrészt mindig anyagvizsgálatba torkolltak, érthető módon, és itt kezdődött valahol a vonzódás az anyagvizsgálathoz. Ebben az időben indított az egyetem egy anyagvizsgáló szakmérnökít, amire lehetőségem volt beiratkozni, a többi már magától jött.

Nemrég mentél nyugdíjba, így aktuális a kérdés, hogy foglald össze röviden a pályafutásodat.

Ez nem könnyű, de megpróbálom igen röviden összefoglalni:

- dolgoztam gyártóműben, elsősorban acélszerkezet gyártásban, 4 évet (szocialista nagyvállalat);
- dolgoztam a BME Villamosipari Anyagtechnológia Tanszékén, mint tudományos segédmunkatárs, 3 éven át (felsőoktatás);
- majd az Energia Felügyelet Anyagvizsgáló Laboratóriumában, mint vezető, ahol néha hatósági feladatokat is elláttam, 13 év (hatóság);

- és 1996-tól az ÁEF Anyagvizsgáló Laboratórium Kft.-ben, mint ügyvezető, 2019-től nyugdíjasként (magánszféra).

De nagyjából, mindig ugyanazt csináltam.

Az egri konferenciákon hosszú ideje rendszeresen visszatérő téma a roncsolásmentes vizsgálók képzése és tanúsítása. Ez egyfelől annak köszönhető, hogy az erre vonatkozó szabvány gyakran változott, másfelől annak, hogy alapvető és mindmáig megoldatlan problémák vannak ezen a területen. Te hogyan látod ezt a kérdéskört?

A mai napig úgy érzem, hogy a szakma megbecsülésével van talán a legnagyobb gond, és nem elsősorban az anyagiakra gondolok. A gondok egyik oka lehet az, hogy sokan nem tartják önálló szakmának, ráadásul az anyagvizsgálatot még ma is gyakran a szükséges rossz kategóriájába sorolják. Bíztható viszont, hogy az utóbbi néhány évben az ipar valamivel nagyobb megbecsüléssel tekint erre a tevékenységre, s ez talán köszönhető a MAROVISZ-nak, valamint annak, hogy néhány felsőoktatási intézmény képzési programjában megjelent az anyagvizsgálat oktatásának csírája. Ez persze még nagyon kevés; ha lenne anyagvizsgáló mérnök – mint ahogyan van hegesztőmérnök és anyagmérnök – az valószínűleg még többet lendítene a szakma presztízsén.

Nem amolyan „tyúk vagy a tojás” kérdés ez: akkor lesz nagyobb a szakma megbecsülése, ha anyagvizsgáló mérnökök is megjelennek az iparban, vagy fordítva, ha komolyabban veszik az ipari szereplők az anyagvizsgálatot, akkor majd lesz igény anyagvizsgáló mérnökre?

Természetesen így van, én most csak kiemeltem egy fontos, talán a legfontosabb elemét a problémakörnek, amiért mi tehetjük a legtöbbet: az oktatást. Az ipar többi szereplőjére nyilván kisebb hatással vagyunk.

Maradva még a szakma megbecsülésénél: nem az lenne az első, hogy a szakma becsülje meg magát, összetartva, megállapodva a minimális vállalási árakban? Mert az akár irreális mértékű egymás alá ajánlás óhatatlanul odavezet, hogy leértékelődik a tevékenység mind a megrendelők, mind az anyagvizsgálók szemében, hogy csökken a fejlesztésekre fordítható forrás, a vizsgálók motivációja, a munka minősége?

A betartható és valóban be is tartott minimális vizsgálati árak is csak az egyik – esetleg tényleg hasznos – elemét képezhetik a jobb megbecsülésnek.

Visszatérve a Te tevékenységedre, személyesen milyen roncsolásmentes és mechanikai vizsgálatokkal foglalkoztál a leggyakrabban?

Személyes anyagvizsgáló élményeim leginkább az állapotfelméréshez kapcsolódnak. Mindig érdekes volt megfigyelni a szerkezetek degradálódását, akár feszültségkorrózióra, akár fáradásra, akár öregedésre vagy a tartósfolyás jelenségére volt visszavezethető. És hát persze dönten az eredmények alapján, illetve javaslatot tenni a további üzemelés lehetőségére, módjára.

Ezekhez kapcsolódtak a felületi repedésvizsgálatok, a helyszíni metallográfia, a keménységmérés. Többször volt alkalmam jelentős üzemi műltra visszatekintő berendezésekből kivett minták roncsolásos vizsgálatában is részt venni, köztük törésmechanikai vizsgálatokban is. Itt talán a legnagyobb kihívás a vizsgálati módszerek megválasztása, a próbatestek megtervezése – a korlátozott anyagmennyiségek miatt.

A sok év alatt bizonyára voltak kiemelkedően érdekes, illetve mások számára is tanulságos vizsgálati munkáid. Megoztanál néhány ilyen példát az olvasókkal?

Nyilván ennyi idő alatt számtalan érdekes munkában volt alkalmam részt venni. Ezek közül talán a káresetelemzések a legizgalmasabbak, mert ezeknek sokszor az emberi vonatkozásai a legérdekesebbek. Gondolok arra, hogy ilyenkor születnek jegyzőkönyvek, és azok olvasása során olyan állításokkal lehet találkozni, amelyek nyilvánvalóan nem fedik a valóságot: a leírtak, egyszerű műszaki vagy fizikai összefüggések tükrében, úgy nem történhetek meg. Számtalanszor rá kellett jönnöm, hogy a tények illetően elferdítése nem szándékos, hanem komolyan és őszintén azt hiszi a nyilatkozó, hogy az úgy történt, ahogy a pillanatnyi sok hatására a tudata levetítette.

Hogyan sikerült megoldani a vezetőváltást – ami sok cégnél egy neuralgikus időszak – az ÁEF Laboratórium élén? Várható valamiféle irányváltás a labor tevékenységében?

Szerintem jól. Még nem teljes a váltás, mert bejárok és részt veszek a napi ügyekben, de a cél az, hogy ez egyre ritkább legyen, és hamarosan a munkaidőmet is szeretném csökkenteni. Azt gondolom, hogy alapjaiban nem fog megváltozni a laboratórium tevékenysége, csak annyira, amennyire a környezet és a műszaki haladás megkívánja, ami persze természetes. De ki lát a jövőbe?

Nehezen tudom elképzelni, hogy teljesen elszakadjál a szakmától. Mik a terveid a jövőt illetően, ha nem titok?

Én is úgy gondolom, hogy nem szakadok el. Persze természetes módon ennek intenzitását csökkenteni szeretném. Az oktatásban, kimondottan a szakmai munkában egy darabig – szellemi és fizikai erőmnek megfelelően – biztosan részt veszek, persze ez attól is függ, hogy igényli-e ezt valaki.

Befejezésül: mit mondanál – úgy is mint a MAROVISZ elnökségének régi tagja – egy fiatal embernek – pályakezdőnek vagy a helyét keresőnek – miért kezdjen el foglalkozni az anyagvizsgálattal, miért válassza ezt a hivatást?

Röviden: mert érdekes! De tényleg. Kicsit részletesebben: mert állandóan új dolgokkal, új feladatokkal, új technológiákkal lehet és kell megismerkedni.

Az, aki ezt választja hivatásnak, készüljön fel arra, hogy szinte naponta új ismereteket kell elsajátítania, és azokat azonnal vagy rövid időn belül alkalmaznia is kell. Lehet, hogy könnyebb lenne megfogalmazni azt, hogy kinek nem való ez a szakma: hát annak, aki az előbbieket nem szereti.

Aki ezzel kíván foglalkozni, ismernie kell az anyagokat, a gyártási technológiákat és persze az elérhető vizsgálati módszereket. Valamint képesnek kell lennie a kapott eredményekből helytálló következtetéseket levonni. Ide tartozik, hogy nem szabad a roncsolásmentes vizsgálatokat mereven elválasztani a roncsolásosoktól, illetve nem szabad külön kezelni a gyártást és a vizsgálatot. Nyitottnak kell lenni minden újra, és fontos a jó kommunikációs készség, mert nem mindig adódik úgy, hogy a „megrendelővel” valaki más beszél majd az anyagvizsgáló helyett.

Skopál István



tripladuplav.hu

VELÜNK HÁROMSZOR JOBBAN JÁR

- ☑ Domain név regisztráció
- ☑ Tárhely szolgáltatás
- ☑ Internetes alkalmazás fejlesztés
- ☑ Honlap készítés
- ☑ On-line marketing
- ☑ IT biztonság
- ☑ Kreatív design

www.tripladuplav.hu webstúdió

Additív gyártás a zene művészetében

Balogh Bence

Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft, Tudományos munkatárs,
bence.balogh@bayzoltan.hu

Előzmények

A Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. 2014-ben kutatásokat végzett a „Magyar Zongora Projekt” keretei között, ahol a projekt célja egy magyar műszaki és gyártási ismeretekre alapozott, újszerű zongora prototípusának előállítás, ill. gyártástechnológiájának kidolgozása volt. Az egyik lényeges elem a szélerősítésű műanyag kompozitból álló rezonáns alkalmazása, a másik az újszerű formaterv volt.

Az irodalom értékelése után ismertették a kompozit-fejlesztésnél alkalmazott módszertant (kísérlettervezést) és a figyelembe vett paramétereket. A továbbiakban a közel 40 „kis” mintán végzett akusztikai vizsgálatok eredményeit ismertették a fa rezonánssal való összehasonlításban. Az eredményekből megállapították, hogy a lágyabb gyanta és a magasabb gyantatartalom eredményezett a fához közelebb álló akusztikai értékeket, de tekintettel arra, hogy a rezonáns komoly mechanikai igénybevételnek is ki van téve, ezeket a pusztán akusztikai szempontokat csak részben tudták figyelembe venni az ún. „fantom-zongorás” kísérletekben, ahol a végleges méretű keretbe elhelyezett, összesen ötféle rezonáns viselkedését hasonlították össze. Az erre a célra kidolgozott ragasztási módszerrel cserélhetővé tett rezonánsokon összehasonlító elemzést végeztek, és ennek eredményeire épült a végleges prototípus felépítése, amelynek akusztikai jellemzőit egy első osztályú kereskedelmi zongorával vetették össze.

A projekt eredményeként olyan prototípus jött létre, amelynek hangzása hozzáértők szerint sem marad el a hagyományos, fa-rezonánst használó legjobb zongorákétól [1].

A hegedű projekt

Az additív gyártás szinte már mindenki számára elérhető a mindennapjainkban. Számos típusából és márkából választhatunk elérhető áron. Az iparban is egyre szélesebb körben alkalmazzák a különböző additív eljárásokat és már nem csak a prototípus gyártásokban. Azonban kifejezetten érdekes kutatási és fejlesztési témák jelentek meg az ipari megoldásokon kívül is például határtudományokban és

az újszerű művészeti megoldásokban. Az additív gyártás fellendülése előtt is voltak olyan projektek, amik a kompozitok előnyét vizsgálták és összevetették más alapanyagok tulajdonságaival. A „Magyar Zongora projekt” [1] is egy klasszikus zongorát kívánt új modernebb formába önteni a jelenlegi műanyag technológiát alkalmazva.

A korábban ismertetett kutatás és annak eredményeit figyelembe véve, azt tűzték ki célként, hogy FDM (Fused Deposition Modeling – szálhúzásos eljárás) 3D nyomtatási technológiával, megfelelő anyagválasztással egy olyan hangszert hoznak létre, ami felveheti a versenyt hagyományos társaival, és esztétikailag is elfogadható. A rendelkezésemre álló gép munkaterének befogadóképessége limitálta, hogy milyen hangszerek jöhetnek szóba. Fontosnak tartottam, hogy minél kevesebb felé kelljen darabolni egy modellt, hiszen egy utólagos illesztés és ragasztás befolyásolhatja a hangképzést. Végül a választás a hegedűre esett.

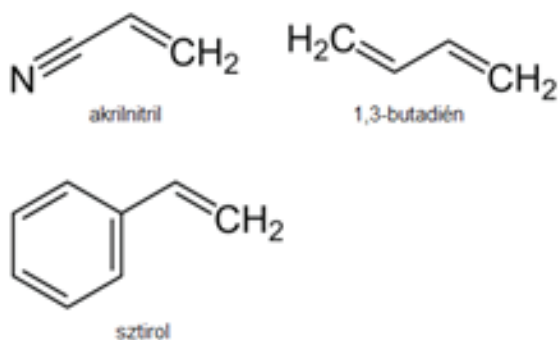
Anyagválasztás

Az irodalmi vizsgálat rámutatott arra, hogy a kompozitok bizonyos előnyös tulajdonságaik miatt, mint amilyen a nagy szilárdság, alaktartósság és (a fához képest) kis nedvességfelvétel, a világon már több próbálkozás történt bizonyos hangszerekben egyes, eredetileg fából készült alkatrészek kompozittal való helyettesítésére. Ezek között vannak vonósok és egyéb húros hangszerek, mint a gitár, a hárfa és a zongora. Az alkalmazott megoldások között találunk mind hőre lágyuló, mint hőre keményedő mátrixú kompozitokat, esetenként nemcsak szálerősítésű laminátokat hanem műanyag habokat is. Ahol erősítő szálak alkalmaztak ott gyakran előfordult az üvegszál, szénszál, de természetes szál is [1].

A 3D nyomtatásra elvégzett irodalomkutatás alapján a legnépszerűbb és leggyakrabban használt anyagok az ABS és a PLA, így ezeket mélyebb vizsgálat alá vettem, hogy melyik lehet megfelelő anyag a hegedűhöz.

ABS

Az akrilnitril-butadién-sztirol (ABS) egy olyan amorf polimer, amely akrilnitril és sztirol emulziós-, vagy



1. ábra. ABS monomerek szerkezeti képletei [2]

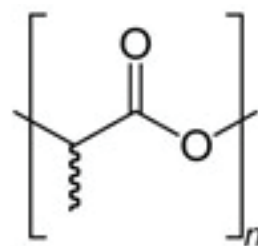
tömb polimerizációjával készül polibutadién jelenlétében (1. ábra).

A sztírol monomer biztosítja az ABS jó feldolgozhatóságát, az antikril adja a keménységet, a kémiai ellenállóságot, illetve a hőállóságot, a butadiéntől pedig a termék alacsonyabb hőmérsékleten is keményebb és rugalmasabb lesz. Különböző, specifikus tulajdonságokkal rendelkező minőségeket eredményez az összetevők arányának módosítása, illetve a speciális adalékanyagok használata.

Az ABS hosszú történelemmel rendelkezik a 3D nyomtatás világában, mivel az első olyan polimerek közé tartozik, amelyeket ipari nyomtatás során használtak. Napjainkban az ABS a PLA után a második legnépszerűbb nyomtatószerű anyag, köszönhetően az alacsony árának és a jó mechanikai tulajdonságainak, keménységének, ütésállóságának és tartósságának. Alkalmas tartós, kopásálló alkatrészek nyomtatására. Olvadáspontja magasabb a nyomtatószerű anyagokhoz képest, ebből adódóan használatkor magas nyomtatási hőmérséklet biztosítása szükséges. ABS használata esetén fontos az asztal fűtése és a megfelelő hőmérséklet-szabályozás. Hátrányai közé tartozik a vetemedésre való hajlamosága, illetve a körülményes nyomtatása. Nyomtatásakor intenzív gőz szabadul fel, ezért használata jól szellőző környezetben ajánlott [3], [4].

PLA

A politejsav, röviden PLA a legnépszerűbb biopolimerként, a biodegradábilis polimerek rendkívül fontos képviselője (2. ábra). Biológiai alapú anyagokból, például búzából, kukoricából és cukorrépából kivont keményítőből vagy cukorból állítják elő. Lebomlásakor víz, humusz és szén-dioxid keletkezik, így nem szennyezi a környezetet. Lebomlás komposztban ($T > 60^\circ\text{C}$) néhány hónap alatt végbemegy, biotikus környezetben nem bomlik. Mivel a bomlása csak a kezdeti hidrolízis után indul meg, szobahőmérséklet mellett szinte teljesen stabil, a belőle készített



2. ábra. A politejsav szerkezeti képlete [2]

termék hosszútávon, évekig használható marad [5], [6].

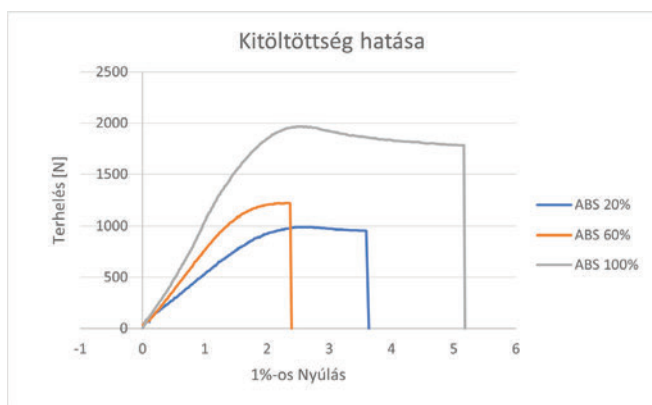
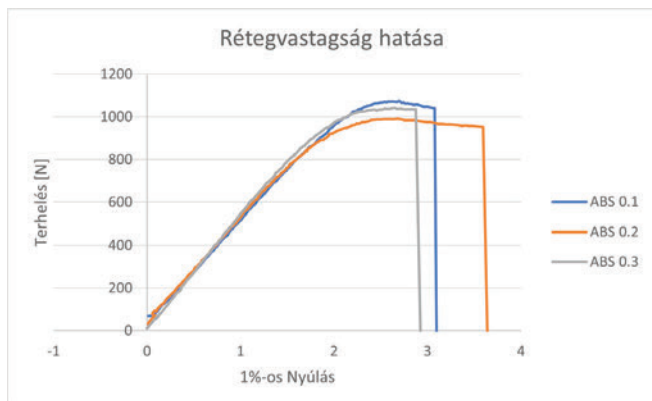
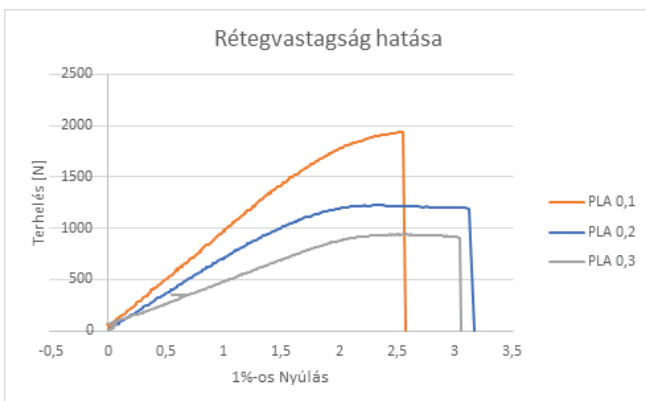
Anyagvizsgálatok

A fentebb vizsgált két anyagra **Suhaj Anett** kutató-társammal a „3D nyomtatási paraméterek hatásának vizsgálata a termék mechanikai tulajdonságaira” [7] című TDK dolgozatunkban végeztünk vizsgálatokat, aminek az eredményeit tovább hasznosítottam jelenlegi kutatásomban. A korábbi tanulmányban végzett mérés során összesen 30 darab 3D nyomtatással készült próbatestet vizsgáltunk meg. A szakító vizsgálatokat a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. Mechanikai Anyagvizsgáló laboratóriumában hajtottuk végre, Instron 8803 univerzális szervohidraulikus anyagvizsgáló berendezés használatával. Ez az anyagvizsgáló berendezés alkalmas statikus és fárasztó vizsgálatok végzésére. A berendezésen három különböző mérestartományú erőmérő cella használható, 500 kN-os, 25 kN-os, illetve 5 kN-os cella. Vizsgálataink során az 5 kN-os cellát használtuk. A nyomtatott próbatesteket húzó igénybevétel terhelte. A próbatestekre a befogás után, Instron Clip-on típusú nyúlásmérőt helyeztünk manuálisan. majd az anyagvizsgáló berendezésen 10 mm/perc húzási sebességet állítottunk be.

A vizsgált paramétereket az 1. táblázat foglalja össze. Az eredmények ABS tekintetében a 3-4. ábrán, PLA vonatkozóan pedig az 5-6. ábrán tekinthetőek meg. A hegedűhúrok (a következő sorrendben: E-A-D-G) megközelítőleg 71-53-45-45 [N] erővel terhelik a hegedű testet és a nyakat [9]. Tehát a mérések alapján az ABS és a PLA is megfelelő polimer lehet hiszen a legtöbb paraméter kombináció esetében közel 1000 [N] terhelés is képesek elviselni. Az egyszerűbb gyárthatóság tekintetében a PLA-ra esett a választás. A hegedű projektet a cseh Fillamentum vállalat támogatta a saját fejlesztésű anyagaival, így a végtermékhez Fillamentum filamenteket használtam.

1 Táblázat. Nyomtatási paraméterek

Próbatest csoport	Anyag	Kitöltöttség [%]	Rétegvastagság [mm]	Kitöltés típusa	Asztal hőm. [°C]	Fej hőm. [°C]	Befoglaló rétegek	Karima (réteg-körvonal)	Sebesség [m/s]
1.	PLA	20%	0,1	TM	65	210	6-6-3	nincs	65
2.	PLA	20%	0,2	TM	65	210	3-3-3	nincs	65
3.	PLA	20%	0,3	TM	65	210	2-2-3	nincs	65
4.	PLA	60%	0,2	TM	65	210	3-3-3	nincs	65
5.	PLA	100%	0,2	TM	65	210	3-3-3	nincs	65
6.	ABS	20%	0,1	TM	110	240	6-6-3	3:13	65
7.	ABS	20%	0,2	TM	110	240	3-3-3	3:13	65
8.	ABS	20%	0,3	TM	110	240	2-2-3	3:13	65
9.	ABS	60%	0,2	TM	110	240	3-3-3	3:13	65
10.	ABS	100%	0,2	TM	110	240	3-3-3	3:13	65

**3. ábra. ABS nyomtatószáll használatával készült próbatestek diagramjai különböző mértékű kitöltések használatával****5. ábra. PLA nyomtatószáll használatával készült próbatestek diagramjai különböző mértékű kitöltések használatával****4. ábra. ABS nyomtatószáll használatával készült próbatestek diagramjai különböző rétegvastagságok használatával****6. ábra. PLA nyomtatószáll használatával készült próbatestek diagramjai különböző rétegvastagságok használatával**

A modell és nyomtatás

A HovaLabs [10] korábban beszkenelt egy valós Stradivarius mesterhegedűt és abból kiindulva létrehozta egy 3D-s modellt. Ezt a modellt a köz és alkotók számára elérhetővé tették, hogy szabadon felhasználható legyen modellezési és kutatási célokra. Kiinduláshoz én is ezt a modellt alkalmaztam. Első körben változtatások nélkül nyomtattam egy részleteiben eredeti Hovalin-t, Hobbyking Grey-White „Change color” típusú PLA filamentből. Az esztétikai eredmény kifogástalan lett (7. ábra), egy ilyen replikát lehet maga Antonio Stradivari olasz hegedűkészítő is megirigyelne.



7. ábra. 3D nyomtatott Hovalin

Második lépésben, az elkészült hegedűt elvittem **Sz. Bíró Marianna**, a Miskolci Szimfonikus Zenekar prímhegedűséhez és **Soós Gábor** hegedűművészhez, hogy szakmailag vizsgálják meg azt. A gyártástechnológiai megoldás mind a két művészt lenyűgözte és láttak benne fantáziát, azonban hangtechnikai oldalról a következő megállapítások születtek:

- A hegedű túl halk,
- az aktuális merevítés nehéz,
- a nyak túl rövid, így nehezebb rajta teljes skálán játszani,
- lebegő húrlábra lenne szükség,
- két ponton felfekvő híd alkalmazásával növelhető a hasznos rezgőfelület.

Az így nyert tapasztalatok alapján, először a merevítő rúddal kísérleteztem, ami a műanyag elemek tehermentesítésére szolgál. Az eredeti Ø8x500 mm-es tömör acélrúd helyett, 1 mm falvastagságú 8 mm

átmérőjű, 500 mm hosszú acél csövet, majd az acélrúddal azonos paraméterű tömör alumínium rudat végül pedig az acél csővel megegyező paraméterű alumínium csövet használtam. Az összes megoldás ellátja a merevítés szerepét, mégis ergonómia szempontjából az alumínium cső közelít a legjobban ahhoz az érzethez, amit egy fa hegedű biztosít. A legjobb megoldás egy karbon cső alkalmazása lenne, azonban a kutatás alatt, nem sikerült ilyen terméket beszerezni, tehát ez az opció megmarad a jövőbeli tesztekhez.

Ezt követően a modellen a következő változtatásokat hajtottam végre [11-14]. A „híd” elemet megpróbáltam kikönnýíteni, de továbbra is megtartani, mint integrált elem, azonban így se esztétikai se teherviselési szempontból nem lett optimális, tehát elvettem az integrált lehetőséget és külön elemként terveztem újra, mint ahogy egy fa hegedű esetében is használatos. Az integrált húrlábat is megszüntettem és előkészítettem a modellt lebegő húrláb befogadására, aminek a felfogatása a merevítő csőben lesz központosítva. Kísérleteztem különböző hanglyukakkal, ahol az „f” lyuk potenciális repedés keltő szerepet vett fel az „f” csúcsos közepében. Az „S” hanglyuk bizonyult ideálisnak. Továbbá a nyakat újraterveztem, hogy 1:1 méretazonos legyen skála tekintetében egy igazi fából készült hegedűnyakkal. Nyomtatási oldalról egy hegedű test nyomtatása 0,3 mm-es rétegvastagság, 2 körvonal, 30% kitöltés mellett ~400 g anyagot és ~36-40 órát, egy teljes nyak pedig 0,2 mm-es rétegvastagság, 30%-os kitöltés és 3 körvonal mellett, ~100 g anyagot és 9-11 órát igényel. A nyomtatási minőség rontásával csökkenthető a gyártási idő, azonban ez jelentősen befolyásolja az esztétikai megjelenést és a hangzás minőségét is, mert látható bordázottság alakul ki a hangképző felületeken. A kitöltési mintázatok nem befolyásolták egyik paramétert se és elhanyagolható volt az össztömeg tekintetében is. Az utolsó modell esetében a hegedű nyaka nem PLA-ból készült, hanem a Fillamentum által biztosított CPEHG100-as polimerből, ami tovább növelte a merevséget. A CPEHG100-as anyag azonban a teljes hegedű testre nem volt a legalkalmasabb, mert az ABS-hez hasonlóan minimális hajlam figyelhető meg „warping-ra” (széleken való torzulás és felválás) és folyamatos 260-280 °C-os nyomtatási hőmérsékletet igényel, ami a jelenleg alkalmazott gépen burkolat nélkül közel 40 órán keresztül komoly kihívást jelentene. A nyak nagy felületi kiterjedése és az alkalmazott karima miatt nem produkált semmilyen problémás jelenséget. Az így készült hegedű a 8. ábrán látható.

Összegzés

A tanulmányt sikeresnek könyvelhetjük el, hiszen olyan prototípus jött létre, amelynek hangzása hoz-



8. ábra. Módosított 3D nyomtatott hegedű

záértők szerint is közel áll a hagyományos, fából készült hegedűkhöz. Az additív eljárással készült hegedű előnyei, hogy egyedi megjelenést biztosítanak, könnyen személyre szabható, könnyű az utánpótlás (a test és a nyak is külön cserélhető). Maga a gyártási folyamat megközelítőleg két napot vesz igénybe, továbbá idő és anyagi oldalról is gazdaságosnak tekinthető. Illetve, hogy a "csoda zongora" esetében is megállapításra került, a műanyag egyik nagy előnye a fával szemben, hogy nedves, páradús környezetben, például egy cseppkőbarlang koncert esetén

sem hangolódik el. A jövőbeli kutatásban érdemes lehet, más anyagokat is megvizsgálni, karbon csőre cserélni a jelenlegi alumíniumot és tovább finomítani a nyomtatási paramétereket.

Irodalomjegyzék

- [1] Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft.; (2014). Magyar zongora projekt
- [2] Resinex hivatalos oldala ABS és PLA - <http://www.resinex.hu/poiimertipusok/>
- [3] Hobbyking hivatalos oldala – ABS, https://hobbyking.com/en_us/pla-3d-printer-filament-white.html
- [4] Simplify 3D hivatalos oldala - ABS
- [5] <https://www.simplify3d.com/support/materials-guide/abs/>
- [6] H Tábi T.: Biopolimerek, biopolimerkompozitok előadás, 2015.
- [7] Bodnár I.: Hulladékgazdálkodás IV., Műanyag és gumi hulladékok feldolgozása és hasznosítása, előadás, 2016.
- [8] Balogh B., Suhaj A.; (2018). 3D nyomtatási paraméterek hatásának vizsgálata a termék mechanikai tulajdonságaira
- [9] Hegedűhúrok terhelése, <https://www.violinstringreview.com/tension-chart.html>
- [10] Hovalin hegedű, <https://www.hovalabs.com/>
- [11] Goldemberg, E. (2016). Mood, Posture and Rhythmic Feedback: MONAD Studio's Sonic Experiments with 3D-Printed Musical Instruments. Architectural Design, 86(6), 108-117.
- [12] Schleske, M. (2002). Empirical tools in contemporary violin making: Part I. Analysis of design, materials, varnish, and normal modes. Catgut Acoust. Soc. J.(Series II), 4, 50-64.
- [13] Heron-Allen, E. (2013). Violin-making: A historical and Practical Guide. Courier Corporation.
- [14] Weisshaar, H., & Shipman, M. (1988). Violin restoration: a manual for violin makers. Los Angeles: Weisshaar-Shipman.

Hivatkozások ellenőrzése: 2020.09.18.

Az Anyagvizsgálók Lapjának online látogatottsága

Az online platform 2017-es indulásától 2019 év végéig 7.164 diszkrét oldalletöltés jellemezte a forgalmat. Az oldalletöltések több mint egynegyede külföldről történt. A 2020-as jelen lapszámig összesített statisztika a látogatók számának szignifikáns növekedését jelzi, hiszen az ezévi oldal letöltések száma 8.659 darabbal az elmúlt évek átlagának kétszeresét is meghaladja.

A hazaihoz képest a külföldi látogatók részaránya erősen lecsökkent, de ez nem a külföldi 1.765 oldalletöltés csökkenésének, hanem egyértelműen a hazai közönség jelentős bővülésének köszönhető.

„Virtuális ESIS Nyári Iskola” az Európai Szerkezetintegrációs Társaság szervezésében

Tóth László, ny. egyetemi tanár

laszlo.toth@bayzoltan.hu

A COVID-19 vírus megjelenése és robbanásszerű terjedése (07.26-án 16,2 millió feletti fertőzött) teljes mértékben átforgatta a nemzetközi és hazai eszmecseréket, találkozókat. Az eddig megszokott hazai és nemzetközi rendezvények helyébe az ún. „virtuális” konferenciák, workshop-ok léptek. Ezek száma ugyancsak nehezen követhetően növekszik az egyidejűleg résztvevők számával együtt. Erre legyen csupán az egyetlen példa: a Nemzetközi Hegesztési Szövetség (IIW) 73. Közgyűlésén mintegy 600 szakember regisztrált. Az események – regisztrálást követően – a <https://conference.iiw2020.online/> honlapra kattintva követhetők. Az ESIS ugyancsak ezt a módszert választotta. Az ESIS 18 szakmai bizottságában folyó munkák területéről 11 hirdetett meg egynapos virtuális képzést július 8-22 között. Ezekre a világ bármelyik részéből jelentkezni lehetett részvételi díj befizetése nélkül. A programot az 1. Táblázat foglalja össze. Az ESIS tevékenységében hazánk a szervezet alapításától (1977) fogva részt vesz. Úttörő szerepet ebben Dr. Czoboly Ernő vállalt, aki a Magyar Nemzeti Bizottságot (MNB) vezette (1980-1994), majd jómagam (1994-2014) között. Az MNB jelenlegi vezetője Dr. Trampus Péter, aki jelentős nemzetközi tevékenységgel, tapasztalattal is rendelkezik, és az ESIS-ben a TC17 csoportot alapította és vezeti. Jómagam a képzéssel és oktatással foglalkozó TC13-at vezettem 1996-2016 között. A Virtuális ESIS Nyári Iskola célja, hasonlóan a korábbi iskolákhoz az volt,

hogy áttekintést adjon a fiatal kutatóknak egy, a szerkezetintegritással kapcsolatos fontos témáról, a TC-17 esetében a roncsolásmentes vizsgálat (NDT / NDE) alapjairól.

Az idei nyári iskola programjából a TC 17 szakmai részére fókuszálva annak visszhangjáról kívánok egy rövid összefoglaló tudósítást adni, mivel a programban két hazai előadó és egy regisztrált hallgató kapott helyet.

A 45 perces előadások sorát **prof. Trampus Péter** a TC vezetője kezdte „Roncsolásmentes értékelés, mint



a szerkezetintegritás becslésének alapja” címmel. Ennek keretében két fő terület került áttekintésre. Az egyik a beépített anyagok természetes öregedési folyamatai által támasztott roncsolásmentes vizsgálati módszerek (és ezek értékelésnek) igénye, a másik ezek kielégítésének lehetőségei – egyebek mellett – a mikroelektro-nika döbbenetes fejlődésének eredményeként. Ez utóbbiak kapcsán számos újonnan bevezetett módszer, ezek megbízhatósága került tárgyalásra abból a szempontból értékelve, hogy miképpen járulhatnak hozzá az üzemeltetési kockázat felméréséhez.

1. Táblázat. A Virtuális ESIS Nyári Iskola témái és „menetrendje”

TC		Időpont
TC3	Mérnöki anyagok és szerkezetek kifáradása	2020.07.08.
TC4	Polimerek, kompozit anyagok és ragasztott kötéseik	2020.07.13.
TC6	Keramikus anyagok	2020.07.10.
TC8	Numerikus módszerek	2020.07.07.
TC9	Betonok	2020.07.21.
TC10	Környezeti hatások a repedések keletkezésébe	2020.07.15.
TC12	Nagyméretű szerkezetek biztonsága és kockázatelemzése	2020.07.14.
TC14	Biológiai anyagok és orvosi eszközök integritása	2020.07.06.
TC15	Additív technológiával gyártott elemek integritása	2020.07.31.
TC16	Elemi törések mechanikája	2020.07.09.
TC17	Roncsolásmentes értékelés	2020.07.22.

A következő előadást a spanyol roncsolásmentes vizsgálati szövetség részéről **Dr. Rafael Martinez Ona** tartotta „*Modern ultrahangos technikák a nagyteljesítményű eljárások követelményeinek kielégítésére*” címmel. Fellépésében



ugyancsak két lényeges momentum fontosságát hangsúlyozta. Ezek egyikében rámutatott a vizsgáló rendszerek minősítésében résztvevő Európai hálózat (European Network for Inspection and Qualification - ENIQ) szerepére és súlyára. Ennek oka, hogy bármely vizsgálat

során az észlelt „indikációt” mindenki és mindenhol ugyanúgy értékelje, valamint felmérje a vizsgálati módszerek korlátait. A másik érintett terület a fázisvezérelt ultrahangos vizsgálati módszerben (PAUT) rejlő széleskörű detektálási lehetőségek érzékelte-tése volt, hiszen a szerkezetekben egyidejűleg több hibatípus is megjelenhet. Ezek együttesen hathatnak az üzemeltetés biztonságára.

A harmadik előadást **Dr. Dudra Judit** tartotta, „*A roncsolásmentes vizsgálat eredményeinek szerepe a mérnöki szerkezetek megbízhatóságának értékelésében*” címmel. Abból az



alaphelyzetből indult ki, hogy egy üzemelő szerkezeti elem megbízhatóságának becslési eljárásai a méretezés szempontjából aktuális anyagjellemzőt, a szerkezetben levő hibát és az üzemeltetés során bennük ébredő mezőket veszik alapul. Ezek mindegyike azonos fontosságú. Előadásában

bemutatta, hogy a legveszélyesebb, a repedésszerű hibák kimutatására használt detektálási pontatlanságok miképpen befolyásolják a szerkezet biztonsági tényezőjét. Mindez egyértelműen számszerűsíthető a repedésérzékenységi index koncepciójának bevezetésével mind a kvázistatikus, mind pedig az ismétlődő terhelésű szerkezetekre. A gyakorlati alkalmazhatóságot számos ipari példa illusztrálta.

Az ebéd előtti előadást a horvát nemzetiségű **Prof. Lovre Krustolovic-Opara** tartotta „*A középhulámú infravörös termográfia alkalmazása a roncsolásmentes vizsgálatban és a dinamikus mechanikai vizs-*



gálatok érintkezésmentes értékelésében” címmel. A termográfiai vizsgálatok széles körben használatosak a legkülönbözőbb területeken, legyenek ezek aktív vagy passzív mérések is (energiát nyel el, vagy bocsájt ki). Az előadó áttekintette a közép- és hosszuhulámú vizsgálatok előnye-it, hátrányait és a bennük

meghúzódó lehetőségeket. Érdekes és új területet jelenthet a kompozit anyagokból készült szerkezeti elemek ellenőrzése, állapotfelmérése, roncsolásmentes vizsgálata, az indikációk feldolgozásának metodikai és matematikai módszerei.

Az ebéd utáni első és egyben a kurzus utolsó előadását a finn nemzetiségű **Prof. Iikka Virkkunen** tartotta „*A roncsolásmentes vizsgálatok megbízhatósága és a detektálás valószínűsége, POD*” címmel. A témakör a roncsolásmentes vizsgálatok alapeleme, hiszen előre tudnunk kell, egyrészt azt, hogy egy



adott vizsgálati módszertől mit várhatunk, eredményei mennyire reprodukálhatók, ill. milyen méretű az a legkisebb hiba, amit megbízhatóan ki tudunk mutatni, a módszer mire képes! Ezen ismeretek nélkül csak a „jvas-asszony” szintű megállapítások tehetők a vizsgált szerkezetek megbízhatóságát

illetően. Mindezen alapvető megállapításokra eljuthatunk a POD (probability of detection – a detektálás valószínűsége) görbék segítségével. Az előadás sorra vette a POD görbéket befolyásoló szubjektív és objektív paramétereket és azok szerepét.

Az előadásokat feleletválasztásos vizsga követte, amelyben a résztvevők egyrészt tanúbizonyságot adhattak arról, hogy mi mindent értettek meg,

ill. mennyire figyeltek az előadókra. Igaz egy ilyen vizsga nem csupán a hallgatót, hanem az előadót is minősítheti.

Az ESIS 11 napos nyári iskolájára a világ 25 országából regisztráltak. A TC17 által szervezett napon a regisztráltak száma 27 fő volt. Ezek közül 23 fő sikeres vizsgát tett, amelyet az ESIS oklevéllel ismert el. A regisztráltak és oklevelet kapók száma közötti különbség feltehetően azok okozhatták, akik nem is kapcsolódtak be a rendezvény teljes folyamatába. Hazánkból Erdei Réka, a Bay Zoltán Nonprofit Kft. munkatársa is sikeresen zárta ezt az újszerű, de mindenképpen hasznos napot.

Messzemenő elismerés illeti egyrészt a TC17

vezetőjét, Trampus Péter professzor urat a szakmai nap megszervezésért, koordinálásért, valamint Dr. Dudra Juditot a Bay Zoltán Nonprofit Kft. Mérnöki Divíziójának vezető kutatóját előadásának összeállításáért és megtartásáért.

A TC-k vezetőinek személyes és az itt folyó munkák lényegi részeinek ismerete alapján minden szerénység nélkül mondható, hogy hazánk szakembereinek reprezentáltsága e rendezvény kapcsán (jóval) meghaladta az ESIS-ben képviselt tagállamok teljesítményét. A gratuláció, az elismerés joggal kijár Francesco Iacoviello úrnak, az ESIS elnökének, aki megválasztása óta (2018) kifogyhatatlan energiával szervezi az ESIS tevékenységét.

2. Táblázat. A Virtuális ESIS Nyári Iskola programja (részlet)

9:00-9:45	Prof. Trampus Péter (Dunaújvárosi Egyetem, Magyarország) – „Non-destructive evaluation as a foundation of structural integrity assessment” – „Roncsolásmentes értékelés, mint a szerkezetintegritás becslésének alapja”
9:45-10:30	Dr. Rafael Martinez Ona (Spanish NDT Society, Spanyolország) – „Advanced ultrasonic techniques for answering high NDE performance requirements” – „Modern ultrahangos technikák a nagyteljesítményű eljárások követelményeinek kielégítésére”
10:30-11:00	Szünet
11:00-11:45	Dr. Dudra Judit (Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft., Magyarország) – „The role of the NDT results in reliability assessment of engineering structures” – „A roncsolásmentes vizsgálat eredményeinek szerepe a mérnöki szerkezetek megbízhatóságának értékelésében”
11:45-12:30	Prof. Lovre Krstulovic-Opara (University of Split, Horvátország) – „The middle wave infrared thermography in non-destructive testing and contactless evaluation of dynamical testing in experimental mechanics” – „A középhullámú infravörös termográfia alkalmazása a roncsolásmentes vizsgálatban és a dinamikus mechanikai vizsgálatok érintkezésmentes értékelésében”
12:30-13:30	Ebéd szünet
13:30-14:15	Prof. Iikka Virkkunen (Trueflaw Oy, Finnország) – „NDT reliability and probability of detection, POD” – „A roncsolásmentes vizsgálatok megbízhatósága és a detektálás valószínűsége, POD”
14:15-15:00	Vizsga

"Anyag" - "Anyagtudomány" definíciója - Vitaindító közlemény

Tóth László, ny. egyetemi tanár
tlaszlo@tvekt.hu

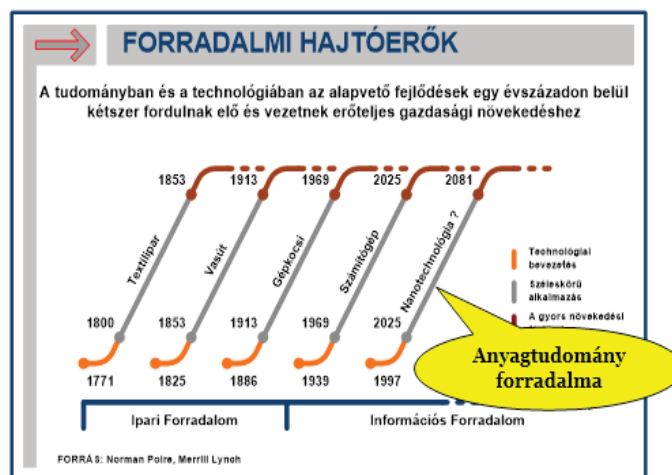
Bevezetés

„Miért is született e közlemény és miért az *Anyagvizsgálók Lapjában*?” – teheti fel a kérdést a Tisztelt Olvasók mindegyike. A fentiekre adott válasz relatíve egyszerű. Nézzon mindenki magába és próbálja definiálni az „anyag” vagy az „anyagtudomány” fogalma alatt mit is ért! Ismeretem szerint senki sem tud olyan választ adni, hogy „üsd fel ez és ez könyv, lexikon, XY oldalát és olvasd el a definíciókat!” Ha pedig a helyzet ez, akkor érdemes és szükséges a szakembereknek olyan definíciókat megalkotni, amelyek könyvekbe, lexikonokba kerülhetnek, és generációk egymásutánisága ugyanúgy értelmezheti a fogalmakat. Ezzel az indító kérdés első felére a választ – szerintem – megadtam. A kérdés második részének objektív és szubjektív indíttatású válasza: a lap elnevezésében szerepel az „anyag” kifejezés, jómagam pedig ennek felelős szerkesztője vagyok 2017-től kezdődően. Nyilvánvaló, hogy a vitaindító közlemény összeállításában ennél mélyebb és összetettebb objektív és szubjektív hajtóerők is megjelennek, de ezekről csak később kívánok beszélni. Az viszont tény, az MTA Műszaki Tudományok Osztályának Anyagtudományi és Technológiai Tudományos Bizottsága (ATTB) ülést kíván szervezni a címben említett fogalmak minél inkább egyértelmű megfogalmazására. Jelen közlemény ezt kívánja elősegíteni, megkísérelve a parttalan viták rövidítését.

Objektív és szubjektív indíttatások

Az egyértelmű és nyilvánvaló, hogy az alcímben szereplő két kifejezés maradéktalanul nem választható el egymástól. „Sportnyelven” szólva „a feladott teniszlabdát le kell ütni”! Ehhez két tényt kell felismerni; „a teniszlabda fenn van” és „a játékosnak ezt meg kell látni”. Az első rész tekinthető **objektívnek**, a második pedig **szubjektívnek**. Az „anyag”, „anyagtudomány” szerepe a gazdasági, társadalmi életben ugyanúgy változik, mint bármilyen más tudományterületé. Vannak korszakok, amelyekben egyik, és vannak olyanok is, amikor a másik tudományterület(ek) járulnak hozzá döntően a gyökeres társadalmi, gazdasági átalakulásokhoz. Tény, hogy mindig voltak, vannak és lesznek olyan műszaki indíttatású eredmények, amelyek teljes egészében átalakítják a gazdaság struktúráját és ezen keresztül a

társadalmi viszonyokkapcsolatrendszerét is alapvetően megváltoztatja. Az elmúlt 5-6 generáció életét gyökeresen megváltoztató ún. „forradalmi hajtóerőket” az 1. ábra szemlélteti.



1. ábra. A gazdaságot, társadalmat átformáló műszaki alapú hajtóerők

A gyökeres átalakulások, a fejlődés forradalmi hajtóerői a következőket eredményezték:

- megjelent a társadalmakban az új réteg, a **munkásosztály**, és a munka produktivitása ugrásszerűen megnőtt,
- megvalósult az egyén, az áruk nagy tömegének **menetrendszerű** mozgatása,
- megvalósult az egyének, az áruk, az **önálló elhatározáson** nyugvó mozgatása,
- az információs technológia megjelenése új távlatokat és lehetőségeket nyitott a **globalizációban**,
- véleményem szerint nem a nanotechnológia megjelenése a „forradalmi hajtóerő”, hanem az élő és élettelen természetre egyaránt érvényes **anyagtudomány forradalma**, azaz lehetővé válik az **élő- és élettelen anyagok egységes rendszerben** történő kezelésének lehetősége, mivel a nanoskálán végezhető technológiai eljárások az élő- és élettelen természet interfészének tekinthetők.

Maga az „**anyagtudomány**” kifejezés értelmezése rendszerint vitára készíti a szakembereket, hiszen szinte törvényszerűen mindenki a maga saját szakmai kompetenciájával, maga „szemüvegén” keresztül közelíti a fogalom értelmezéséhez [1]-[8], legyen

az a Magyar Nyelv Értelmező szótára szerkesztő bizottságának tagja, avagy a filozófia szakembere, vagy éppen fémkohászattal foglalkozó oktató, kutató. Ha viszont egy általános emberi gondolkodásból indulunk ki, akkor két alapvető lehetőségünk van következtetések levonására, általánosítható kategóriák, definíciók megfogalmazására. Amennyiben a **részjelenségek ismeretéből** kíséreljük felépíteni az általános igazságot (pl. az anyag vagy anyagtudomány fogalmához kívánunk eljutni), úgy gondolkodásmódunk az **induktív érvelés**. A másik lehetőségünk a **deduktív gondolkodásmód**. Ekkor egy általános és igaznak feltételezett szabályból, törvényből kiindulva lépésről lépésre levezethetünk egy konkrét szabályt, törvényszerűséget. A matematikusoknál e gondolkodásmód az „általános megoldás” és „partikuláris megoldás”. Kétségtelen tény, hogy a deduktív gondolkodásmód a stabilabb, az időállóbb.

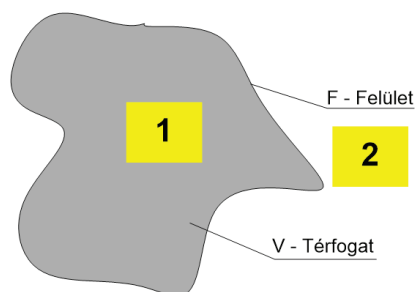
Anyagtudomány, tudomány

Amennyiben az anyag fogalmának lehetséges definíciójához kívánunk eljutni, úgy a fenti összetett kifejezés második tagjának értelmezésével célszerűbb kezdeni. Ehhez már található hivatkozási alap, pl. a Magyar Értelmező Kéziszótárban. Ezek szerint a tudomány: **„A természet, a társadalom és a gondolkodás összefüggéseiről szerzett igazolható, ill. bizonyítottan tekintett ismeretek rendszere.”** Ugyanezen gondolat más szavakkal is megfogalmazható. Mégpedig, minden tudományterületen keresni kell olyan alapokat (igazolhatóan, bizonyítottan tekintett), amelyeket a szakmai közvélemény igaznak, bizonyítottan tart. Igaz ezen alapigazságok időről időre változhatnak, következésképpen un. „paradigmaváltások” mehetnek végbe (pl. a legismertebb a geocentrikus vagy heliocentrikus világkép). Ezt a dinamizmust foglalta rendszerbe az amerikai filozófus, Thomas Samuel Kuhn [9] (1922-1996) *„A tudományos forradalmak szerkezete”* c. munkájában. Ezen alapigazságok alapján olyan részigazságok, tudományos megállapítások fogalmazhatók meg, amelyek nem mondanak ellent az elfogadott alapigazságoknak. Így felépíthető az adott tudományterület struktúrája, „háza”. Ha ilyen *„szemüvegen keresztül tekintünk”* pl. a Magyar Tudományos Akadémia által létrehozott 11 tudományos osztályra, azok tudományos tevékenységére vonatkozó *„alapigazságokra”* nem kaphatunk biztos eligazításokat. Talán részben kivétel lehet a *„Gazdaság- és Jogtudományok Osztálya”*, amelynél a jogi vonulatra az *„Alaptörvény”*

adhat útmutatást, annak ellenére, hogy a politikusok időnként „alaptörvény-ellenes törvényeket hoznak”. Ilyenkor teszi fel a kérdést a laikus szemlélő: „Ismeretek hiánya (butaság) vagy gátlástalanság” adja a hátterét a törvény megalkotásának?

Anyagtudomány, anyag

Az „anyag” egy lehetséges definíciójának megfogalmazása kapcsán legcélszerűbbnek a minket körülvevő világmindenségből és az itt, időben végbemenő folyamatok leírásából célszerű kiindulni. Kiindulva a **„tér-idő-energia”** alaphármasból Einstein $E=mc^2$ kifejezésének elfogadásától kezdve a **„tér-idő-anyag”** ekvivalencia nem kérdőjelezhető meg. Mind az „energia”, mind pedig az „anyag” a geometriai teret folytonosan kitölti. Ebből kiindulva mindig, minden, **tömeggel rendelkező anyag úgy definiálható**, mint **valamilyen tömegű térrész**, amelynek van **térfogata** és **felülete**, amelyet az anyagi térből „lekerítünk”. Ha egy konkrét, kiválasztott anyagról beszélünk, amelyet meg kívánunk különböztetni a másik anyagtól, akkor ennek definíciójaként tekinthető az, hogy az 1-es és 2-es térrész legalább egy, a tömeget, struktúrát jellemző mennyiségben különbözik egymástól. Ezt szemlélteti a 2. ábra.



2. ábra. Az „anyag” fogalom egy lehetséges definíciója

Az anyagok tulajdonságainak jellemzését a **leválasztott térfogat** paraméterével, paramétereivel definiálhatjuk. Így beszélhetünk:

- folyékony halmazállapotú,
- gáz/gőz halmazállapotú,
- szilárd halmazállapotú,
- homogén,
- heterogén,
- izotróp,
- anizotróp
- nagy gradiensű, stb.

anyagokról, megadván a kiválasztott térfogatban érvényesülő vagy feltételezett strukturális sajátosságokat.

Ha a tulajdonságokat kíséreljük meg definiálni, akkor megadhatók térfogatot jellemző viselkedések, és a környezettel való kapcsolatot biztosító felületi jellemzők, tulajdonságok. Az előbbieket, a **tömbi tulajdonságokat** értelmezi és hasznosítja a „mérnök”, az utóbbiak, a **felületi tulajdonságok** pedig bármilyen folyamatban, kölcsönhatásban (beleértve az élettelen és élő anyagok kapcsolatát is) töltöttek be meghatározó szerepet. Ezt illusztrálja a 3. ábra.



3. ábra. Az anyagok meghatározó tulajdonságai a mérnöki- és a nanoskálákon

A fenti megállapítás könnyen belátható, ha egy gömb felületének és térfogatának arányát vizsgáljuk. Ekkor ugyanis

$$\text{Felület} / \text{Térfogat} = 4R^2\pi / (4R^3\pi/3) = C / R$$

ekkor ugyanis

$R \Rightarrow \infty$, $\text{Felület} / \text{Térfogat} \Rightarrow 0$: **Tömbi tulajdonság**

$R \Rightarrow 0$, $\text{Felület} / \text{Térfogat} \Rightarrow \infty$: **Felületi tulajdonság**

a gömb sugarától, az anyag térfogatától függően vagy a tömbi, vagy pedig a felületi tulajdonságok lesznek a meghatározók az anyag viselkedésében! A nanotechnológia (reprodukálható tevékenységet, gyártást biztosító eljárásorozat) megjelenése az élettelen természet világában „**kommunikációs felületet**” hozott létre az **élő- és élettelen világ anyagai között**.

Amennyiben elfogadjuk az „anyag” oly módon megfogalmazott definícióját úgy, hogy az az anyagi világból kiemelt sajátos térfogat, akkor már csak két alapvető kérdés megválaszolását kell megtenni?:

1. Hogyan írhatók le a térben és az időben a bennük végbemenő lehetséges folyamatok?
2. Kifejezhetők-e matematikailag a térfogatban végbemenő folyamatok és a határoló felületeken fellépő viszonyok kapcsolata?

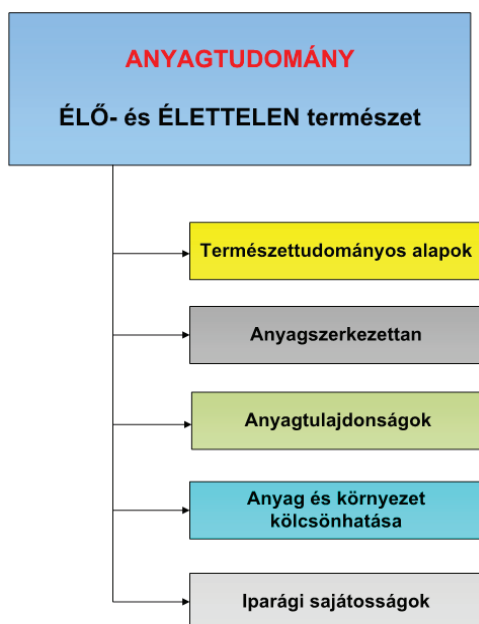
E kérdésekre a válasz egyértelmű, méghozzá IGEN! A kontinuumszemléletet kell segítségül hívni. Ugyanis, amennyiben az anyag (az energia) a geometriai teret folyamatosan kitölti, úgy az anyag állapotát és állapotváltozásait leíró függvények a helykoordinátáknak (helyvektoroknak) és az időnek olyan tenzorfüggvényei, amelyek véges számú belső felülettől eltekintve – megfelelő számú deriváltakkal együtt folytonosak [10]. Nem kívánok a kontinuummechanika részleteinek ismertetésébe kezdeni (kontinuumelemek, kontinuum, tömegelem, tömegpont, anyagi pont, elemi tömeg, részecskék, stb.), de ezek felhasználásával a térben és időben végbemenő folyamatok egyértelműen leírhatók. Erre két szemlélet létezik. Az egyik a **geometriai tér pontjaihoz kötött koordináta rendszerből** szemléljük a térbeli anyagi folyamatokat az idő függvényében. Ez az ún. Euler féle leírási mód. A másik az ún. Lagrange-féle leírási mód, amikor a koordináta rendszert az anyagi ponthoz (tehát mozgó) kötjük, és ennek figyelembevételével szemléljük a térben és időben lejátszódó folyamatokat, ill. az ezeket leíró tenzormezőket.

A második problémára, a térfogati és felületi viszonyok egyértelmű kapcsolatára [lásd pl. 11] adott válasz, ugyancsak **IGEN!** Ugyanis az elegendően sima **skalár** vagy **vektor** tér térfogati (pl. az anyag V térfogatában levő tömbi tulajdonságok) és a határoló felület integráljai között a gradiens, és a Gauss-Osztogradszkij tételek teremtenek kapcsolatot.

Visszatérve az 1. ábrára azt mondhatjuk, hogy az ipari forradalmat az információs forradalom követi és napjainkban **az anyagtudomány forradalma zajlik**. Ennek hatása természetesen megjelenik minden területen, ahol anyagokat használnak, ahol anyagok léteznek. A különböző anyagok között érvényesülő folyamatok anyag-anyag kölcsönhatásaként értelmezhetők. Ebből a szemszögből nézve az anyagtudomány értelmezési köre lényeges bővül, hiszen a mezőgazdasági, az élettudományi, gyógyszerészeti, orvostudományi, közegészségügyi, környezetvédelmi, stb. kérdéskörök számottevő része anyag-anyag kölcsönhatásaként értelmezhető.

Ha az anyagtudományra, mint olyan **eszközök rendszerére** tekintünk, amelyet felhasználhatunk az anyagok megismerésére, módosítására, felhasználására, stb. akkor mindenképpen több témakörre, tudományterületre kell gondolnunk. Egy sematikus összefoglalás a 4. ábrán látható.

Természettudományos alapok nélkül még csak



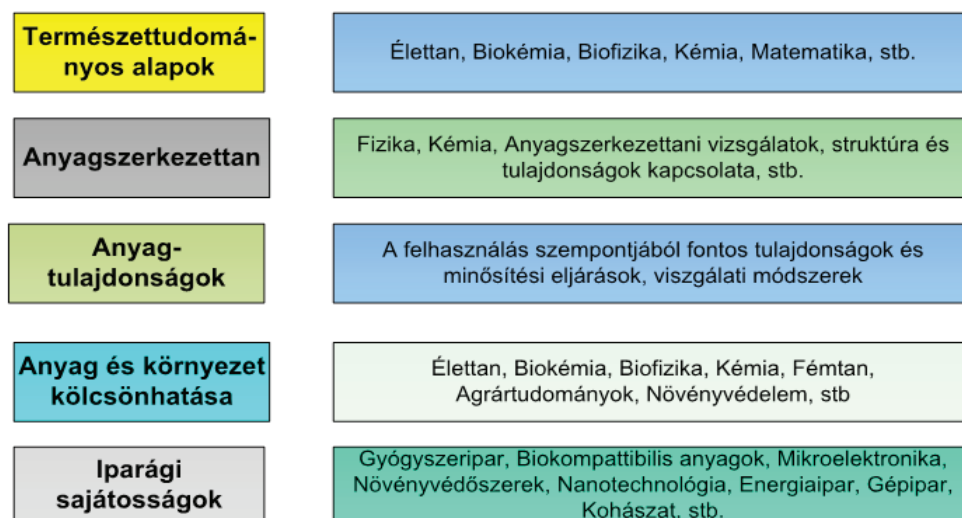
4. ábra. Az „ANYAGTUDOMÁNY” kifejezésben érintett témakörök

gondolni sem lehet **modellek** felállításáról, de minden anyagnak van valamilyen szerkezete, struktúrája, a felhasználás szempontjából lényeges tulajdonsága, környezetével valamilyen kapcsolatba lép, arra hathat valamilyen formában (pl. gyógyszer, növény védőszer, stb.), vagy a környezete által károsodhat, azaz a felhasználási tulajdonsága romolhat, és végül az egyes iparágak a különböző felhasználási tulajdonságú anyagokra szakosodott technológiákat kidolgozták. Amennyiben a jelenlegi oktatási struktúrákban oktatott tantárgyakat, ismereteket tekintjük, akkor azok szinte kivétel nélkül beilleszthetők a szélesebb értelemben

vett anyagtudomány témakörébe, azaz egyáltalán nem az oktatási paletta szűkítéséről, hanem a fókuszálásról és célirányosabb csoportosításáról beszélhetünk. Ezt érzékelteti az 5. ábra, ahol vázaltszerűen összefoglalásra kerültek azon ismeretek, amelyek különböző formában, tantárgycímek alatt napjainkban is szerepelnek a hallgatók különböző kurzusaiiban.

Kiemelten szeretném hangsúlyozni, hogy a 4. és 5. ábrán feltüntetett csoportosítások, kiemelések teljes mértékben önkényesek. Viszont nem kívánom elhallgatni azt sem, bármely szegmensében oktatandó tantárgyak összeállításánál jól használható „iránytűnek” tekinthető.

Végezetül engedje meg a Tisztelt Olvasó, hogy ne fogalmazzak meg összefoglalást, javaslatot az „**anyag**” és „**anyagtudomány**” definíciójára, hiszen alapvető célkitűzésem egy vitaindító közlemény összeállítása volt. Ebből kiindulva, nem kívántam idézni számos, „közzsájon forgó” definíciót, definíciókat (Prohászka János, Gyulai József, Tardy Pál, Verő Balázs,...), mivel ezekből induktív érveléssel juthattam volna lehetséges definíciókhoz. Céлом ugyanis egy olyan *deduktív gondolkodásmód bemutatása* volt a hiányzó és fontos definíciók megalkotására, amelyet alkalmazott mechanikus alapképzettségem kialakításában Sályi István nevelt belém olyan formán, hogy *„ismerd meg az általánost, és ennek alapján fogalmazd meg a partikuláris esetet”*. Apró – ugyancsak tőle származó - megjegyzés: Mindenki a maga koordináta rendszeréből szemléli a világot! Nagyon bízom abban, hogy az MTA „Anyagtudományi és Technológiai Tudományos Bizottság”



5. ábra. Az anyagtudományban érintett és jelenleg is szerteágazóan oktatott ismeret- és tantárgyhalmaz

általam ismert és elismert tagjai közös bölcsesség alapján rövidebb-hosszabb időintervallumban képesek olyan definíciókat megfogalmazni, amelyek az „anyag” előtagú tudományterületek könyveinek, előadásainak előszavában a jövőben egységesen megjelenhetnek.

Mit is várhatok egy ilyen – és életünk alapkérdését illető – vitától jómagam, az „adott koszos szemüvegben át szemlélő” egyén? Erre nézve két szélsőséges eredmény fogalmazható meg. A **pessimista** válasz: jót beszélgetünk, mindenki a saját beállítottsága alapján elmondja véleményét és minden marad a régiben. Ez is eredmény, csupán nem jelöl ki irányt. Elképzelhető egy **optimista** kimenet is. Az ATTB tagjai javaslatot fogalmaznak meg az „anyag” ÁLTALÁNOS definíciójára és ennek gyakorlati alkalmazhatóságát demonstrálják a „**műszaki anyagok**” (vagy ezek szűkített szegmensének) ill. a „**műszaki anyagtudomány**” **javasolt** definíciójának megalkotásával. Ha ebben egyetértésre jutnánk, akkor egyben javaslatot lehetne tenni a többi tudományterület hasonló lépéseinek megtételére is.

Irodalomjegyzék

- [1] Magyar Nyelv Értelmező Szótára. Akadémiai Kiadó, Budapest
- [2] PROHÁSZKA J., Anyagtudomány, anyagtechnológia, anyagtulajdonságok. Műszaki Tudomány, 56 (1978) 270–293.
- [3] PROHÁSZKA J., TÓTH L., Anyagtudomány, mint műszaki tudomány. BKL Kohászat, 130 (1997:10–12) 336–341
- [4] BÁRCZY P., Anyagismeret. Tankönyvkiadó, Budapest, 1990.
- [5] Britannica Hungaria, 1. Kötet.
- [6] Magyar Nagylexikon, 2. Kötet,
- [7] KELLER H., ERB U., Dictionary of Engineering Materials. Wiley-Interscience.
- [8] Webster's New Encyclopedic Dictionary, 1996.
- [9] Thomas Samuel Kuhn - A tudományos forradalmak szerkezete c. művének lerása https://hu.wikipedia.org/wiki/Thomas_Kuhn
- [10] Béda Gy., Kozák I. Verhás J.: Kontinuumechanika. Műszaki Könyvkiadó. Budapest, 1986.
- [11] BME Oktatási segédlet - Integrál tételek, Gradiens tétel <http://www.phy.bme.hu/~vektor/2015tavasz/5Elodas.pdf>

**Mérőeszközök
Szakértelemmel** 
INTESZT Méréstechnikai Kereskedelmi és Szolgáltató Kft.

Központ: H-1113 Budapest, Diószegi út 47/a.
Tel.: +36 (1) 468-3798
Fax: +36 (1) 468-3799
E-mail: info@inteszt.hu
Skype: inteszt
GPS koordináták: N47.47821 E19.03523

Korróziós kamrák speciális vizsgálatokra

Alkalmas hagyományos só-köd korróziós tesztekre, magas páratartalom, szárítás konstans vagy ciklikus hőmérsékleten, tesztek különböző kombinációja elvégezhető, átprogramozható



Korróziós kuponok:
Korrózió ellenőrzésére alkalmas fémpanelek, amelyek megmutatják a korróziós vizsgálat minőségét



Abrázív metallográfiai vágógépek

Több típusban elérhetőek:

- Asztali vagy padlótelepítésű verzió
- manuális és/vagy automata kialakítás
- Smartcut: túlterhelést elkerülő funkció
- dupla tárcsás verzió is elérhető
- Nagy méretű minták vágása
- strapabíró, könnyű kezelhetőség
- Nagy teljesítmény
- Metódok elmentése

További gépek, mérőeszközök a kínálatunkból

- Automata precíziós vágógépek
- Csiszoló-polírozó gépek
- Keménységmérő berendezés
- Hordozható keménységmérők
- Meleg mintabeágyazó gépek



BuehlerAbrasiMetXL Pro



Mérőeszközök Szakértelemmel

INTESZT Méréstechnikai Kereskedelmi és Szolgáltató Kft.

Központ: H-1113 Budapest, Diószegi út 47/a.

Tel.: +36 (1) 468-3798

Fax: +36 (1) 468-3799

E-mail: info@inteszt.hu

Skype: inteszt

GPS koordináták: N47.47821 E19.03523



Új elektro-mechanikus anyagvizsgáló gépek az INSTRON-tól

Az INSTRON 3400 és 6800 sorozat az INSTRON két új berendezés-családja, amelyek a legújabb technológiai fejlesztések eredményeit hordozzák magukban.



Mérőeszközök Szakértelemmel **INTESZT**

INTESZT Méréstechnikai Kereskedelmi és Szolgáltató Kft.

Központ: H-1113 Budapest, Diószegi út 47/a.

Tel.: +36 (1) 468-3798

Fax: +36 (1) 468-3799

E-mail: info@inteszt.hu

Skype: inteszt

GPS koordináták: N47.47821 E19.03523



www.inteszt.hu