

Egy költözködés margójára

Mint ismeretes az Anyagvizsgálók Lapját 1991-ben az ATESTOR Kft. Alapította és több mint, másfél évtizeden keresztül gondozta és biztosította a kiadás feltételeit. Az ATESTOR Kft. döntött az elektronikus forma létrehozásáról is. 2006.-ban átadta a kiadás jogát és felelőségét a MAROVISZ-nak. Ugyanakkor továbbra is biztosította szervert, a megjelentetés háttérét. Ezért köszönet illeti Szappanos Györgyöt, a Kft. vezetőjét és azokat is akik a honlap kezelésével háttérből támogatták a Lapot.

Több szempontból is eljött az idő önállósodásra. Az egyik ok, hogy számos területen a Lap és Kft. összekapcsolódása nem szűnt meg, például a vitafórum hozzáférésehez egyidejűleg mindkét helyre regisztrálás és bejelentkezés szükséges. Egy-egy komolyabb szerkezeti változtatáshoz a honlapon a Lap és a Kft. szervereseinek együttműködése kell, kellett, amit a jövőben egyszerűbben, dinamikusabban kívánunk megoldani.

Ugyancsak gondot jelent, hogy az Anyagvizsgálók Lapjának Szerkesztő Bizottsága döntött, hogy a korábbi számok elektronikus változatát is hozzáférhetővé teszi a Tisztelt Olvasók részére. A visszatekintés azt mutatta, hogy számos cikk ma is

még aktuális és korszerű ismereteket közöl, de a történeti áttekintés is hasznos lehet. A mérföldkövek sorozat például számos hazai személyiségnek állít emléket és úgy ítéltük meg, hogy emléküik megőrzése fontos a jelennek és a jövőnek egyaránt. Talán egyszer valaki feldolgozza ezt az anyagot is a személyek munkásságán keresztül bemutatásra kerül a magyar anyagvizsgálat története. A roncsolásmentes anyagvizsgálati részhez jó adalék lehet Becker István visszaemlékezése is.

Egy költözés mindig bonyodalmakkal, kellemetlenségekkel jár. Így van ez, így lesz az Anyagvizsgálók Lapja esetében is. Ezért minden olvasónk megértését, türelmét kérjük. Mindent igyekszünk elkövetni, hogy a váltás a lehető legsimábban menjen, de teljes zökkenőmentességet nem tudunk ígérni.

Ugyanakkor bízunk abban, hogy ez a váltás a Lap és az Olvasók javára fog szolgálni.

Dr. Gillemot László
Felelős Szerkesztő

Érintésmentes felületi érdességmérés lézer-speckle módszerekkel

Non-contact roughness measurement based on laser speckle techniques

HORVÁTH Balázs¹

Kulcsszavak: felületi érdesség, speckle kontraszt, speckle korreláció

Keywords: surface analysis, roughness, speckle contrast, speckle correlation

Summary

This study describes an optical surface analysis method based on the statistical and correlation evaluation of laser speckle images that can be used for non-contact roughness measurement of technical surfaces. We present the theoretical fundamentals, the possibilities of evaluation and the application ranges of the methods. A simple sensor setup will be described for the roughness analysis of TiN and NaCo[®] coatings.

Összefoglalás

Egy optikai felületvizsgáló eljárást mutatunk be mely a koherens szóródás által generált lézer-speckle mintázat (szemcsekép) statisztikai és korrelációs kiértékelésén alapul és a technikai felületek gyors, érintésmentes érdességmérésre használható. Ismertetjük az elméleti összefüggéseket, összefoglaljuk a speckle-képek kiértékelésének lehetőségeit és az egyes módszerek alkalmazhatóságainak határait. Bemutatásra kerül egy egyszerű szenzorrendezés, ami TiN és NaCo[®] szerszámbevonatok érdességének ellenőrzésére lett összeállítva.

1. Bevezetés

A műszaki gyakorlatban sokszor van szükség az érdességparaméterek gyors, érintésmentes meghatározására, ezért a fényszóródáson alapuló felületellenőrző eljárások régóta a fejlesztések középpontjában állnak (pl. TIS – *total integrated scattering* vagy ARS – *angle-resolved scattering* módszerek). A nyolcvanas évek elejétől kezdtek kísérletezni a lézeres szemcseképhasás (speckle) alkalmazásával felületvizsgálat céljából [1]. Kezdetben a speckle-mező intenzitásait fotódiodákkal parciálisan integrálva érzékelték, ami így nem adott kielégítő eredményeket, viszont a CCD és CMOS szenzorok megjelenésével a módszer újra előtérbe került. Mivel paraméteres módszerről van szó, a gyors mérés, az érintésmentesség, a gyártási folyamatba való integrálhatóság és a sok esetben egyszerű és költséghatékony szenzorfelépítés előnyeit hordozza.

2. A speckle-jelenség

Ha egy optikailag érdes felületet ($R_q \sim \lambda$) koherens, monokromatikus fénnel világítunk meg, akkor a reflektált nyalámban egy tipikus granulált intenzitás minta, szemcsekép vagy speckle-eloszlás látható (1. ábra). Ennek oka, hogy mivel a felület profilpontjainak magasságai eltérőek, az egyes hullámok által megtett optikai úthossz és így a megfigyelési síkot elérő hullámok fázisai is eltérnek egymástól. Ezek a hullámok az egyes megfigyelési pontokban interferálnak egymással és így lokális erősítéseket és kioltásokat hoznak létre. Ilyen szemcseképet egyrészt a felületi reflexió után a diffúz szórt mezőben láthatunk (objektív speckle) vagy optikai leképezés után a képsíkban (szubjektív speckle). Bár a fizikai magyarázatuk kissé eltér, technikai érdességmérésre mindkét megjelenési forma alkalmas.

3. Kiértékelési lehetőségek

A speckle-képek fontos jellemzője a kontrasztjuk (moduláltságuk), amit az intenzitásértékekből számolt szórás és a középintenzitás hányadosaként definiálunk (a csúcsos zárójelek átlagértékeket jelölnek):

$$K = \frac{\sigma_I}{\langle I \rangle} = \frac{\sqrt{\langle (I - \langle I \rangle)^2 \rangle}}{\langle I \rangle}$$

A Huygens-elvre támaszkodva és a profilpontok normáeloszlását feltételezve egy elméleti összefüggés vezethető le a kontraszt és a reflektáló felület profilpontjainak szórása – vagyis az R_q érdességparaméter – között [2]. A 2. ábra ezt az összefüggést mutatja különböző hullámhosszúságú megvilágításnál. A kontraszt a felületi érdességgel arányosan monoton növekszik, míg el nem éri a maximális 1 értéket. A szemcseképek ezen a tulajdonsága adja a speckle-kontraszt érdességmérés alapját, ami relatív kis érdességekre egy egyszerű összefüggést biztosít. A kezdeti szakasz meredeksége az alkalmazott hullámhossztól függ, a módszer az $R_q < \lambda/4$ határig használható.

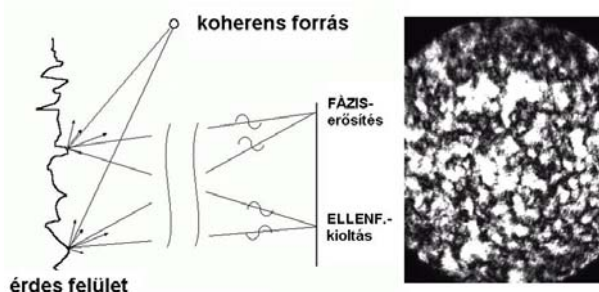
A kiértékelések másik csoportját képviselik a korrelációs technikák. Ekkor több speckle-képet is felvesszünk a megvilágítás valamely paraméterének módosítása mellett és az ezen eloszlásokból

¹Ilmenai Műszaki Egyetem, Mikrotechnika Tanszék, Dr.-Ing., tudományos munkatárs Tel.: +493641 282589; fax: +493641 282530. bh1@innovent-jena.de

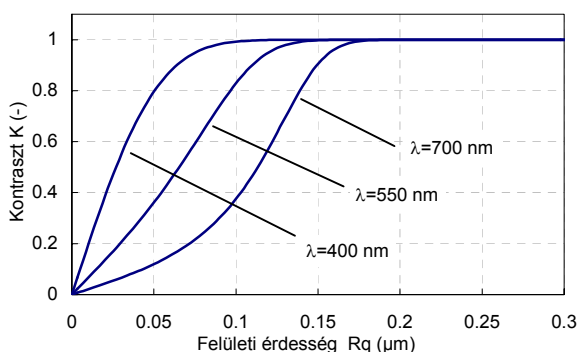
számított korrelációs együttható adja az érdességparamétert. Vagyis az eloszlások "hasonlóságát" vizsgáljuk. Attól függően, hogy a megvilágítás mely jellemzőjét módosítjuk a mérés során, megkülönböztetünk szögbeli- és spektrális korrelációt (a beesési szöget ill. a hullámhosszt változtatjuk). Több szerző használja a helybeli korrelációt is, ahol a munkadarab kismértékű eltolása után veszik fel a második speckle-képet [3,4]. A korrelációs együttható a következő képlettel definiált:

$$\rho_{12} = \frac{\langle (I_1 - \langle I_1 \rangle) \cdot (I_2 - \langle I_2 \rangle) \rangle}{\sigma_1 \cdot \sigma_2} = \frac{\langle I_1 I_2 \rangle - \langle I_1 \rangle \langle I_2 \rangle}{\sigma_1 \cdot \sigma_2}$$

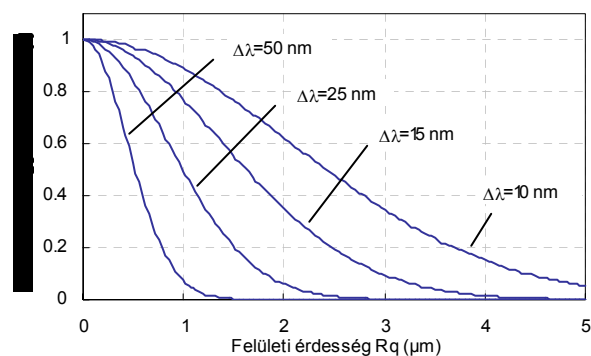
ahol σ_1 és σ_2 az I_1 és I_2 eloszlásokból számított intenzitás-szórások. A korrelációs módszerek előnye a szélesebb méréstartomány ($R_q < 3-5 \mu\text{m}$), viszont elsősorban teljesen modulált speckle-eloszlások esetén nyújt megbízható eredményt (vagyis amikor a kontraszt 1, lásd 2. ábrát). Ekkor is levezethetők közelítő összefüggések [2], a 3. ábra a spektrális korreláció elméleti érdesség függését mutatja eltérő hullámhosszkülönbségeknél. Megfelelő beállítás esetén az érdességmérés $R_q=3-4 \mu\text{m}$ -ig kiterjeszhető, ami a hagyományos fényszóródási módszerrel összehasonlítva egy pozitív tulajdonság. A szög- és helybeli korrelációk esetére azonos alakú összefüggés vezethető le, ahol az alkalmazott beesési szöghelyeltérés vagy felületeltolás növekedése hasonló módon erősebb dekorreláltsághoz vezet.



1. ábra: A speckle-mintázat kialakulása
Figure 1: Evolution of speckle images



2. ábra: A speckle-kontraszt elméleti érdesség-függése
Figure 2: Theoretical speckle contrast versus surface roughness



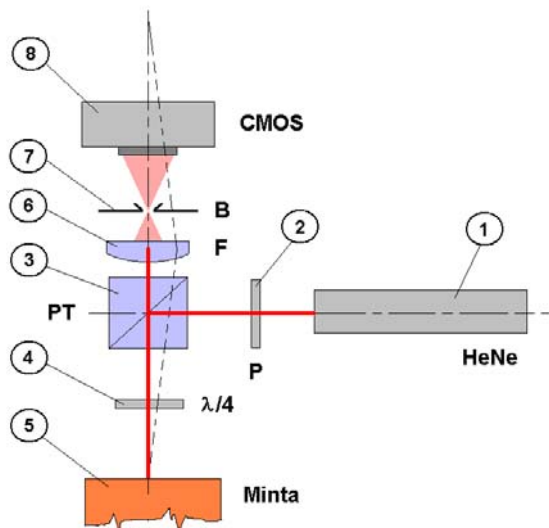
3. ábra: A korrelációs együttható elméleti érdesség függése

Figure 3: Correlation coefficient versus surface roughness

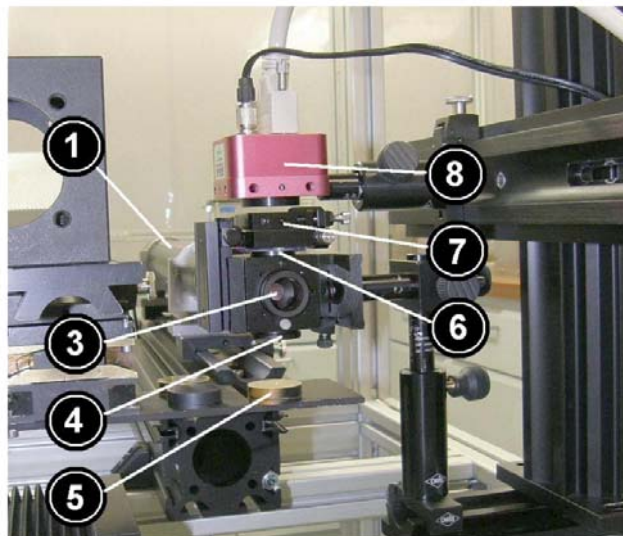
4. A kísérleti elrendezés

A feladat olyan simítókések élének az érdesség ellenőrzése volt, melyek függőleges irányban jól hozzáférhetőek voltak. A munkadarabok TiN vagy NaCo® (márkanév, a NanoComposite rövidítése) bevonatokkal készültek, melyek eltérő optikai tulajdonságokkal rendelkeztek (szín, reflektivitás). A szerszámkopás hatására a profilmélység megnő, az érdesség emelkedik. A kísérleti elrendezést a 4. ábra mutatja. Fényforrásként egy 15 mW teljesítményű HeNe gázlézert használtunk (1) $\lambda=633 \text{ nm}$ hullámhosszal és $P=15 \text{ mW}$ teljesítménnyel. A speckle-eloszlás kicsatolására egy polarizáló sugárostót használtunk (3). A nyaláb polarizációs síkját a (2) polarizátorral úgy állítjuk be, hogy az osztókocka a teljes intenzitást a minta irányába törje meg. A minta (5) és a sugárostó közé egy $\lambda/4$ fázislemezt helyezünk (4) amin a detektálható nyaláb kétszer áthalad és így a beeső és a reflektált nyaláb egymásra 90° -ban lineárisan polarizált lesz. Ekkor az osztókocka a reflexiót teljes egészében transzmittálja a detektor felé. Ezzel az elrendezéssel elérhető, hogy valóban csak a mintáról reflektált intenzitás tudjon áthaladni a sugárostón és érje el a detektort. Az $F=8 \text{ mm}$ fókusz távolságú lencse (6) a centrális spot-ot leképezi a detektorra, mely egy 1024×1024 pixel felbontású logaritmikus karakterisztikájú CMOS kamera. A (7) blende az F lencse fókusz síkjába pozícionált és az egyéb zavaró reflexiókat (sugárostó és a fázislemez felületeiről) takarja ki. Lényeges, hogy az F lencse a minta felületét a detektor mögé képezi le, ezzel a felület struktúrája nem zavarja a speckle-eloszlást. Bár a próbadarab és a detektor között egy lencse található, a mérés mégis az objektív speckle kiértékelésén alapszik, a lencse csak az objektív mintázatot „nagyítja”. Az szemcsék átmérője ca. $30-60 \mu\text{m}$ pixelnek felelt meg a detektor felületén. A mintákat egy mikroszkópasztalra helyeztük, mely $1 \mu\text{m}$ -es pontosságú pozícionálást biztosított. A mérőleges beesés miatt a minta távolsága a szen-

zortól irreleváns. Látható, hogy a speckle-kép érzékelése egy kedvező optikai elrendezéssel



megoldható és a módszer egy kompakt szenzor-felépítést biztosít.



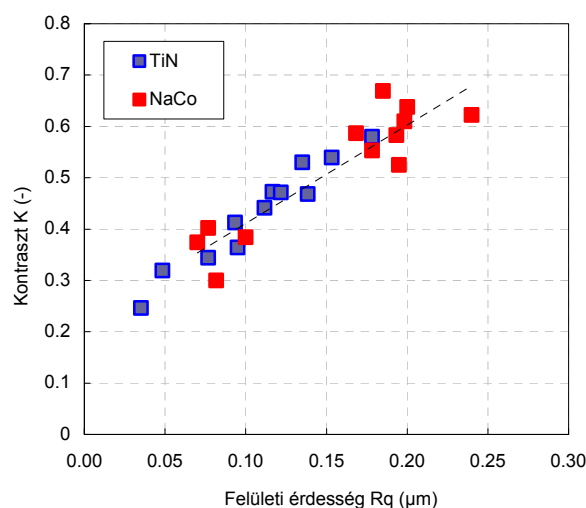
4. ábra: A kísérleti szenzorelrendezés

Figure 4: Experimental setup for speckle measurements

5. Mérési eredmények

A kísérleti mérésekhez egy 24 mintából álló próbasorozatot használtunk, melyből 12 TiN és 12 NaCo bevonatot kapott. Az eltérő érdesség értékeket polírozással állítottuk elő a jellemző tartományban $R_q=0,035 \mu\text{m}$ -tól $R_q=0,24 \mu\text{m}$ -ig. Az szenzorelrendezés – a jellemző érdességtartomány ismeretében – elsősorban a speckle-kontraszt mérésére lett összeállítva, de mivel a minták pozícionálhatósága biztosított volt, helybeli korrelációkat is számoltunk. A speckle-kontraszt mérések eredményei az 5. ábrában láthatók. A módszer előnye egyértelmű: mivel a kontrasztot a profilmélység által generált moduláció szabja meg és azt is a középintenzitásra „normáljuk”, a munkadarab optikai tulajdonságai nem befolyásolják a mérést és minden anyagra azonos mérőmodellt kapunk (ez pl. a TIS módszerre nem igaz). Az adott hullámhosszon a mérés felső határa $R_q=0,15 \mu\text{m}$ -nél lenne (lásd 2. ábrát), a módszer mégis a teljes érdesség-tartományban kielégítő eredményt adott. Az 6. ábra képei jól szemléltetik a detektált szemcseképek kontrasztjának változását az érdesség növekedésével. Az irodalom több helyen említi, hogy a speckle-eloszlások kontrasztját a felület horizontális érdesség-paraméterei (λ_a, Λ_k) nem befolyásolják, csak a profilmélység, amit saját szimulációs eredmények is alátámasztanak [5]. Így a mérőmodell elsősorban a vertikális érdesség-paraméterekre alkalmazható (R_a, R_q, R_z).

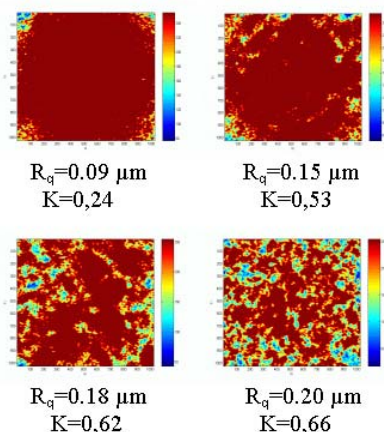
A helybeli korrelációs vizsgálatoknál pár próbadarabbal előméréseket végeztünk az ideális felületeltetés meghatározásához és a méréseket végül $\Delta x=4 \mu\text{m}$ -es beállítással végeztük el. Ekkor a kor



5. ábra: Mért speckle-kontraszt az érdesség függvényében

Figure 5: Measured speckle contrast versus probe roughness

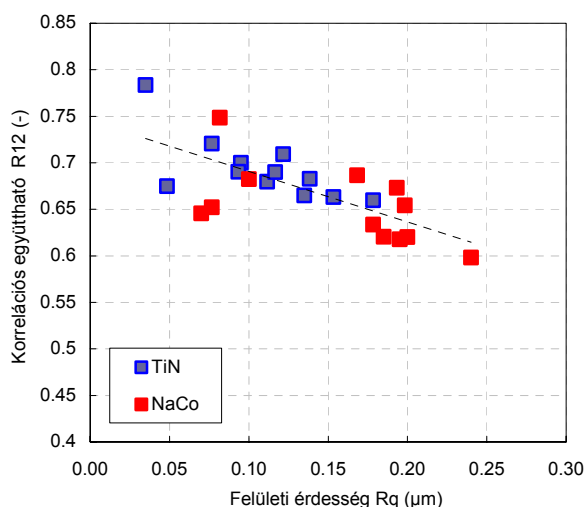
relációs együtthatók egy kedvező 0.6-0.8 tartományba estek és optimális meredekséget adtak. Az eredményeket az 7. ábra mutatja. A két bevonatanyagánál mért korrelációs eredmények itt is azonos viselkedést mutatnak és a mérőmodell egyetlen regressziós egyenessel megadható. Kisebbségi érdességtartományban ($R_q<0.1 \mu\text{m}$) a mérési bizonytalanság megnő, ami az ebben a tartományban még nem teljesen kifejtett szemcseképekkel magyarázható. Mind a speckle-kontraszt mind a speckle-korrelációs technikákra igaz, hogy a regressziós modell bármely vertikális érdesség-paraméterre felállítható, mivel azok kvázi-lineáris kapcsolatban vannak (ismert összefüggés, pl.



6. ábra: Detektált speckle-eloszlások pár érdesség esetén

Figure 6: Detected speckle images of some probes

$R_q \approx R_a \sqrt{\pi/2}$). A gyakorlati tapasztalat mégis azt mutatja, hogy a speckle-statisztika mérőszámai legbiztosabban a profilpont-magasságok négyzetes középeltéréseivel, vagyis az R_q vagy RMS (root-mean-square) értékekkel hozhatók összefüggésbe.



7. ábra: Mért helybeli korreláció az érdesség függvényében

Figure 7: Measured spatial correlation versus probe roughness

7. Összefoglalás, konklúzió

A viszonylag egyszerű és kompakt szenzorfelépítéssel megvalósítható speckle-érdességmérés jó alternatívát jelent a hagyományos TIS és ARS fényszóródási módszerekkel szemben. Az eljárás előnye, hogy mivel a mérőparamétert nem intenzitásértékekből, hanem a speckle-képek struktúrájából számoljuk, a felület optikai tulajdonságai nem befolyásolják a kiértékelést. Alacsonyabb érdességeknél $R_q < 0,15-0,25 \mu\text{m}$ -ig (az alkalmazott hullámhossztól is függően) a speckle-kontraszt, a fölött pedig valamelyik speckle-korrelációs technika használandó. A szerszámbevonatok monitorozására összeállított saját kísérleti elrendezéssel is kielégítő eredményeket kaptunk az $R_q=0,03-0,24 \mu\text{m}$ -es érdességtartományban.

Irodalom

- [1] Ruffing B.: Berührungslöse Rauigkeitsmessung mit Speckle-Korrelationsverfahren. *Dissertation*, Universität Karlsruhe (TH), 1982.
- [2] Dainty J.C.: Laser speckle and related phenomena. *Springer*, 1984.
- [3] Tay C.J., Toh S.L., Shang H.M., Zhang J.B.: Whole-field determination of surface roughness by speckle correlation, *Applied Optics*, Volume 34, Issue 13, pp. 2324-35, 1995.
- [4] Leger D., Perrin J.C.: Real-time measurement of surface roughness by correlation of speckle patterns. *Journal Optical Society of America*, Volume 66, Issue 11, pp. 1217-, 1976.
- [5] Horvath B.: Entwicklung einer optischen Messmethode zur Analyse lateraler Mikrostruktureoberflächen. *Technische Universität Ilmenau*, Dissertation, 2006.

Enhancement of X-Ray Diffraction Measurement of Residual Stresses by Using of Area Position Sensitive Detector

Maradó feszültség meghatározása röntgen-diffrakciós eljárással, terület-érzékeny mérőfej alkalmazásával

Nikolaj GANEV¹, Jiří BĚHAL²

Keywords: Residual stress, X-ray diffraction, Area detectors, Imaging plate

Kulcsszavak: maradó feszültség, röntgen diffrakció, területi detektor, kép lemez

Összefoglalás

Gépalkatrészek megbízhatóságának, élettartamának növelésének igénye - úgy a járműipar, légi közlekedés járművei, mint a nukleáris berendezések területén - szoros kapcsolatban áll a technológiai, gyártási eljárásokkal, valamint az alkatrészek végső megmunkálási paramétereivel. A felszíni rétegek egyik legfontosabb jellemzője a maradó feszültség. Amennyiben ismerjük a maradó feszültségek mértékét, lehetőségünk adódik olyan felületkezelések alkalmazására, amelyek eredménye nyomó feszültség kialakulása a szélső szálakban. A röntgen diffrakciós mérési eljárás fémes szerkezetek, valamint kerámiák esetén lehetővé teszi a maradó feszültségek meghatározását. A dolgozat egy repülőgép-ipari alkalmazás kapcsán mutatja be egy, területre érzékeny mérőfej elrendezés alkalmazását a maradó feszültségek meghatározásában.

Abstract

The growing requirements for reliability and life of machine components, in particular in automotive and aeronautics industries, as well as in nuclear power-plant engineering are closely related to technological procedures in manufacturing and final treatment. Residual stresses (RS) are one of the most important attributes of surface layers. If the residual stresses are known, it will be possible to predict operational reliability of mechanical parts and to choose such surface treatment that would result in creating a compressive pre-stressed layer acting as a barrier to prevent crack propagation into the material. X-ray diffraction methods represent a well developed tool for investigation of residual stress fields in metallic materials and engineering ceramics. The aim of this contribution is to present the enhanced arrangement of X-ray diffraction technique equipped with an area sensitive position detector and to illustrate its capabilities when applied in aircraft industry.

¹ Assoc.Prof. Nikolaj Ganev, Ph.D., Faculty of Nuclear Sciences and Physical Engineering, Czech Technical University in Prague, Trojanova 13, 120 00 Prague 2, Czech Republic, ganev@troja.fifi.cvut.cz

² Ing. Jiří Běhal, Aeronautical Research and Test Institute, Beranových 130, Prague 9, Czech Republic, behal.jr@vzlu.cz

Introduction

From the point of view of limiting values of stiffness, strength and life, surface of the machine components is the critical place. It is a known fact that operating reliability of machine parts is often determined more by the way their surface is finished rather than by the specific material composition. The growing requirements for reliability and life of machine components, in particular in automotive and aeronautics industries, as well as in nuclear power-plant engineering are closely related to technological procedures in manufacturing and final treatment. New high-strength materials and high rates of reduction during final surface creation raise misgivings about a favourable impact of the great energy put in the surface on functional properties of machine parts.

Residual stresses (RS) are one of the most important attributes of surface layers. They are formed in bodies of random composition as a result of the acting of external forces, thermal fields, phase transformations, etc., either directly or indirectly, as a result of inhomogeneous deformation, e.g. during the already mentioned surface finishing of machine parts and structures. If the residual stresses are known, it will be possible to predict operational reliability of mechanical parts and to choose such surface treatment that would result in creating a compressive pre-stressed layer acting as a barrier to prevent crack propagation into the material. Therefore, analysing residual stresses as part of material diagnostics is of the same importance as classic material testing methods, such as determining strength, impact hardness, hardness, resistance to abrasion and corrosion, etc.

X-ray diffraction methods represent a well developed tool for investigation of residual stress fields in metallic materials and engineering ceramics [1]. Due to the limitations of X-ray penetration depth, the X-ray diffraction technique can be used only for surface layers few micrometers in thickness. In the case of conventional X-ray diffraction equipment, investigation of stress depth profiles is performed in combination with electrochemical etching.

crystallographic lattice deformations are then evaluated [3]. After that, the image information is erased by means of UV light (7) and the detector (imaging plate) is prepared for a new measurement.

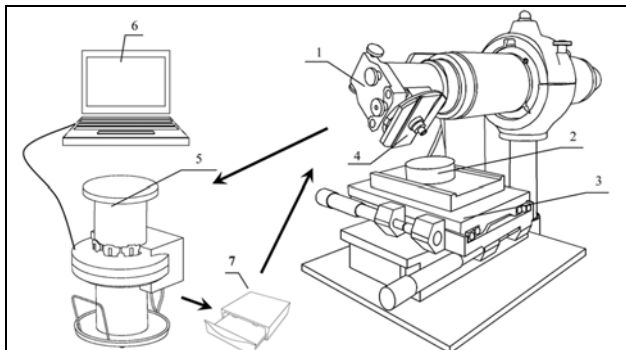


Fig. 2 Schematic drawing of the measuring set
2. ábra Mérőelrendezés sematikus ábrája

Investigation of lateral RS heterogeneity on turned surfaces

The modernized arrangement of the “one-tilt” method with no reference substance [2] was applied to investigate the distribution of residual stresses on **turned surfaces of the piston rod made of commercial steel L-ROL (Fe-0.32C-1.0 Mn-1.1Si-1.0Cr-0.3Ni-0.25C used in aircraft industry)**. The incident $\text{CrK}\alpha$ beam directed by a cylindrical collimator of 1.7 mm in diameter reached the sample surface at an angle of $\psi_0 = 45^\circ$ in the longitudinal and transversal direction, in which the surface components of axial σ_a and radial σ_r stresses respectively, were analyzed (Fig. 3).



Fig. 3 Measurement of axial residual stresses σ_a on the turned surface of investigated samples
3. ábra Az axiális visszamaradó feszültség mérése a minta esztergált felületén

The record of the $\{211\}$ α -Fe diffraction line intensity curve was obtained from a position sensitive detector based on imaging plates (Fig. 4). The

X-ray elastic constant $\frac{1}{2}s_2 = 5.76 \cdot 10^{-6} \text{ N}^{-1}\text{m}^2$ was used in residual stress calculations [1]. In addition to macroscopic residual stresses, the width W of diffraction line $\{211\}$ α -Fe was evaluated from the diffraction pattern. This quantity represents the degree of plastic deformation in the surface layer due to the mechanical treatment.



Fig. 4 Workplace for processing of imaging plate and for digital evaluating of diffraction patterns

4. ábra Munkaállomás a képfeldolgozáshoz és a diffrakciós vonalak digitális kiértékeléséhez

During X-ray diffraction monitoring of the manufacturing process an area of significantly inhomogeneous residual stresses depending on turning was found. The region was subject to a detailed examination of lateral distribution of surface residual stresses. A set of seven equidistant measuring points A, A1, ..., A6 was chosen on the investigated surface (Fig. 5).

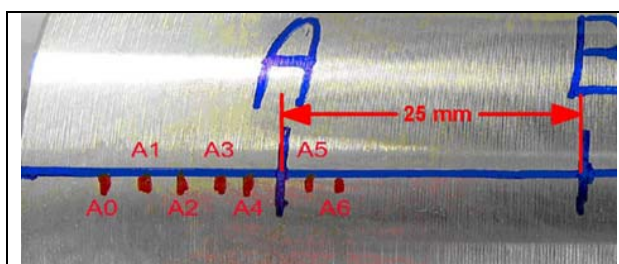


Fig. 5 Position of the measured places A0, A1, ..., A6 placed along the line parallel to the axis of the cylindrical sample. The distance between two neighbouring points is ca. 3 mm

5. ábra A0, A1A6 helyek a hengeres minta axiális tengelyének irányában. A két szomszédos pont távolsága kb. 3 mm

The obtained local non-uniformity of RS (Tab. 1, Fig. 6) indicates the existence of structure heterogeneity in the sample.

Tab. 1 Values of surface residual stresses (MPa) obtained on the analyzed surface in longitudinal (σ_a) and transversal (σ_r) direction. The experimental inaccuracy was approx. 50 MPa.

Place	A0	A1	A2	A3	A4	A	A5	A6
σ_a	–	432	150	32	-95	71	295	466
σ_r	408	356	256	320	231	208	387	476

Conclusions

- The detection of diffracted X-rays by means of an imaging plate is timesaving in comparison with the lengthy conventional film processing. Another advantage is the possibility of direct numerical evaluating of diffraction patterns which enables to reach the accuracy in stress determination comparable with diffractometer analysis.
- The identification of non-uniformity of residual stresses (Fig. 6) on the turned surface of the piston rod used in aircraft industry demonstrates the capability of the enhanced experimental set (Fig. 2).
- The obtained lateral gradients of residual stresses reached values of approx. 100 MPa·mm⁻¹ and thus give evidence about structure inhomogeneity in the surface layer. Taking into account that the residual stresses in question are tensile with one exception (Tab. 1), the obtained information could contribute to preventing the harmful impact of RS

on operational reliability of critical aircraft machine components.

References

- [1] Hauk, V. et al., Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods, Elsevier Science B. V., 1997, 640 p.
- [2] Kraus I., Ganey N.: Residual Stress and Stress Gradients. In: Industrial Applications of X-ray Diffraction, Eds. F.H.Chung and D.K.Smith, Marcel Dekker, Inc., New York-Basel, 2000; pp. 793-811.
- [3] Lee, S.L., Windover, D., Doxbeck, M., Nielsen, M., Kumar, A., Lu, T.-M.: Image plate X-ray diffraction and X-ray reflectivity characterization of protective coatings and thin films. In: Thin Solid Films 377-378, 2000, pp.447-454

The research was supported by the Project MSM № 6840770021 and by the Project № 106/07/0805 of the Czech Science Foundation.

Method of Evaluation of High Cycle Alternating Bending Fatigue Properties of Tubes with Variable Diameter

Változó átmérőjű csövek nagyciklusú kifaradási paramétereinek meghatározása váltakozó hajlítás esetén

Ivo ČERNÝ*, Martin ČIPERA*, Ivan FÜRBAČHER*

Key words: High cycle fatigue, tubes, resonance test machine

Kulcsszavak: Nagy ciklusú fáradás, csövek, rezonanciavizsgáló berendezés

Összefoglalás

A szerzők egy új eljárást javasolnak változó átmérőjű csövek nagyciklusú kifaradási paramétereinek meghatározása váltakozó hajlítás esetén, rezonancia elven alapuló, két tömegű lengőrendszer alkalmazásával, ahol a vizsgált próbatestet, mint rugóelemet alkalmazzák. A élettartam vizsgálatok során forgó-hajtógató fárasztás, valamint síkfeszültségű váltakozó hajlítóvizsgálatok eredményeit hasonlították össze, nagyszilárdságú acélszármazékok esetén. A vizsgálat második szakaszában az acélszármazékok kifaradási vizsgálatának eredményeit többféle kísérleti eljárással igazolták (pl. statikus kalibrálás). A vizsgálati eredmények lehetőséget biztosítottak a repedések megindulásának, valamint azok terjedési szakaszainak detektálására és meghatározására.

Summary

A new method of high-cycle fatigue testing of tubes with variable diameters was proposed with the use of a special testing resonance system containing two masses and the specimen as a springy element. A comparative experimental programme of fatigue tests under rotation bending and flat bending was performed on a high strength steel to verify an agreement of results obtained during these two types of tests. In the second stage, a method of fatigue testing of tubes was elaborated and experimentally verified, including specimen attachment method and static calibration. Records of dynamical stresses, which agreed with static calibration, enabled to separate crack initiation and growth stages.

Ing. Ivo Černý, PhD., Ing. Martin Čipera, Ing. Ivan Fürbacher, CSc., SVÚM a.s., Areál VÚ, Podnikatelská 565, 19011 Praha 9, Czech Republic, Ivo.Cerny@seznam.cz, strength@svum.cz

1. Introduction

High cycle fatigue resistance is an essential property of materials and components exposed to variable loading with a considerable number of loading cycles during operation. Significance of a careful evaluation of high cycle fatigue properties has been recently growing due modern design concepts with a tendency to reduce mass of structures as much as possible and increase intervals between maintenance to reduce life cycle costs [1]. An emphasis is being put not only on an evaluation of materials fatigue properties, but also on size effects [2] resulting in requirements on full-size component testing in specific real cases [3,4].

In spite of recent increasing use of numerical modelling and calculations representing a powerful and useful tools to predict durability, safety and reliability of machinery structures, an experimental evaluation of mechanical and fatigue properties of real subcomponents, components or their models is always an important part of research and development programmes with applied outputs. In such cases, it is important to find an adequate method of attachment of tested pieces as well as loading method to receive relevant and reproducible results. This contribution describes a development and verification of a method to evaluate fatigue properties of medium-size tubes with a variable diameter manufactured using advanced methods reduction forming – rolling. The tubes represented full-scale models of sections of hollow shafts with a perspective use in machinery.

2. Experimental method and verification

High cycle fatigue properties of metallic materials and components have to be preferentially experimentally evaluated using resonance fatigue machines because of possibilities to generate variable loading of fairly high frequencies and because of acceptable operation costs of the testing machines. To keep the testing costs low, it was decided to use a special resonance machine based on two parallel masses connected to each other by the tested piece serving as a spring

element (Fig.1).



Fig.1: Machine resonance system with masses and tested specimen as a springy element

1. ábra A gép rezonancia rendszere a tömegekkel és a próbatesttel, mint rugózó elemmel

One of the two masses in Fig.1 is being excited by an internal eccentric, the rotation being introduced by the external electric engine. The masses oscillate in the horizontal plane. As the system works below its natural frequency, the amplitude can be controlled by the oscillation frequency. A certain disadvantage of the machine is an absence of load cell. Stresses have to be therefore dynamically measured directly on the specimen surface, either by strain gauges or extensometers or both.

Unlike this situation of plane bending, shafts are usually loaded in operation by rotating bending. A comparative experimental programme of fatigue tests of a high strength A4T railway axle steel was carried out to verify, whether there are significant differences between the two types of loading, namely rotating and plane bending. A subsidiary aim of the testing programme was to verify possibilities of the testing system, exactness of load amplitude and comparability of results.

The used materials A4T was a standard alloyed heat treated steel for railway axles, strength $R_m = 790$ MPa. The specimen dimensions were: 500 mm total length and 50 mm diameter of gauge length. Two strain gauges were longitudinally bonded at opposite sides at the center of gauge length. Before attaching the tested specimen on the resonance machine, a careful static calibration was carried out on another hydraulic machine with an independently verified load cell, at four-point bending – Fig.2. During the static calibration, the specimen was several times turned bottom up and static loading was repeated. Strain values evaluated by the Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM) Spider 8 device were recorded together with actual static loading. Test span of the four-point bending was carefully measured.



Fig.2: Static calibration of strain gauges on specimen to be tested

2. ábra A próbatesten használt nyúlásmérő bélyegek statikus kalibrációja

Using the data of recorded static load values test span and diameter of the gauge length of the specimen, theoretical surface stress in the center of the specimen could be calculated and compared with the measured strain values. E-modulus was supposed to be 210 GPa. Comparing the theoretical and experimental values, there was a very good agreement between strain measured on tension and compression sides, up to 1.5 %. The difference between measured and calculated values was higher, about 6 %, theoretical values being higher. The difference can be explained by the type of specimen support used, which could cause some restriction against free horizontal motion.

Dynamic strain measurement and recording was performed during the whole fatigue test. The part before failure is shown in Fig. 3. The discreet reduction of strain amplitude in Fig. 3 corresponds to manually changed frequency of the controlling transducer. An interesting issue is the sensitivity of the load amplitude to crack initiation and gradual growth, which enables to determine the point of crack initiation and enables to separate crack initiation and crack growth stages.

The last step of the experiment was a comparison of the test result with a set of results obtained on the same specimens under rotation bending on the machine SCHENCK UMBI. Certain differences between flat and rotation bending tests exist, particularly in terms of the total specimen surface area exposed to maximum load amplitude. Whilst during rotation bending, all the specimen surface is exposed to the same maximum cyclic stress, during flat bending it is just a limited area close to the bending plane. It can be easily evaluated that if the total area corresponding up to

3 % stress drop off is considered, which corresponds to usual precision of fatigue limit estimation, the total area exposed to such the load represents 15 % of the total specimen surface area. This fact can be important in case of randomly and rarely distributed material defects

like large inclusions, because the probability that an inclusion initiates fatigue crack then grows with a larger total surface area. The tested material A4T is of a high quality, quite homogenous, so no difference between the two types of tests could be observed – Fig.4.

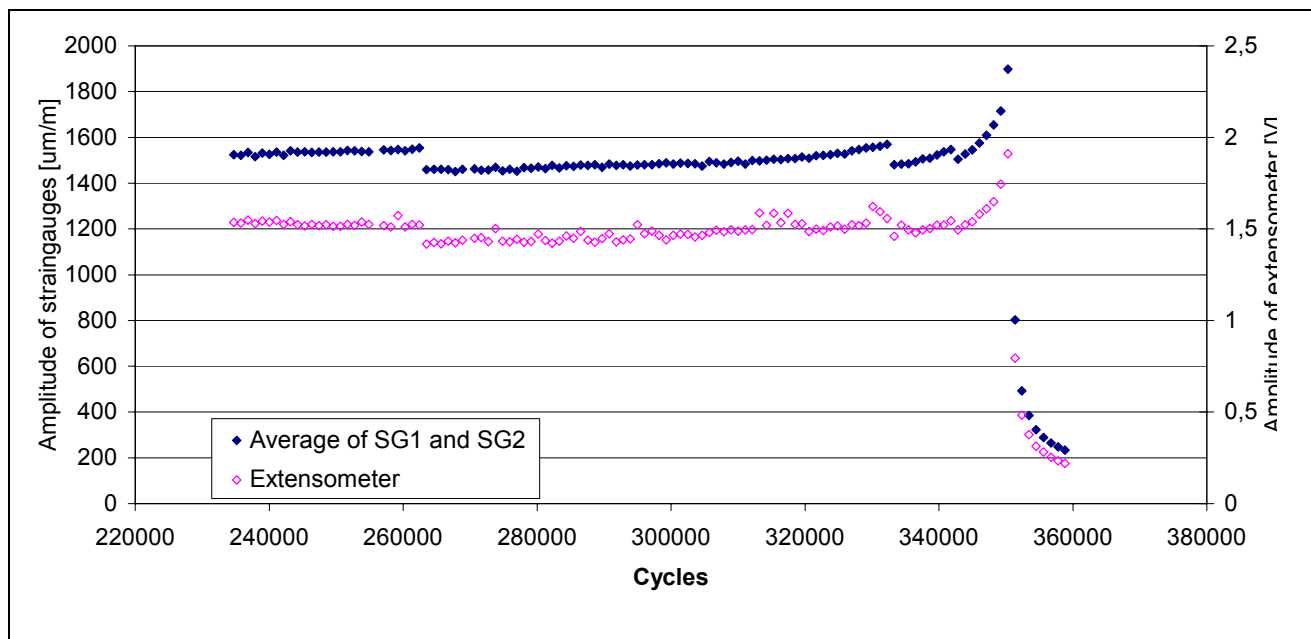


Fig.3: Record of strain gauges and extensometer during fatigue test

3. ábra A nyúlásmérő bélyegek és extenzométerekkel regisztrált eredmények fárasztás során

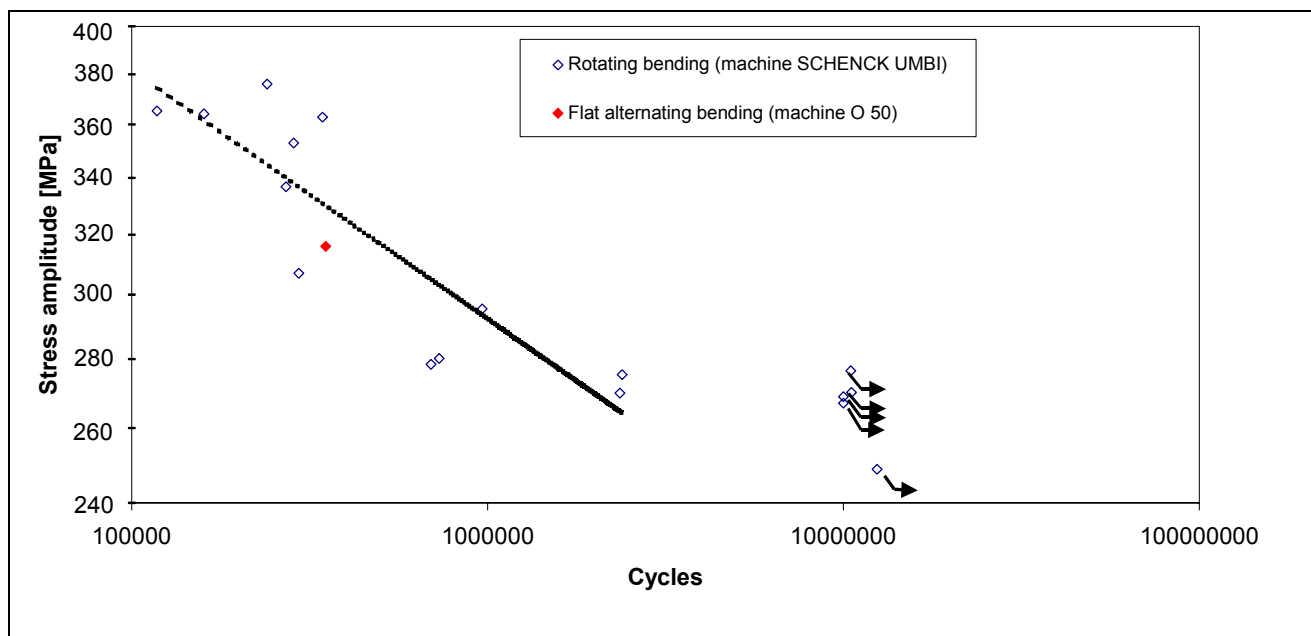


Fig.4: Comparison of the fatigue test under flat bending with rotating bending tests

4. ábra A lemez hajtogatási és forgó hajlítógató vizsgálatok összehasonlítása

3. Fatigue test of tubes with variable diameter

The main part of the work consisted in a verification of a methodology of fatigue tests of tubes with variable diameter. The trial tube was manufactured from a 16MnCrS5 (DIN) low-alloy case-hardening steel by reduction rolling. Strength of the material corresponded to 640 MPa according to the estimation from hardness measurement, HV30 = 183. The tube contained three straight sections with different diameters, namely 57 mm, 42.3 mm and 38 mm (outer diameters), as shown in Figs.5-7. The nominal wall thickness was approximately 5 mm. Exact values of thickness were 4.9 mm at the end of the maximum diameter, 5.5 mm in the central section and 4.6 mm at the small end, respectively. The microstructure was quite homogenous, with practically no defects, so it could be assumed that results obtained under flat bending conditions were comparable to those under rotating bending.

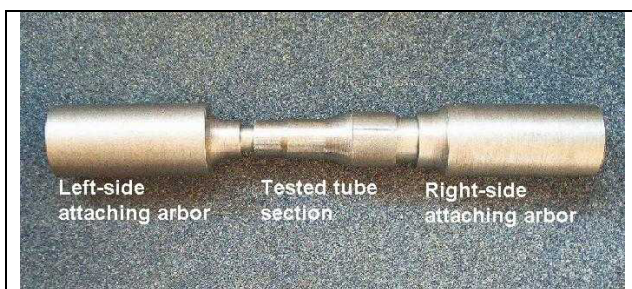


Fig.5: Specimen with attaching arbors
5. ábra Próbatest befogókkal

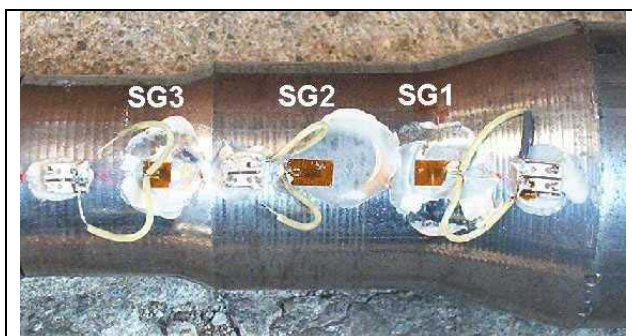


Fig.6: Position of strain gauges
6. ábra A nyúlásmérő bélyegek elhelyezése



Fig.7: Tube thickness on longitudinal cut
7. ábra Cső falvastagsága hosszirányú vágásnál

The solution of the task contained three steps:

- an attachment of specimen to the machine,
- load specification – static calibration and measurement of actual stress and strain at different specimen surface sites and
- fatigue test itself with dynamic recording of stress-strain amplitudes.

3.1. Attachment of specimen

Several possibilities of attachment were considered. Eventually it was decided to use arbors press fitted in the tube to be tested, which could be attached in the machine grips. Press fitting was made with the temperature difference about 200 °C between the tube and the pins. The limited temperature difference was used to avoid material changes in the rolled tubes. Oversize of the pins was exactly calculated considering the temperature difference and material dilatation. The specimen with arbors prepared for the press fitting is in Fig.5.

3.2. Static calibration

Strain was measured at three important surface sites of the tube: at the specimen center as a reference site and at the two shallow notches - radii. Strain gauges (SG) positions are documented in Fig.6. Tube wall thickness and shape is shown on longitudinal cut in Fig.7. The cut was made after finishing the fatigue test with the aim to obtain exact dimensions of the tube to evaluate theoretical stresses retrospectively.

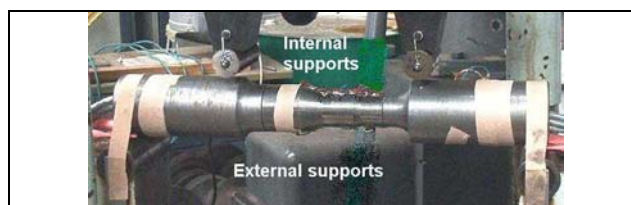


Fig.8: Static measurement of surface strain
8. ábra A felületi nyúlás statikus mérése

Static measurement was performed at four-point-bend loading – Fig.8, at two specimen positions, the second one corresponding to specimen turned bottom up. Results of surface SG measurement are in Figs.9-10. In the SG3 position, ie. in the radius of the smallest diameter, not only highest stresses were measured, but also some irregularities were ascertained – Fig.9. Always during the first loading cycle at both the specimen positions, SG3 showed a kind of strengthening, which can be explained by some plastic deformation in the internal surface of the

tube due to residual stresses. A counteracting, but not so distinct behaviour was observed at the SG1

site – some positive non-linearity during first load cycle (Fig.10).

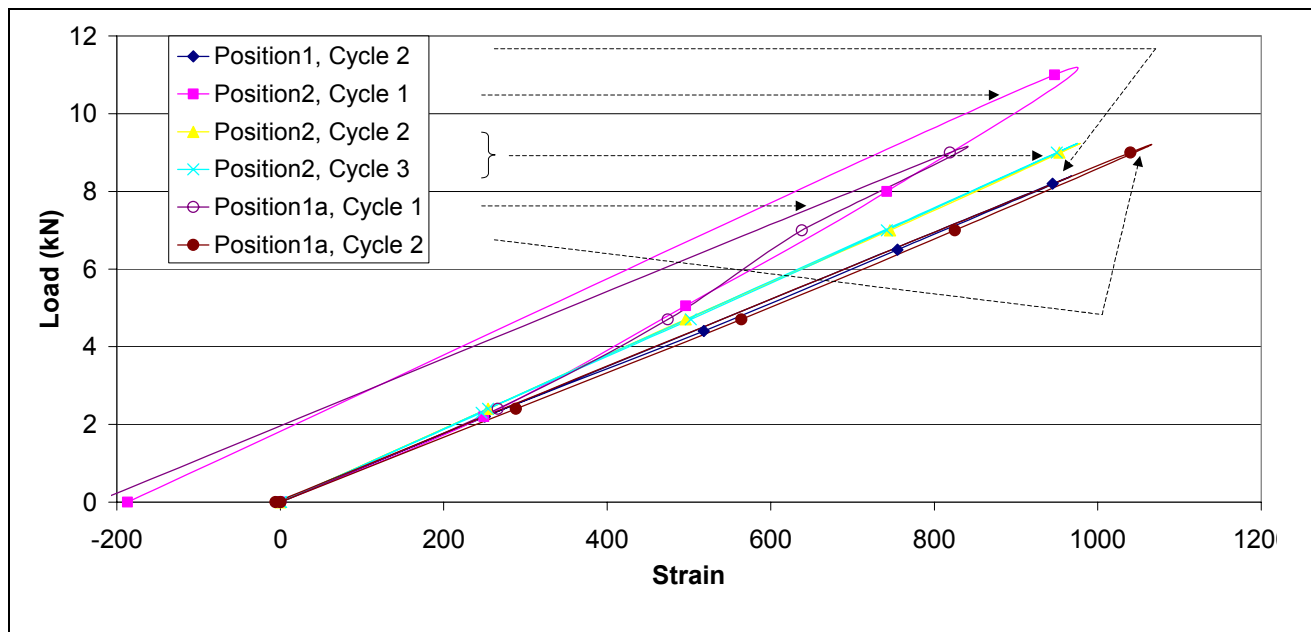


Fig.9: SG3 values during different load cycles
9. ábra SG3 értékek különböző terhelési ciklusok esetén

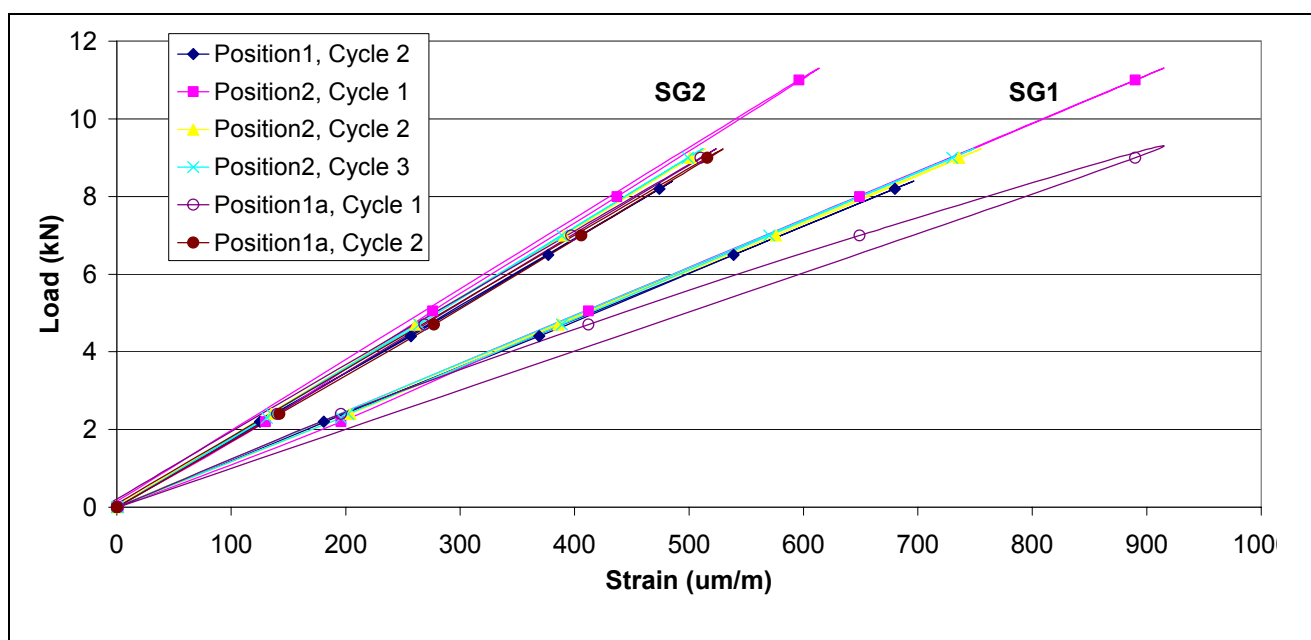


Fig.10: Comparison of SG2 and SG1 values
10. ábra Az SG2 és SG1 értékek összehasonlítása

Comparison of SG1 and SG2 average values (Fig.10) enables to evaluate actual stress concentration factor in the radius (SG1) in comparison with the central part of the tube (SG2). This concentration factor is 1.43. Stress value was

highest at SG3 site, ie. at radius between the smallest diameter and central section of the tube, and was 2.0-times higher in comparison with the central straight section. A comparison between calculated and measured stresses was made for

the straight central section (SG2). Measured values were by 14% lower, which can be explained by the loading type, particularly by a relatively small test span in comparison with high vertical distance of action points due to large arbor heads of the diameter 75 mm and also by not ideally free supports.

3.3. Fatigue test

Verification fatigue test was performed on the resonance machine under flat bending. The principle and machine verification are described in [5]. All the SGs were monitored using HBM Spider 8 dynamic device, values were used to control the load amplitude. In addition, surface stress was monitored using an INOVA high precision semiconductor extensometer. Detail of specimen with connected gauges is in Fig.11.

Fatigue test was performed at strain amplitude $1550 \mu\text{m/m}$ at the SG3 position of maximum stress concentration. Corresponding stress amplitude was approximately 325 MPa. Records of average

values of dynamically measured strain amplitudes exactly confirm the stress concentration factors evaluated during static calibration – Fig.12.

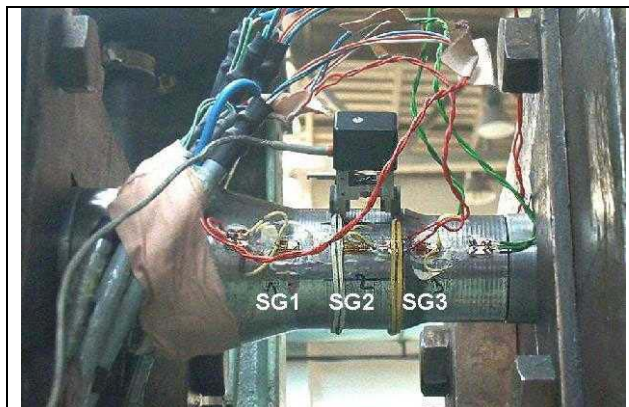
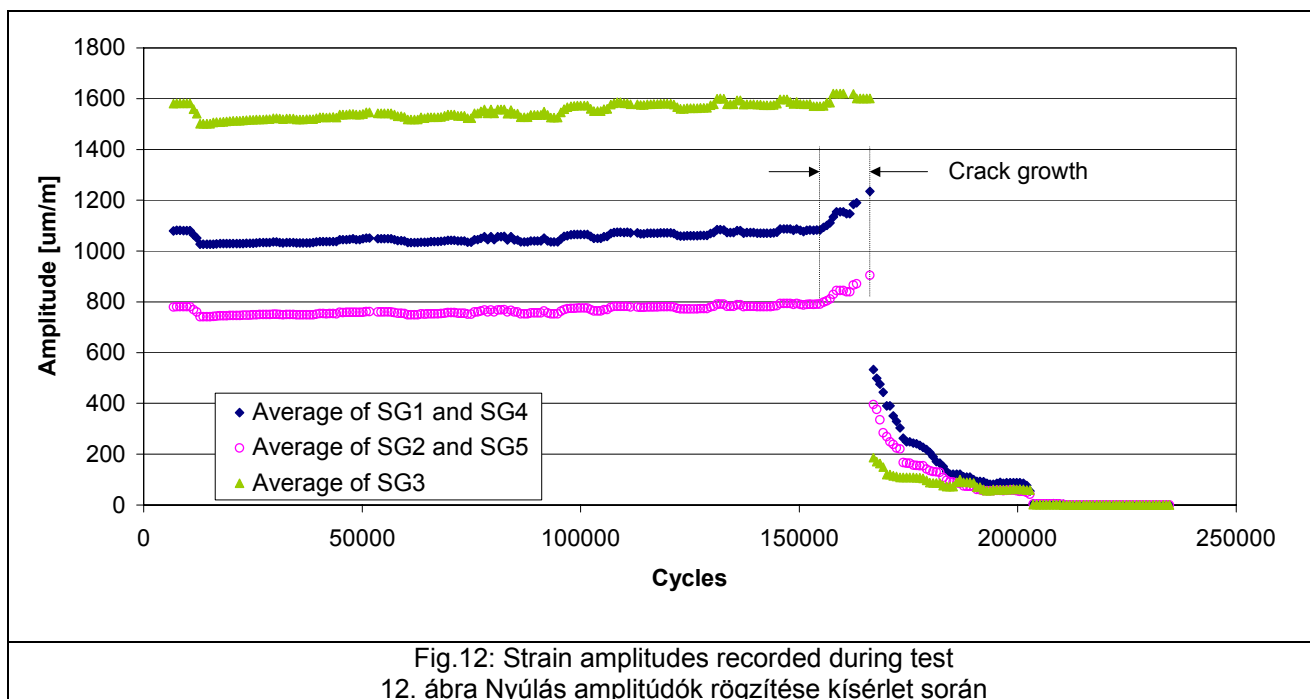


Fig.11: Specimen in grips with connected gauges

11. ábra Befogott próbatest a nyúlásmérő bélyegekkel



It follows from Fig.12 that the test method and the testing system enables not only to evaluate number of cycles to failure, but also to separate crack initiation and crack growth stages. The initiated and growing fatigue crack namely results in a re-distribution of dynamical stresses on the component. Furthermore, due to the existing and

growing crack, natural frequency of the oscillating system with the two masses and specimen as a springy element continuously changes resulting in changes of stress amplitudes if excitation frequency of the machine remains constant.

4. Conclusions

A new method of high-cycle fatigue testing of tubes with variable diameters was proposed with the use of a special testing resonance system containing two masses and the specimen as a springy element. In the first stage of the work, a comparative experimental programme of fatigue tests under rotation bending and flat bending was performed on an A4T high strength steel used for railway structures. In the second stage, a method of fatigue testing of tubes was elaborated and experimentally verified. The method contains three steps: (i) specimen attachment, (ii) static calibration and (iii) fatigue test. The main conclusions can be summarised as follows:

- In case of a material with homogenous micro-structure and without defects like the A4T railway steel, fatigue results under flat bending correspond to rotation bending with quite a high precision.
- The method of tube attachment using press fitted arbors was successfully verified.
- Static calibration provided experimental results of stress concentration factors in tube radii. Actually measured strains during static four-point-bend loading were by 14% lower than theoretically calculated values. The differences were discussed.
- Fatigue test was successfully carried out. Mutual proportions of recorded dynamical strains exactly corresponded to those evaluated during static loading.

- Records of dynamical strains enabled to separate crack initiation and growth stages. Continuously growing crack resulted in a stress redistribution on the tube surface and in some changes of load amplitude due to changes of natural frequency of the resonance system.

Acknowledgement

The work was carried out within the project 1M06032 Research Centre of Forming Technology, supported by the Ministry of Education, Youth and Sport of Czech Republic.

References:

- [1] Matušek P., Fűrbacher I., Linhart V., Novosad M., Fajkoš R., Kunz L., 14th Int. Wheelset Congress 2004, Orlando, USA
- [2] Linhart V., Auředník B., Fűrbacher I., Černý I., Zima R., Matušek P., Novosad M., Int. Seminar on Railway Axles 2003, Imperial College, London, UK
- [3] ČSN EN 13260 Standard: Railway applications – Wheelsets
- [4] ČSN EN 13261 Standard: Railway Applications – Wheelsets and bogies - Axles
- [5] Černý I., Linhart V., Čipera M., Fűrbacher I.: An experimental method of evaluation of high cycle fatigue life of fairly large specimens with circular cross section. 24th Danubia-Adria Symposium "Advances in Experimental Methods", 19-22 September 2007, Sibiu, Romania

KÍSÉRLETI MECHANIKA

EXPERIMENTAL MECHANICS

The Distribution of the Equivalent Stresses in the Dangerous Section of the Strength Elements Made by U - Profile with Thin Walls *

Vékonyfalú „U” profilok veszélyes keresztmetszeteinek feszültségeloszlásának elemzése

Galaftion SOFONEA¹, Marcu FRĂȚILĂ², Constantin VASILOAICA³

Keywords: thin walls sections, stresses, optimization, hindrance twist.

Kulcsszavak: vékonyfalú profilok, feszültség, optimalizálás, gátolt csavarás

Összefoglalás

A veszélyes keresztmetszetekben lévő ekvivalens feszültségek változásának vizsgálata hatékonyabb anyagkihasználást tesz lehetővé, ami akár 10 % körüli anyagmegtakarítást jelenthet. A számított és kísérletileg meghatározott feszültségek közötti eltérés 5 - 15,4 %, 7.5 % körüli átlagos hiba mellett. Kisebb feszültségek mellett nagyobb hibák adódnak. A gátolt csavarás esetében ezek a hibák nagyobbak. A ténylegesen mért feszültségek általában nagyobbak a számítással meghatározottaknál. Mind a számításnál, mind pedig a kísérleteknél egy egyszerűsített feltevést is figyelembe véve, a kapott hibák nagysága elfogadható mértékű és így a kapott eredmények kiterjeszthetők más keresztmetszet alakokra és terhelési esetekre is.

Summary

The work presents the research on the optimization of the material distribution on the thin wall sections made by the U profile taking into consideration the sections dimensions, by maintaining the same area. The variation diagrams of the sections geometrical characteristics are shown below as well as the distribution of the equivalent stresses in the dangerous segment taking into consideration also the hindrance twist.

1. Notes and terminology

- b – section's width, $[mm]$;
- h – section's height, $[mm]$;
- l, l_1, l_2 - rad's length, $[mm]$;
- t – the wall's thickness, $[mm]$;
- $k^2 = \frac{G \cdot I_t}{E \cdot I_\omega}, [mm^2]$;
- I_t - the geometrical characteristic of pure twist rigidity, $[mm^4]$;
- I_z - axial inertia moment compared to the Oz axis, $[mm^4]$;
- I_ω - sector inertia moment, $[mm^6]$;
- S_ω - static sector moment, $[mm^4]$;
- B_ω - bimoment, $[N \cdot mm^2]$;
- N – axial force, $[N]$;
- M_z, M_y - bending moments, $[N \cdot mm]$;
- M_t - pure twisting moment, $[N \cdot mm]$;
- M_ω - twisting-bending moment, $[N \cdot mm]$;
- E, G - longitudinal, transversal module, $[MPa]$;
- T_y, T_z - cutting forces, $[N]$;
- σ, τ - normal, tangential stresses, $[MPa]$;
- ω - sector coordinate, $[mm^2]$.

2. Geometrical characteristics

In the Figures 1 - 5 are shown characteristics of the geometrical sections.

$$a_z = \frac{b^2 \cdot t_1}{2 \cdot b \cdot t_1 + \frac{h \cdot t_2}{3}} \quad (1)$$

* A 24. Duna-Adria Szimpóziumon elhangzott előadás szerkesztett változata

1,2,3 University “Lucian Blaga” of Sibiu, “Hermann Oberth” Engineering Faculty, Romania

1-galaftion.sofonea@ulbsibiu.ro,

2-marcu.fratila@ulbsibiu.ro,

3-constantin.vasiloaica@ulbsibiu.ro

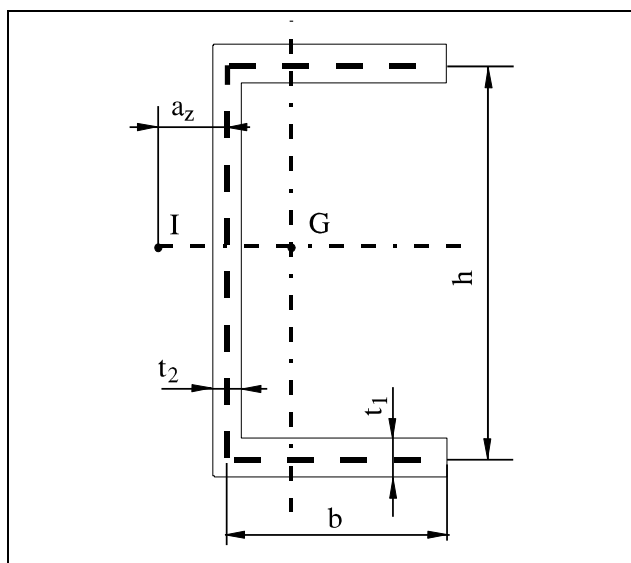


Fig. 1 Geometrical dimensions
1. ábra Geometriai méretek

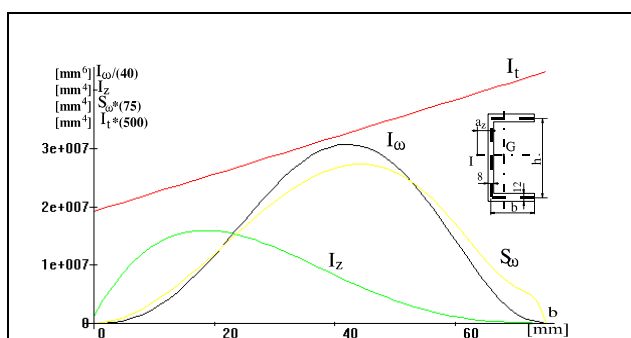


Fig. 2 The variation diagram of geometrical characteristics for $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=12 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$
2. ábra A geometriai jellemzők változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=12 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$ esetre

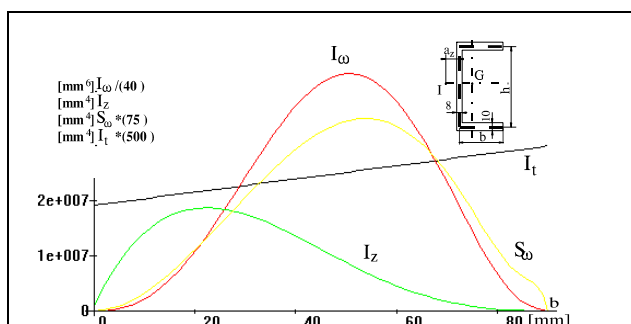


Fig. 3 The variation diagram of geometrical characteristics for $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=10 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$
3. ábra A geometriai jellemzők változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=10 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$ esetre

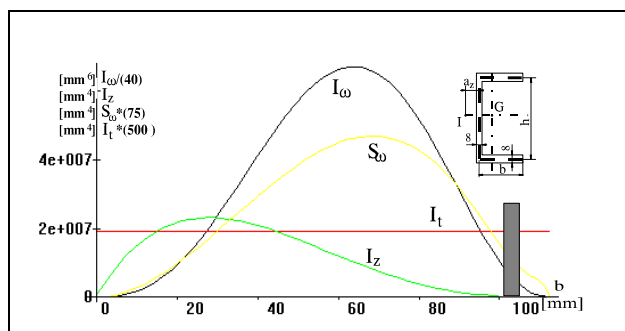


Fig. 4 The variation diagram of geometrical characteristics for $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=8 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$.

4. ábra A geometriai jellemzők változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=8 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$ esetre

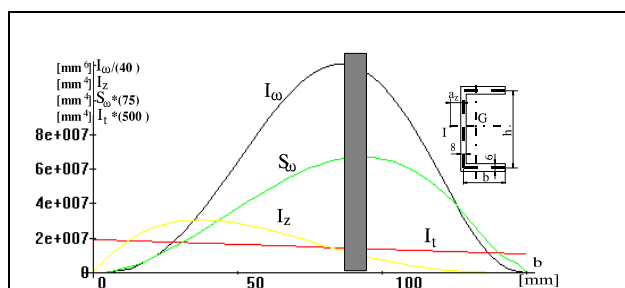


Fig. 5 The variation diagram of geometrical characteristics for $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=6 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$.

5. ábra A geometriai jellemzők változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, $t_1=6 \text{ [mm]}$; $t_2= 8 \text{ [mm]}$ esetre

$$I_t = \frac{1}{3} \cdot (2 \cdot b \cdot t_1^3 + h \cdot t_2^3) \quad (2)$$

$$I_z = \frac{\left(b + \frac{t_2}{2}\right) \cdot (h + t_1)^3 - \left(b - \frac{t_2}{2}\right) \cdot (h - t_1)^3}{12}; \quad (3)$$

$$S_{\omega \max} = \frac{h \cdot (b - a_z)^2}{4} \cdot t_1 \quad (4)$$

The variation of this geometrical characteristics are shown for $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}$, and $t_1=8; 10; 12 \text{ [mm]}$; $t_2=6; 8 \text{ [mm]}$.

Local stability condition [6] for sole of profile is:

$$\frac{b}{t_1} \leq k_1, \quad (5)$$

where $k=13$.

3. General considerations

The analysis of strength elements realised from U shaped iron profiles, for different loads and connections takes into account the distribution of equivalent stresses in the dangerous cross-section, considering also the blocked torsion. This analysis is carried out for various cross-sections, the area remaining constant [5].

The mathematical solution to this optimization problem would be the most indicated way, offering remarkable advantages, but such an approach is not always accessible in the case of strength structures because it must take into consideration a number of factors, objective and subjective ones.

The calculation relations for bars made of thin walled open profiles, taking into account also the blocked torsion are:

$$\sigma = \frac{M_z \cdot I_y + M_y \cdot I_{zy}}{I_y \cdot I_z - I_{zy}^2} \cdot y - \frac{M_y \cdot I_z + M_z \cdot I_{zy}}{I_z \cdot I_y - I_{zy}^2} \cdot z + \frac{N}{A} + \frac{B_\omega}{I_\omega} \cdot \omega \quad (6)$$

$$\tau = \frac{T_y \cdot I_y - T_z \cdot I_{zy}}{b(I_y \cdot I_z - I_{zy}^2)} \cdot S_z + \frac{T_z \cdot I_z - T_y \cdot I_{zy}}{h(I_y \cdot I_z - I_{zy}^2)} \cdot S_y + \frac{M}{I_d} \cdot t + \frac{M_\omega}{t \cdot I_\omega} \cdot S_\omega \quad (7)$$

For bars made of thin walled open profiles, loading with a excentric force in relation with symmetrical longitudinal axis the static size and geometrical size are:

- for interval $0 \leq x \leq t_p$:

$$\begin{pmatrix} \varphi(x) \\ \varphi'(x) \\ B(x) \\ \frac{G \cdot I_t}{G \cdot I_t} \\ \frac{M(x)}{G \cdot I_t} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \frac{1}{k} \cdot shkx & 1 - chkx & x - \frac{1}{k} \cdot shkx \\ 0 & chkx & -k \cdot shkx & 1 - chkx \\ 0 & -\frac{1}{k} \cdot shkx & chkx & \frac{1}{k} \cdot shkx \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varphi_0 \\ \varphi'_0 \\ B_0 \\ \frac{G \cdot I_t}{G \cdot I_t} \\ \frac{M_{x0}}{G \cdot I_t} \end{pmatrix} \quad (8)$$

- for interval $t_p \leq x \leq l$:

$$\begin{pmatrix} \varphi(x) \\ \varphi'(x) \\ B(x) \\ \frac{G \cdot I_t}{G \cdot I_t} \\ \frac{M(x)}{G \cdot I_t} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \frac{1}{k} \cdot shkx & 1 - chkx & x - \frac{1}{k} \cdot shkx & \frac{1}{k} \cdot shk(x - t_p) - (x - t_p) \\ 0 & chkx & -k \cdot shkx & 1 - chkx & chk(x - t_p) - 1 \\ 0 & -\frac{1}{k} \cdot shkx & chkx & \frac{1}{k} \cdot shkx & -\frac{1}{k} \cdot shk(x - t_p) \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varphi_0 \\ \varphi'_0 \\ B_0 \\ \frac{G \cdot I_t}{G \cdot I_t} \\ \frac{M_{x0}}{G \cdot I_t} \end{pmatrix} \quad (9)$$

The strength condition imposed according to the theory of shape variation energy is:

$$\sigma_{ech} = \sqrt{\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2} \leq \sigma_a \quad (10)$$

4. Variation of equivalent stresses in the dangerous cross-section

The developed software programme allows the dimensioning by successive trials, so that condition (3) is observed, as well as the drawing of the equivalent stresses' variation in the most solicited cross-section points for $A = \text{const}$, when the width and the height h vary, maintaining the area constant [1]. These variations of the equivalent stresses for an actual case of loading are given in Figures 6...9.

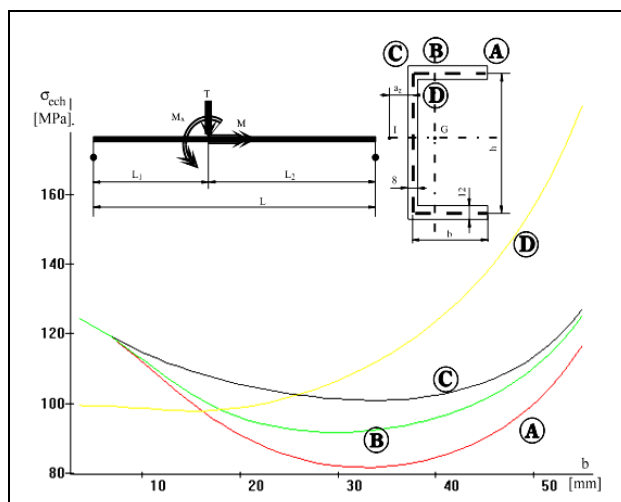


Fig. 6 The variation diagram of analytically determined equivalent stresses

$A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}, t_1=12 \text{ [mm]}; t_2=8 \text{ [mm]}$

6. ábra Az analitikusan meghatározott ekvivalens feszültség változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}, t_1=12 \text{ [mm]}; t_2=8 \text{ [mm]}$

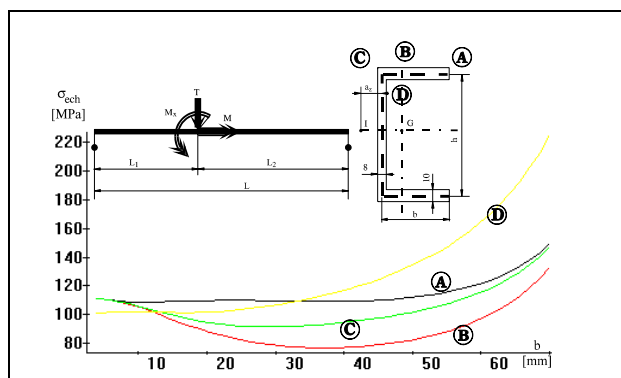


Fig. 7 The variation diagram of analytically determined equivalent stresses

$A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}, t_1=10 \text{ [mm]}; t_2=8 \text{ [mm]}$

7. ábra Az analitikusan meghatározott ekvivalens feszültség változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2\text{]}, t_1=10 \text{ [mm]}; t_2=8 \text{ [mm]}$

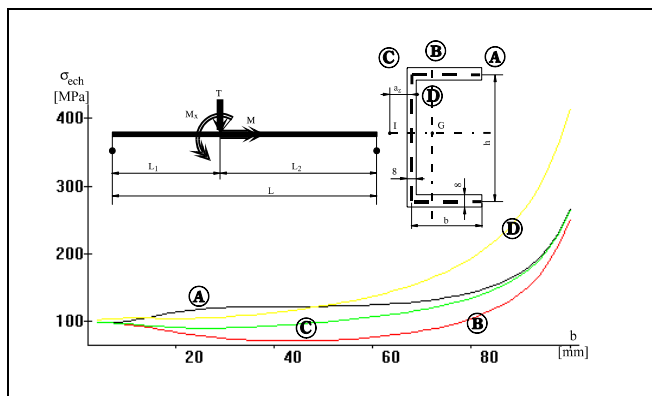


Fig. 8 The variation diagram of analytically determined equivalent stresses $A=1800 \text{ [mm}^2]$, $t_1=8 \text{ [mm]}$; $t_2=8 \text{ [mm]}$

8. ábra Az analitikusan meghatározott ekvivalens feszültség változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2]$, $t_1=8 \text{ [mm]}$; $t_2=8 \text{ [mm]}$

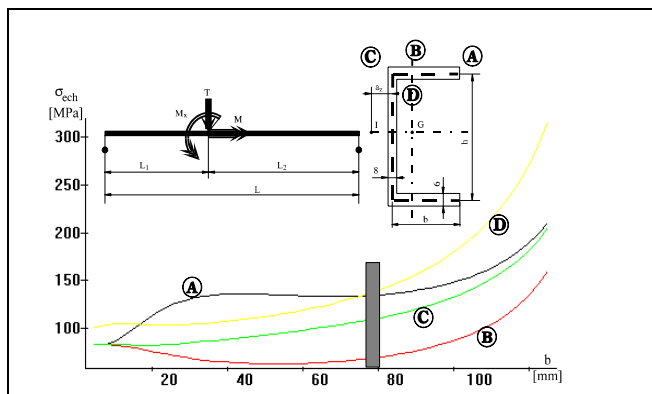


Fig. 9 The variation diagram of analytically determined equivalent stresses $A=1800 \text{ [mm}^2]$, $t_1=6 \text{ [mm]}$; $t_2=8 \text{ [mm]}$

9. ábra Az analitikusan meghatározott ekvivalens feszültség változási diagramja $A=1800 \text{ [mm}^2]$, $t_1=6 \text{ [mm]}$; $t_2=8 \text{ [mm]}$

Beneath the theoretical solutions obtained and shown in Figure 1, also local stability conditions must be imposed for the sole and the heart (hatched rectangle).

For the optimal solutions for realising the U profile, the normal and tangential stresses were determined theoretically and experimentally.

5. Experimental determinations of normal and tangential stresses

For this purpose, a device was designed and realised that allows the mounting and loading of thin-walled bars made from U profile with transversal loads applied centrally or excentrically with regard to the axis of the bending-torsion centre.

Also, this device allows the simulation of various types of joints, from the fork type support to the rigid constraining (Fig. 10).

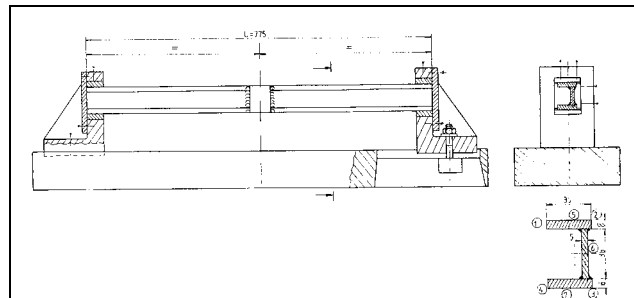


Fig. 10 Testing device
10. ábra Vizsgáló berendezés

For determining the stresses, resistive tensometrical transducers were used, their placement scheme being shown in Fig. 11.

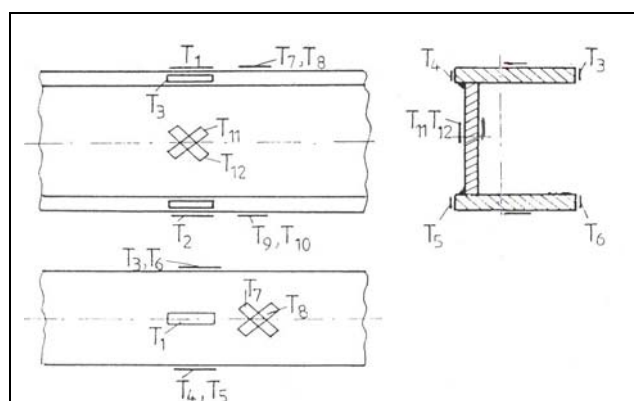


Fig. 11 Placement scheme of the resistive transducers
11. ábra A nyúlásmérő bélyegek elhelyezése

The determination of normal stresses was done with transducers T1 T2 connected as a semi-bridge, while the stresses $\omega \sigma$ in the profile's soles was done with the transducers T3, T4 and T5, T6, respectively, also connected as semi-bridge. The testing of tangential stresses was done with the 189 transducers T7, T8, T9, T10 and T11, T12, T13, T14, respectively, connected in full bridges.

The experimental tests were carried out on a testing machine Fig. 12.

The comparative values of these stresses, for various loads and load eccentricities, as well as the displaying of the differences between the theoretical and experimental values are shown in Fig. 13 and 14.



Fig.12 Strain gauges
12. ábra Nyúlásmérő bélyegek

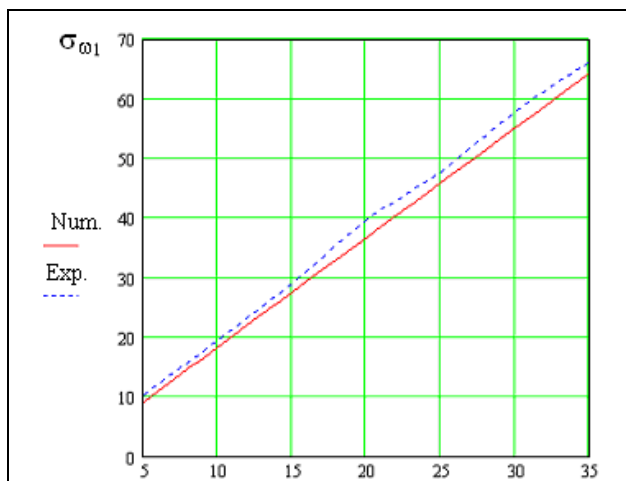


Fig. 13 Theoretical and experimental values of stresses $\sigma_{\omega 1}$

13. ábra A $\sigma_{\omega 1}$ feszültségek elméleti és mért értékei

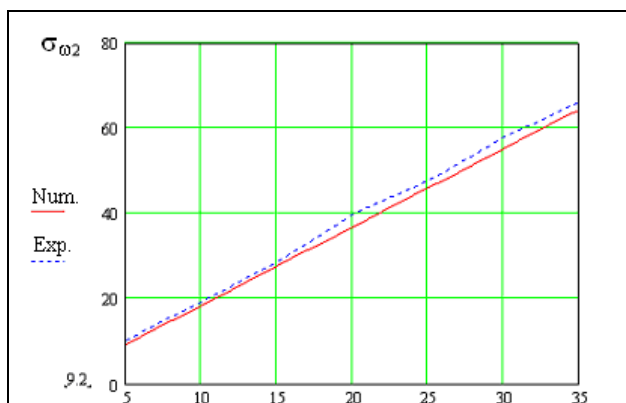


Fig. 14 Theoretical and experimental values of stresses $\sigma_{\omega 2}$

14. ábra A $\sigma_{\omega 2}$ feszültségek elméleti és mért értékei

6. Conclusions

The analysis of variation of equivalent stresses in the dangerous section allows a more efficient usage of the material, gaining savings of about 10%.

The differences between calculated and experimentally determined stresses are in the range of 5...15.4%, with average errors of about 7.5%.

The errors are the larger as the stresses are smaller.

Also, these errors are larger for stresses produced by the blocked torsion (ω, σ, τ).

Also, it can be noticed that, usually, the stresses obtained experimentally are larger than the ones resulted from analytical calculations. Taking into account the simplifying hypotheses, both for theoretical calculations and for experimental determinations, the resulted errors are acceptable and therefore this comparative study can be extended also to other cross-section shapes or to other load types.

Bibliography

- [1] Boleanțu, L., Sofonea, G., Optimizarea secțiunilor profil deschis utilizate la construcția de utilaje grele, A XII-a Conferință de mecanica solidului, Sibiu, 1989
- [2] Kollbruner, C. F., Hajdin, N., Wolbkrafttorsion dunnwandiger Stäbe mit offenem Profil, Teil I, Schweizer Stahlbau-Vereinigung Zurich, nr. 29, 1964.
- [3] Kollbruner, C. F., Hajdin, N., Wolbkrafttorsion dunnwandiger Stäbe mit offenem Profil, Teil II, Schweizer Stahlbau-Vereinigung Zurich, nr. 29, 1965.
- [4] Petre, A., Calculul structurilor de aviație, Ed. Tehnică, București, 1984
- [5] Sofonea, G., The distribution of the equivalent stresses in the dangerous section of strength elements in made by U – profile with thin walls, Proceedings TMT 2006, 10th International Research / Expert Conference „ Trends in the Development of Machinery and Associated Tehnology”, pag. 905 - 908, 11-14 September 2006, Barcelona-Lloret de Mar, Spain, ISBN 9958 – 617 – 30 – 7;
- [6] Sofonea, G., Optimizarea distribuției de material pe secțiunile barelor cu pereți subțiri – profil cheson simetric, Revista Căilor Ferate Române, nr. 4, 1992. [7] Sofonea, G., Blezu, D., Optimizarea structurilor de rezistență realizate din bare cu pereți subțiri, I.I.S. Sibiu, 1990.

TÖRÉSMECHANIKA

FRACTURE MECHANICS

Repedés terjedési érzékenység index

Index of crack propagation sensitivity

SZÜCS Nóra*, TÓTH László**, SZÁVAI Szabolcs*

Kulcsszavak: roncsolásmentes vizsgálat, feszültségintenzitási tényező, repedésterjedési érzékenység

Keywords: non-destructive evaluations, stress intensity factor, crack propagation sensitivity

Summary

The determination of stress intensity factor index is very important, because the non-destructive tests, the loading state and the crack propagation sensitivity are in close relation to fracture mechanical behaviour of the structure. In the case of quasi statical load of structural parts the crack propagation sensitivity index is available for the comparison of different cracks. The calculation of dK/da derivate of different structural parts and cracks were prepared as well as computer software.

Bevezetés

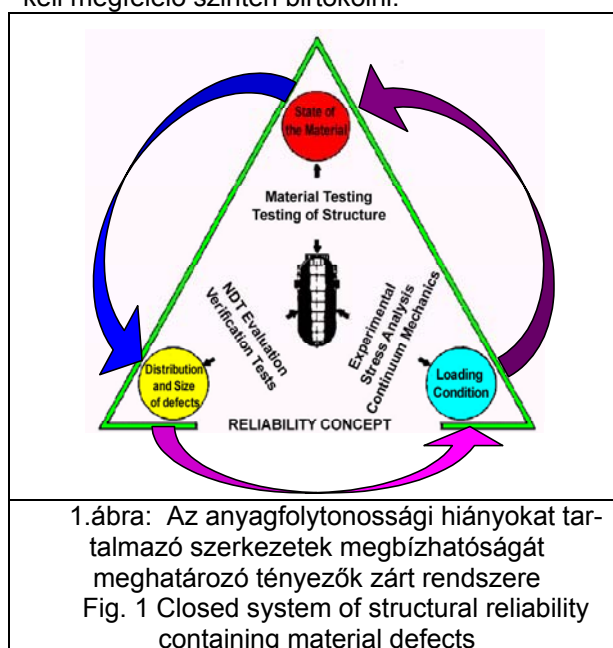
A mikroelektronika robbanásszerű fejlődésének természetes következménye, hogy a roncsolásmentes vizsgálatok területén újabb és újabb készülékek, berendezések jelennek meg egyre olcsóbban. A szerkezetek méretezésénél minden esetben azt feltételezzük, hogy azok anyagfolytonossági hiányoktól mentesek. Ez azonban nem azt jelenti, még a leggondosabb gyártás esetén sem, hogy a méretezésnél megadott kritériumok – azaz anyagfolytonossági hiány nincs a szerkezetben – maradéktalanul teljesülnek. Ezt a feltételezést csak erősítik a roncsolásmentes vizsgálat eredményei, mely a gyors fejlődésnek köszönhetően egyre korszerűbb készülékekkel egyre kisebb folytonossági hiányok mutathatók ki. Ha viszont bármilyen hibát észlelünk, a szerkezet megbízhatóságáról, üzemeltethetőség feltételeiről nyilatkoznunk kell. Ahhoz hogy ezt maradéktalanul megtehessük, a következőket kell figyelembe venni:

- A hibák méretét, elhelyezkedését, eloszlását,
- A hibák környezetében ébredő lokális terheléseket, valamint
- Az anyagnak a repedés terjedésével szembeni ellenállását az adott helyen.

* Bay Zoltán Alkalmazott Logisztikai és Gyártástechnikai Intézet

** Dr. Bay Zoltán Alkalmazott Logisztikai és Gyártástechnikai Intézet

Ezek együttesen, egyidejűleg határozzák meg a szerkezetek megbízhatóságát, mint ahogy azt az 1. ábra szemlélteti. Az 1. ábrát tekintve az is nyilvánvaló, hogy az anyagfolytonossági hiányokat tartalmazó szerkezetek megbízhatóságáról érdemben csak az képes nyilatkozni, aki kellő jártassággal rendelkezik, mind a roncsolásmentes, mind az anyagok repedésterjedéssel szembeni ellenállásának meghatározásánál alkalmazott (törés)mechanikai vizsgálatok, mind pedig a kísérleti feszültséganalízis területén. A mikroelektronika rohamos fejlődésével olyan új roncsolásmentes vizsgálati eszközök jelentek meg, és terjedtek el, amelyek egyre kisebb és kisebb méretű anyagfolytonossági hiányokat képesek egyre nagyobb és nagyobb reprodukálhatósággal, megbízhatósággal kimutatni. Mindkét kiemelt tény egyértelművé teszi azt, hogy mind a roncsolásmentes vizsgálatot végző, mind pedig annak eredményei alapján az üzemeltethetőség feltételeit, a szerkezetek integrálását meghatározó szakemberek, szakértők munkája egyre inkább előtérbe kerül. Ahhoz hogy minimálisra lehessen csökkenteni a döntések kockázatát a következő - 1. ábrán feltüntetett szakterületek ismeretanyagát kell megfelelő szinten birtokolni:



1. ábra: Az anyagfolytonossági hiányokat tartalmazó szerkezetek megbízhatóságát meghatározó tényezők zárt rendszere
Fig. 1 Closed system of structural reliability containing material defects

- Anyagtudomány (az anyag tulajdonságainak az üzemeltetés során végbemenő változások meghatározására)
- Kontinuummechanika (numerikus módszerek alkalmazása az üzemi alkalmazások során kialakuló lokális feszültségek, törésmechanikai paraméterek számítására)
- Roncsolásos, ill. roncsolásmentes vizsgálatok alkalmazása, azok reprodukálhatósága

Amennyiben bármely tudományterület szakértői ismerete hiányos, a hibás döntés valószínűsége rohamosan növekszik. Ezért az anyag szerkezeti jellemzőit, a terhelési állapotokat, és a roncsolásmentes vizsgálatokat egyidejűleg kell figyelembe venni.

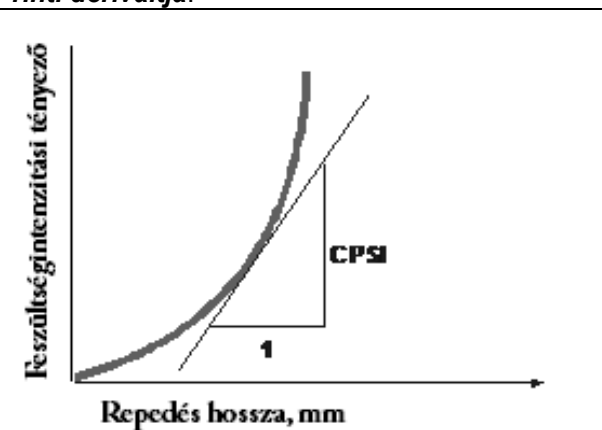
Az anyagok repedés megindulásával szembeni ellenállása próbatesten végzett vizsgálatokkal meghatározhatók, vagyis a biztonsági tényező értéke számítható a repedés figyelembevételével. A roncsolásmentes vizsgálattal egy vagy több repedést, repedésszerű hibát észlelünk, felmerül a kérdés, hogy vajon egy-egy hiba mennyire veszélyes, és több hiba esetén melyik, és hányszor veszélyesebb? Ezt a koncepciót alkalmazva a különböző hibák veszélyességét pusztán számokkal hasonlíthatjuk össze, azaz mondhatjuk, hogy ez a hiba példának okáért háromszor veszélyesebb, mint a másik. A szerkezeti elemek repedés terjedés érzékenységi mutatójának definiálása alapvető fontosságú, mivel a roncsolásmentes vizsgálat, a terhelési állapot, valamint a repedés-terjedéssel szembeni ellenállása kapcsolatban van a szerkezetek megbízhatóságának értékelésekor alkalmazott törésmechanikai elvekkel.

Repedés terjedési érzékenység index kvázistatikus terhelésű szerkezeti elemek esetén

A folytonossági hiányok közül a repedésszerű hibák a legveszélyesebbek. Ezek környezetében kialakuló viszonyok, a törésmechanikai elvek alkalmazásával, invariáns mennyiségekkel leírhatók (pl. feszültségintenzitási tényező, J-integrál, repedés kinyílás). A kvázistatikus terhelésű szerkezeti elemek repedés terjedés érzékenység indexe a K (feszültségintenzitási tényező) függvény a (repedés hossza) szerinti deriváltja. Ezt a 2. ábra szemlélteti.

A kvázistatikus terhelésű szerkezeteknél a repedésszerű hiba környezetében kialakuló viszonyok jól jellemezhetők azon törésmechanikai mennyiségekkel, amelyek magukba foglalják a szerkezeti elem terhelését, geometriáját, a hibák alakját, méretét és elhelyezkedését, valamint az anyag jellemző tulajdonságait. Ha az anyag rideg, azaz a repedés csúcs környezetében is jó közelítéssel érvényes a rugalmas anyagegyenlet, akkor

a feszültségintenzitási tényező ez a mennyiség, amennyiben az anyag nem teljesen rideg, akkor pl. a J-integrál alkalmas a kialakuló viszonyok jellemzésére. A feszültségintenzitási tényező az anyagjellemzők közül csak a rugalmassági moduluszt tartalmazza, ezért a legkülönbözőbb kialakítású és terhelésű szerkezeti elemekben számítható. A 2. ábra egy adott terhelésű, adott geometriájú elemben kialakuló feszültségintenzitási tényező változásának a jellegét szemlélteti a repedés hosszának függvényében. A görbe bármely pontjába húzott érintő, a görbe deriváltja, azt fejezi ki, hogy a repedés hossz egységnyi megváltozásával milyen mértékben változik meg a feszültségintenzitási tényező értéke. Abban az esetben, ha ez a változás nagy, akkor a repedés veszélyes, hisz kismértékű repedésnövekedés a biztonság nagymértékű csökkenésével jár. Ha e változás csekély, akkor az adott hosszúságú repedés nem annyira veszélyes. A derivált maga, tehát alkalmas az adott repedés veszélyességének mérlegelésére és a repedések különböző feltételek közötti veszélyességének összehasonlítására. Abban az esetben ugyanis, ha a két különböző feltétel között (pl. két szerkezeti elem, vagy adott elem két különböző helyén levő eltérő hosszúságú repedések) a repedések környezetében kialakuló feszültségintenzitási tényezők deriváltjai azonosak, azaz a két repedés veszélyessége teljesen azonos. Az előzők alapján tehát definiálható a **kvázistatikus terhelésű szerkezeti elemek repedés terjedési érzékenységének indexe = a feszültségintenzitási tényező, vagy egyéb törésmechanikai mennyiség repedéshossz szerinti deriváltja.**

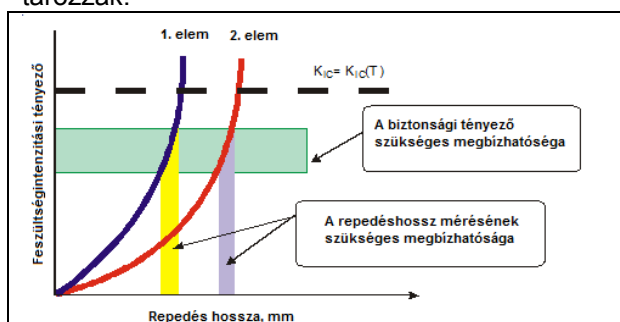


2. ábra: Repedés terjedés érzékenységi index definiálása kvázistatikus terhelés esetén
Fig. 2. Crack propagation sensitivity index in case of quasi static loads

A szerkezeti elemek repedésterjedési érzékenységét és a feszültségintenzitási tényező nagyságát ugyanazok paraméterek befolyásolják. A terheléssel, a feszültség nagyságával egyenesen arányos mind a feszültségintenzitási tényező,

mind pedig a repedésterjedési érzékenység, azaz kétszeres terheléshez tartozó repedésterjedési érzékenysége is kétszeres. A repedéshossz növekedésével a repedésterjedési érzékenység növekszik (kivéve a peremen befogott, állandó elmozdulású elemeknél, amelynél ez csökken).

A 3. ábra egyértelmű útmutatást ad a roncsolásmentes vizsgálattal szemben támasztott követelményrendszer kidolgozásának elveihez. Ehhez két különböző, de azonos anyagból készült szerkezeti elemet hasonlítottunk össze. Egyértelműen látható, hogy abban az esetben, ha a két elem terhelhetőségének becslésénél azonos biztonsági tényezőt akarunk elérni a roncsolásmentes vizsgálat eredményeire nézve teljesen eltérő előírásokat kell tennünk. Ugyanezt mondhatjuk fordítva is, azaz abban az esetben, ha a repedéshossz mérésénél egy adott hibát, bizonytalanságot követünk el, annak a teherbírásra, annak bizonytalanságára gyakorolt hatása függ a szerkezeti elemtől, annak terhelésétől a repedésszerű hiba helyétől, geometriájától, azaz mindazon paraméterektől, amelyek a feszültségintenzitási tényező (vagy más törésmechanikai paraméter) értékét meghatározzák.



3. ábra: A szerkezeti elemek repedésterjedési érzékenységének és a roncsolásmentes vizsgálati eredmények reprodukálhatóságának kapcsolata

Fig. 3. Relationship between crack propagation sensitivity index and reproducibility of NDT

A 3. ábrán nyomon követhető az anyag repedés terjedéssel szembeni ellenállásának (pl.: törési szívósságának), annak pl. a hőmérséklet változásának hatása is. Amennyiben a két elem maradék élettartamának becslésénél azonos biztonságot (bizonytalanságot) akarunk elérni, úgy a repedéshosszak mérésénél jelentősen eltérő bizonytalanságot engedhetünk meg.

Az előzőekből nyilvánvalóan következik, hogy

- A roncsolásmentes vizsgálatok eredményeinek reprodukálhatósága és ennek a szerkezeti elem terhelhetőségének bizonytalanságára gyakorolt hatása egyértelműen összekapcsolható

- A mechanikai vizsgálatok (repedésterjedéssel szembeni ellenállását tükröző anyagjellemzők) eredményeinek bizonytalansága okozta hatások szintén teljes egészében számíthatók

Számos kézikönyv, cikk [1-13] és software [3] létezik, amely különböző szerkezeti elemek feszültségintenzitási tényezőinek gyűjteményét tartalmazza, azonban ezek deriváltjainak összessége még nem fordul elő a tudományos irodalomban. Előállítottuk számos, szám szerint 70 különböző szerkezeti elemre (lemezek, csövek, hengerek, gömbhéjak, gömbök, köracélok, lyukas szerkezetek) a derivált függvényt és ezekre software is készült, amelyet a későbbiekben kézikönyv formájában szeretnénk megjeleníteni. Mindezekből a következőkben két egyszerű példán keresztül szeretnénk bemutatni az eljárás lényegét, és a softwaret.

Néhány egyszerű példa

Tekintsük a 4. ábrán látható hengeres szerkezeti elemünket, melyen egy axiális irányú átható repedés van. A feszültségintenzitási tényező a (1.a), (1.b), (1.c) képletek alapján számítható.

$$K = F \frac{pR}{t} \sqrt{\pi a} \quad (1.a)$$

$$F = 1 + 0.072449 \lambda + 0.64856 \lambda^2 + 0.2327 \lambda^3 + 0.038154 \lambda^4 + 0.0023478 \lambda^5 \quad (1.b)$$

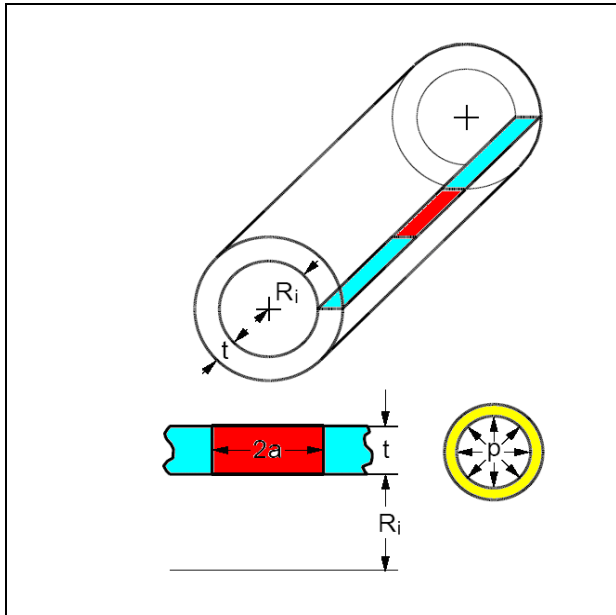
$$\lambda = \frac{a}{\sqrt{Rt}} \quad (1.c)$$

Látható, hogy F függvénye a repedés hosszának, így a derivált függvény a következő alakban (2.a), (2.b) és (2.c) adódik:

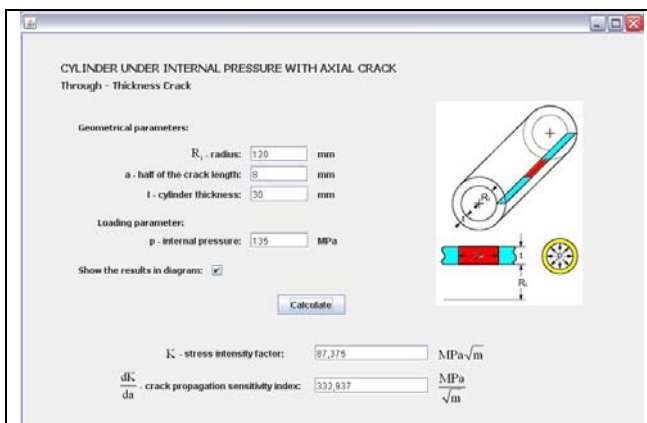
$$\frac{dK}{da} = \frac{dF}{da} \frac{pR}{t} \sqrt{\pi a} + \frac{1}{2} F \frac{pR}{t} \sqrt{\frac{\pi}{a}} \quad (2.a)$$

$$\frac{dF}{da} = (0.072449 + 1.29712 \lambda + 0.6981 \lambda^2 + 0.152616 \lambda^3 + 0.011739 \lambda^4) \frac{d\lambda}{da} \quad (2.b)$$

$$\frac{d\lambda}{da} = \frac{1}{\sqrt{Rt}} \quad (2.c)$$

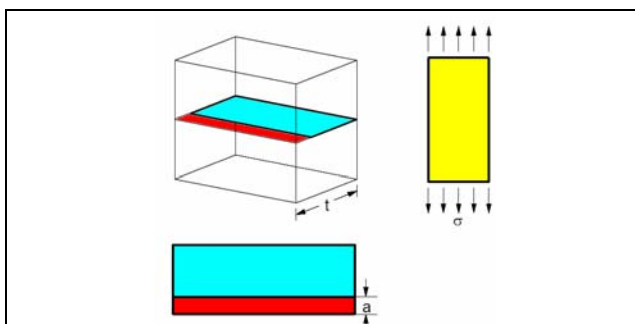


4. ábra: Belső nyomás alatt álló henger, axiális átmenő repedéssel
Fig. 4. Cylinder loaded inner pressure containing axial crack



5. ábra: Repedés terjedési érzékenységeinek kiszámítás henger esetén Java software alkalmazásával ($R = 120$ mm, $t = 30$ mm)

Fig. 5. Calculation of crack propagation sensitivity index by the application of Java software



7. ábra: Lemez hosszú felületi repedéssel húzó igénybevétellel terhelve

Fig. 7. Plate containing long crack with tensile load

A henger $R=120$ mm sugarú és $t=30$ mm vastagságú, a repedés hosszának a fele pedig $a=8$ mm, melyet egy $p=135$ MPa belső nyomás terhel. A 5. ábrán látható az adott példa kiszámítása, míg a 6. ábrán a repedés környezetében kirajzolt feszültségintenzitási tényező ill. a repedés terjedési érzékenység függvénye.

Ugyanazon számításokat alkalmazva húzó igénybevételnek kitett hosszán elnyúló felületi repedéssel bíró lemez esetén, melyet a 7. ábra szemléltet, a következő képletek (3.a), (3.b) és (3.c) alapján számítható a feszültségintenzitási tényező:

$$K = Y a \sqrt{a} \quad (3.a)$$

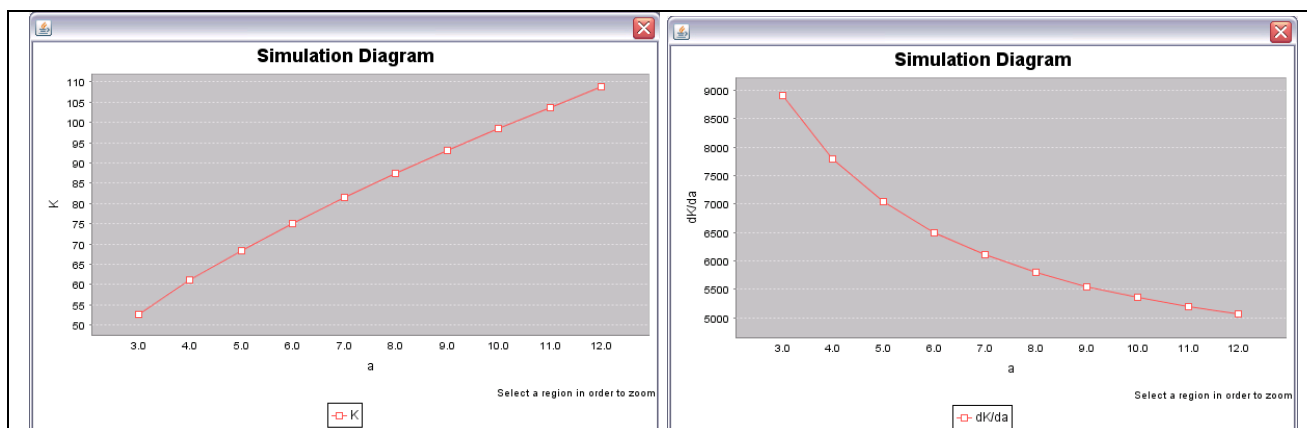
$$Y = 1.99 - 0.41 \left(\frac{a}{t} \right) + 1.87 \left(\frac{a}{t} \right)^2 - 38.48 \left(\frac{a}{t} \right)^3 + 35.85 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \quad \text{for } \frac{a}{t} \leq 0.6 \quad (3.b)$$

$$Y = \frac{d}{da} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{a}{t} \right)^{-\frac{1}{2}} \left(1 - \frac{a}{t} \right)^{-\frac{3}{2}} \left(1 + 3 \left(\frac{a}{t} \right) \right) \right] \quad \text{for } \frac{a}{t} > 0.6 \quad (3.c)$$

$$\frac{dK}{da} = \frac{dY}{da} \sigma \sqrt{a} + \frac{1}{2} Y \sigma \frac{1}{\sqrt{a}} \quad (4.a)$$

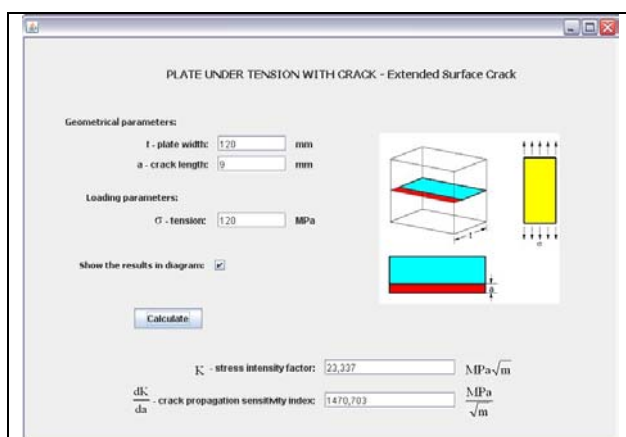
$$\frac{dY}{da} = -0.41 \frac{1}{t} + 37.4 \frac{a}{t^2} - 115.44 \frac{a^2}{t^3} + 215.4 \frac{a^3}{t^4} \quad \text{for } \frac{a}{t} \leq 0.6 \quad (4.b)$$

$$\frac{dY}{da} = \frac{3}{2t \sqrt{\frac{a}{t} \left(1 - \frac{a}{t} \right)^{\frac{3}{2}}}} + \frac{3 \left(\frac{3a}{t} + 1 \right)}{4t \sqrt{\frac{a}{t} \left(1 - \frac{a}{t} \right)^{\frac{3}{2}}}} - \frac{\frac{3a}{t} + 1}{4t \left(\frac{a}{t} \right)^{\frac{3}{2}} \left(1 - \frac{a}{t} \right)^{\frac{3}{2}}} \quad \text{for } \frac{a}{t} > 0.6 \quad (4.c)$$



6. ábra: Feszültségintenzitási tényező és repedés terjedési érzékenysége ábrázolása henger esetén adott példa alapján Java software alkalmazásával ($R = 120$ mm, $t = 30$ mm)

Fig. 6. Curves of stress intensity factor and crack propagation sensitivity index by using Java software on an example ($R = 120$ mm, $t = 30$ mm)



8 ábra: A feszültségintenzitási tényező és a repedés terjedési érzékenység index számítása software segítségével ($t = 180$ mm)

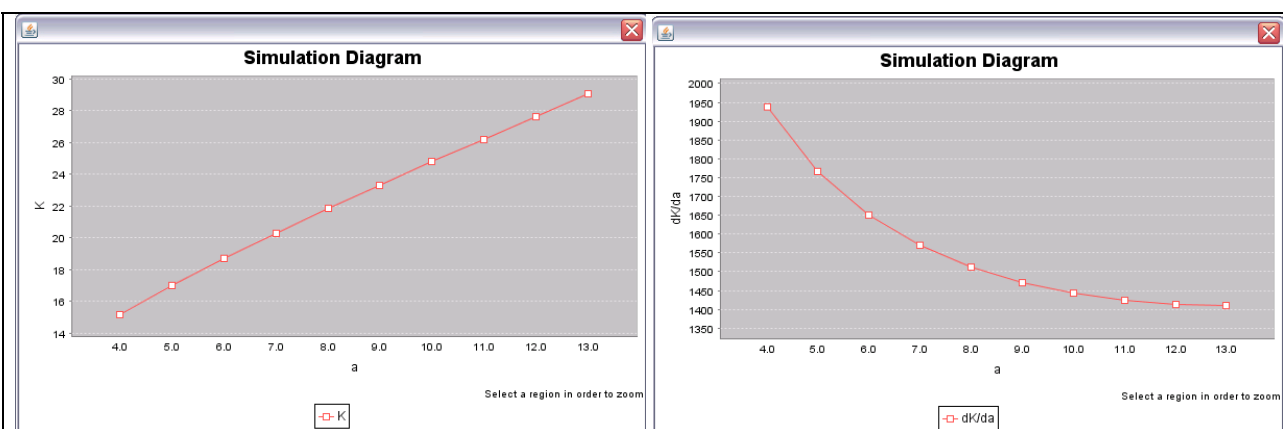
Fig. 9. Calculation of stress intensity factor and crack propagation sensitivity index ($t = 180$ mm)

Ahol az Y függvénye az a repedés hosszának. A derivált függvény a következő formában (4.a), (4.b) és (4.c) adódik:

A $t = 180$ mm szélességű, $a = 14$ mm hosszúságú repedéssel bíró, $\sigma = 120$ MPa terhelt lemez feszültségintenzitási tényezőjének és repedés terjedési érzékenység indexének számítása és függvényének ábrázolása a 8. ill. 9. ábrán látható módon történik az általunk programozott software segítségével.

Összefoglalás

A cikkben tett észrevételek és a bemutatott példák kapcsán a következő megállapítások vonhatók le:



9. ábra: A feszültségintenzitási tényező, és a repedésterjedési érzékenység index ábrázolása ($t = 180$ mm)

Fig. 9. Curves of stress intensity factor and crack propagation sensitivity index ($t = 180$ mm)

- A szerkezeti elemek repedés terjedési érzékenység indexének definiálása alapvető fontosságú, mivel a roncsolásmentes vizsgálat, a terhelési állapot, valamint a repedésterjedéssel szembeni ellenállása kapcsolatban van a szerkezetek megbízhatóságának értékelésekor alkalmazott törésmechanikai elvekkel.
- Kvázistatikus terhelésű szerkezeti elemek repedés terjedési érzékenység indexe alkalmas az adott repedés veszélyességének mérlegelésére és a repedések különböző feltételek közötti veszélyességének összehasonlítására.
- Különböző repedésekkel rendelkező más és más szerkezeti elemek dK/da deriváltjának számítása, valamint a számítógépes software-e elkészült.

Hivatkozások

- [1]. Tada H, Paris P.C. and Irwin G.R. The Stress Analysis of Cracks Handbook. Del Research Corp., Hellertown, Pa., U.S.A. 1973.
- [2]. Rooke, D.P., Cartwright D.J. Compendium of Stress Intensity Factors. Her Majesty's Stationery Office, London. 1976.
- [3]. Stress Intensity Factors Handbook. Edited by Y. Murakami, Pergamon Press. 1987. Aliabadi M.H. Database of Stress Intensity Factors. Computational Mechanics Publications.
- [4]. Tóth L. "A computer aided assessment system of reliability cyclic loaded construction elements having flaws". Proc. 1st Int. Conf. on Computer-Aided Assessment and Control of Localized Damage. Portsmouth, UK. 1990 (Edited by M.H. Aliabadi, C.A. Brebbia, D.J. Cartwright), Vol. 1. pp. 39-53, Springer-Verlag.
- [5]. Tóth L. Reliability Assessment of Cracked Structural Elements under Cyclic Loading. in Handbook of Fatigue Crack Propagation in Metallic Structures. Edited By A. Carpinteri. Elsevier. 1994. pp. 1643-1683.
- [6]. Carpinteri A. "Surface flaw under cyclic bending loading." Proc. 1st Int. Conf. on Computer-Aided Assessment and Control of Localized Damage. Portsmouth, UK. 1990 (Edited by M.H. Aliabadi, C.A. Brebbia, D.J. Cartwright), Vol. 1. pp. 147-158, Springer-Verlag.
- [7]. Carpinteri A., "Fatigue growth of a surface crack in an elastic plate subjected to cyclic tensile loading". Proc. 8th Cong. Mat. Test. 1982. pp. 327-331, Budapest.
- [8]. Carpinteri A. Crack propagation under cyclic loading. Fat. & Fract. of Eng. Mat. & Struct. 15, 1992. N°4. pp. 265-376.
- [9]. Carpinteri A. "Stress-intensity factors for semi-elliptical surface cracks under tension and bending". Eng Fract. Mech. 38, N°4/5. 1991. pp. 324-334.
- [10]. Carpinteri A. Elliptical-arc surface cracks in round bars. Fat. & Fract. of Eng. Mat. & Struct. 15, N°11. 1992. pp. 1141-1153.
- [11]. Savruk M.P. Stress Intensity Factors of Bodies Having Cracks (in Russian). In Fracture Mechanics and Strength of Materials Vol. 2. Edited by V.V. Panasyuk, Naukova Dumka, Kiev. 1988.
- [12]. Pook L.P. Keyword scheme for proposed computer-based bibliography of stress intensity factor solution. NEL Report N°704, Department of Trade and Industry. 1986.
- [13]. Pook L.P. (1989) Unacceptable differences in published stress intensity factor solutions. Fat. Fract. Eng. Mat. Struct. N°1, 67-69.
- [14]. M. Dmytrakh, A.V. Vainaman, M.H. Statschuk, L. Tóth. Reliability and durability of structural elements for heat-and power equipments. (in Ukrainian). Kyiv. 2005.
- [15]. 1st NDE in Relation to Structural Integrity or Nuclear and Pressurized Components. Ed. by M. Bieth, J. Whittle. Woodhead Publishing Limited. 1999.
- [16]. Proc. 2nd NDE in Relation to Structural Integrity or Nuclear and Pressurized Components. New Orleans, USA, 2000.
- [17]. Proc. 4th NDE in Relation to Structural Integrity or Nuclear and Pressurized Components, London, UK, 2005.
- [18]. Gutiérrez-Solana F., Cicero S., Álvarez J. A., Lacalle R. Fitnet Basic Training Package., GKSS Research Centre Geesthacht, Germany, 2001

Növekvő repedésméret hatásának tanulmányozása plattírozással rendelkező reaktortartály esetén Effect of Increasing Crack Size on its Propagation in Cladded Reactor Pressure Vessel

Szávai Szabolcs, Belezna Róbert

Kulcsszavak: növekvő repedés méret, reaktortartály acél, plattírozás, J-integrál

Keywords: increased crack size, reactor pressure vessel steel, cladding, J-integral

Summary

The main goal of this research was to study the increased crack size of sub-clad flaws how effects on J-integral value. 3D FE models were applied for the analysis with elastic-plastic material properties. Straight crack fronts were discretized with average crack lengths. Different crack front motion was analyzed. dJ/da diagrams were generated to show the effect of increased crack size on the J-integral values. A summary about the relative variation of J-integral are given, and the crack propagation sensitivity index were calculated, which can be appropriate for determine the required accuracy of the non-destructive measurement.

Bevezetés

A kutatás célja a növekvő repedésméret J-integrálra vett hatásának tanulmányozása volt plattírozás alatti repedést tartalmazó 4PB próbatesteken reaktortartály acélanyag esetén. A számításokat a NESC-6 Európai Unió projekt keretében végeztük, melynek pontos megnevezése: "WWER Cladded Reactor Pressure Vessel Integrity Evaluation (with Respect to PTS Events)".

3D-s véges-elemes módszerrel modelleztük a próbatesteket, melyek különböző repedésmérettel rendelkeztek, és egyenes repedésfrontot definiáltunk a modellek egyszerűsítése végett. Az anyagban lévő maradó feszültség értékét figyelembe vettük. Minden egyes repedéscsúcsban meghatároztuk a J-integrál értékét, majd előállítottuk a repedésterjedési érzékenységi indexet, amelyet a roncsolásmentes-vizsgálatok szükséges pontosságának megállapításához lehet felhasználni.

Anyagminőség

A vizsgált anyagminőség egy WWER plattírozott reaktortartály acél volt. Az anyagjellemzőket és a szükséges mérési adatokat a Rez-i Nuclear Research Institute bocsátotta rendelkezésünkre. A véges-elemes modellekben rugalmas-képlékeny anyagtörvényt alkalmaztunk.

Az anyagjellemzőket az 1. táblázat tartalmazza, a Poisson-tényező $\nu=0.3$ értékével számoltunk minden esetben. A maradó feszültség hatását a „stress free temperature” módszerrel vettük figyelembe. A módszer lényege, hogy a két különböző hőtágulási együtthatóval rendelkező anyagot egy olyan hőmérsékletre hevítjük, ahol egyforma a hőtágulásuk és gyakorlatilag feszültségmentes állapotban van a szerkezet, majd onnan lehűtve kialakul a maradó feszültség az anyagban. Erre vonatkozólag mérések is történtek a Nuclear Research Institute-ban, ezeket felhasználva validáltuk a kifejlesztett modelleket, és az eredmény jó egyezést mutatott.

1. táblázat: A próbatestek anyagjellemzői

Table 1.: Material properties of the specimens

Anyagjellemzők	Alapfém	Plattírozás
Rugalmassági modulus, [GPa]	211	162
Folyáshatár, [MPa]	887.8	337.9
Szakítószilárdság, [MPa]	984.1	593.9
Hőtágulási együttható, [1/K]	$12.55 \cdot 10^{-6}$	$17.1 \cdot 10^{-6}$

Próbatest geometria

A vizsgálatokat 4 pontos hajlító próbatesteken (4PB) végezték, ennek megfelelően készítettük el a 3D-s véges-elemes modelleket. A geometriai adatok szintén a Rez-i kutatóintézetből származtak.

Két különböző repedésméretet vizsgáltunk, két próbatest rövid repedéssel, egy pedig hosszú repedéssel rendelkezett. A repedés felső csúcsa körülbelül 3 mm-re helyezkedett el a plattírozás alatt. A rövid repedések mindkét vége éles volt, a hosszú repedés esetében az alsó repedéscsúcs ki volt fúrva, így J-integrál számítás csak a felső repedéscsúcsnál történt. A repedések pontos méreteit a 2. táblázat tartalmazza.

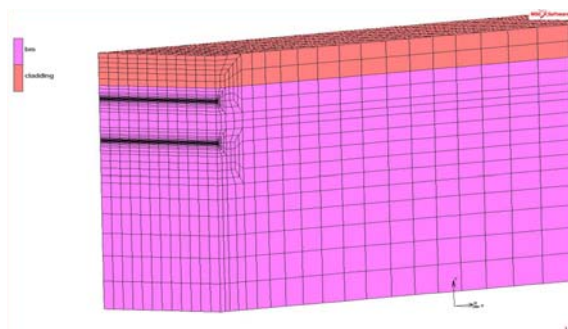
Az MSC.MARC 2007r1 véges-elemes szoftvert alkalmaztuk az analízishez. 20 csomópontú elemeket használtunk a modellek

felépítése során. A próbatest szimmetriájából adódóan elegendő volt csak a próbatest felének modellezése. A próbatest hálózott modellje rövid repedés esetén az 1. ábrán látható.

2. táblázat: Repedés-geometriai adatok

Table 2.: Crack geometry data

	Rövid repedésű próbatest	Hosszú repedésű próbatest
Plattírozás vastagsága	10.8 mm	11.25 mm
Felső repedésfront távolsága a próbatest aljától	69.81 mm	70.63 mm
Alsó repedésfront távolsága a próbatest aljától	55.88 mm	30.78 mm
Repedéshossz	13.93 mm	39.85 mm
Maximális erő a törésnél	259.7 kN	205.5 kN



1. ábra: 3D-s véges-elem modell
Figure 1. 3D FE model

3. táblázat: A diagramok színeinek jelentése

Table 3.: Identification of diagram colours

J-integrál számítás

J-integrál számítást minden éles repedés-csúcsnál végeztünk, rövid repedések esetén mindkét csúcsnál, a hosszú repedés ese-

	Repedéscsúcs mozgatása a repedés belseje felé 0.5 mm-rel
	- A repedés 0.5 mm-rel rövidebb, mint az eredeti, egy repedésfront mozgatása esetén - A repedés 1 mm-rel rövidebb, mint az eredeti, mindkét repedésfront mozgatása esetén
	Repedéscsúcs mozgatása a repedés belseje felé 1 mm-rel
	- A repedés 1 mm-rel rövidebb, mint az eredeti, egy repedésfront mozgatása esetén - A repedés 2 mm-rel rövidebb, mint az eredeti, mindkét repedésfront mozgatása esetén
	Eredeti repedéshossz
	Repedéscsúcs mozgatása a repedésből kifelé 0.5 mm-rel
	- A repedés 0.5 mm-rel hosszabb, mint az eredeti, egy repedésfront mozgatása esetén - A repedés 1 mm-rel hosszabb, mint az eredeti, mindkét repedésfront mozgatása esetén

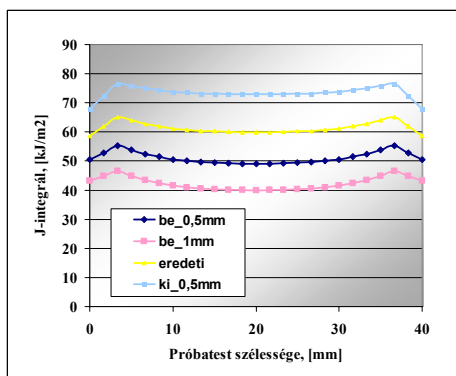
tén a plattírozáshoz közelebb eső csúcsnál, mivel a másik ki volt fúrva. A plattírozáshoz közelebb eső repedéscsúcsok esetében a határfelület közelsége jelentős hatással van a számítási eredményekre. A J-integrál értékének meghatározásához több különböző integrálási útvonalat vettünk fel a repedéscsúcs körül, ezek egy állandósult értékhez tartanak, és ezt az értéket fogadtuk el eredménynek.

Mivel a repedéscsúcsok nagyon közel helyezkedtek el a plattírozás határfelületéhez, ezért a repedésnövekedés modellezése során először egy kisebb méretű repedésből indultunk ki, majd ezt növeltük az eredeti méretre, és tovább két lépcsőben. Külön vizsgáltuk az egyes repedéscsúcsok mozgásának hatását, három esetet megkülönböztetve:

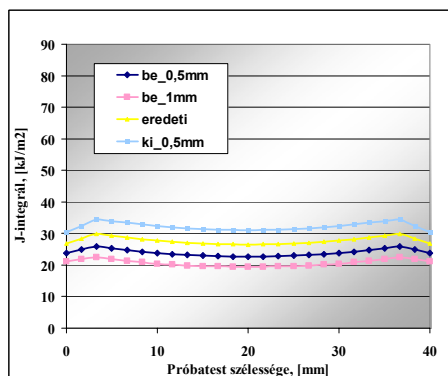
- Csak a felső repedésfrontot,
- Csak az alsó repedésfrontot,
- Mindkét repedésfrontot egyidejűleg mozgatva.

Egy repedésfront mozgatása esetén a kiinduló repedéshossz 0.5 mm-rel volt kisebb, az eredetinel, a növekedés szimulálásához pedig ezt növeltük az eredeti hosszra, majd további 0.5 mm és 1 mm-rel. Abban az esetben, amikor egyszerre mozgattuk mindkét repedésfrontot a kiinduló repedésméret 1 mm-rel volt rövidebb az eredetinel, ezt növeltük az eredetire, és további két lépcsőben 1 mm, illetve 2 mm-rel. A hosszú repedéssel rendelkező próbatest esetén csak a felső repedésfrontot mozgattuk.

A J-integrált minden repedésfront mentén a töréshez tartozó terhelésnél az összes próbatest esetében poszt-processzáltuk. Jelen tanulmány csak az egyik rövid repedésre vonatkozó eredményeket tartalmazza (2. ábra, Fig 2.).

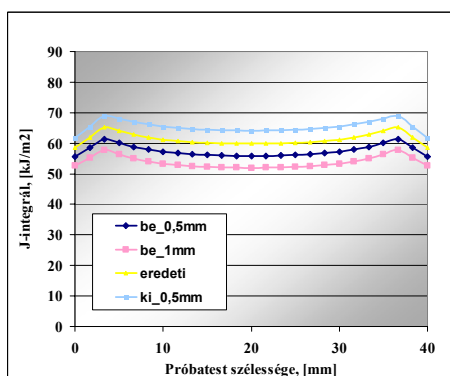


J-integrál a felső repedésfrontnál

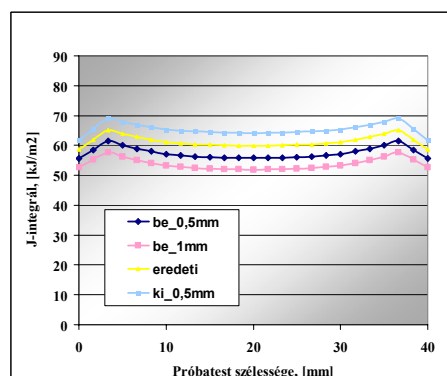


J-integrál az alsó repedésfrontnál

Felső repedésfront mozgása rövid repedés esetén

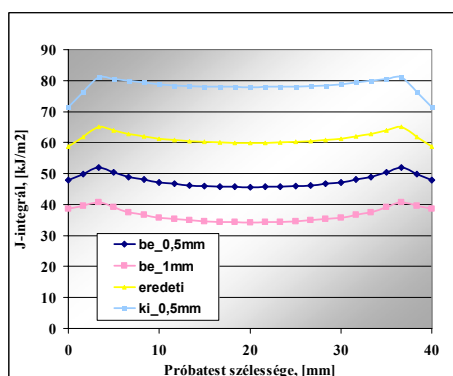


J-integrál a felső repedésfrontnál

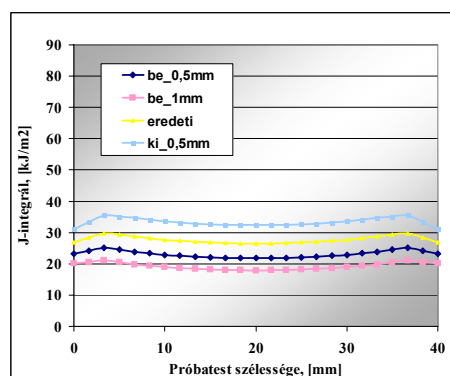


J-integrál az alsó repedésfrontnál

Alsó repedésfront mozgása rövid repedés esetén



J-integrál a felső repedésfrontnál



J-integrál az alsó repedésfrontnál

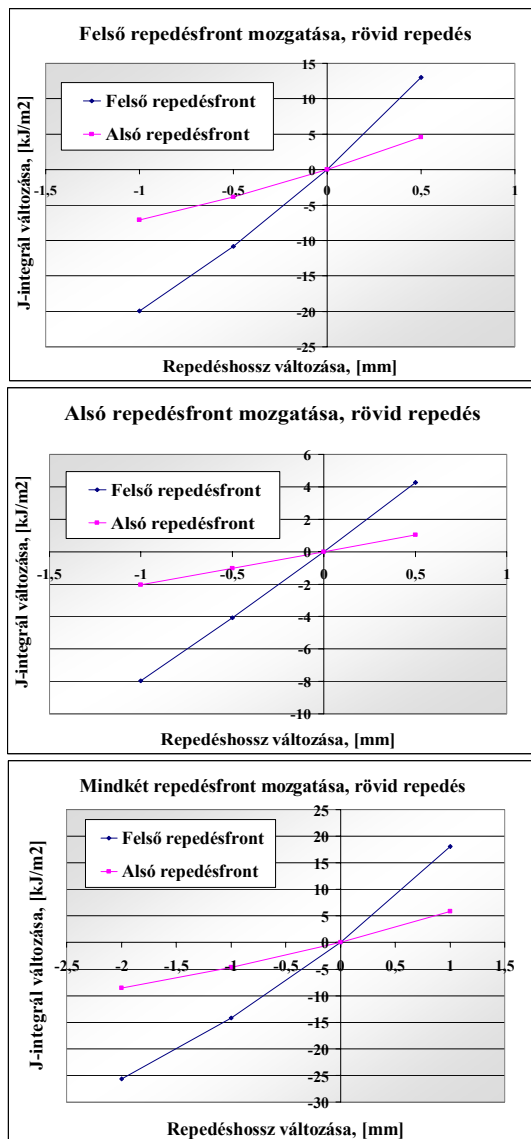
Mindkét repedésfront egyidejű mozgása rövid repedés esetén

2. ábra: J-integrál értékek a repedésfront mentén rövid repedéssel rendelkező próbatest esetén
Figure 2. J-integral path plot along the crack fronts in case of specimen with short crack

A J-integrál értékekben a legnagyobb változást a felső repedésfront mozgása

okozta. Ugyanez a hatás volt tapasztalható akkor is, amikor egyidejűleg mindkét repedés-

frontot mozgattuk. Abban az esetben, amikor csak az alsó repedésfront lett elmozdítva, a hatás sokkal kisebb volt. Ennek két fő oka van: az egyik, hogy a felső repedésfront rendkívül közel helyezkedik el a plattírozáshoz, a másik pedig, hogy a felső repedésfront felett lévő anyagvastagság kisebb, mint az alsó repedésfront alatt található anyagréteg.



3. ábra: dJ/da diagram rövid repedés esetén
Figure 3. dJ/da diagram for short crack

dJ/da diagramok

A J-integrál számítás után dJ/da diagramokat állítottunk elő, melyeken látható a repedésnövekedés hatása a J-integrál értékekre. Mint az a 3. ábrán is látszik lineárisnak mondható kapcsolat van a repedés hosszának megváltozása és a J-integrál között. Az egyenes meredeksége mutatja a J-integrál érzékenységét a repedésméretre. Ezenkívül a kapcsolat alkalmazható a J-integrál értékének meghatározására egy adott repedéshossz esetén. Azonban érdemes megjegyezni, hogy az érvényességi tartomány határai nem felderítettek. Ez egy későbbi kutatás eredménye lehet.

A növekvő repedésméret J-integrálra vett relatív hatása

A repedésnövekedés hatása a J-integrál értékekre százalékosan is kifejezhető. Bevezethetjük a repedésterjedés érzékenységi indexet (crack propagation sensitivity index) dimenziótlanított formában ($\frac{\Delta J}{\Delta a} \cdot \frac{a}{J}$), amely azt mutatja meg, hogyan változik a J-integrál, ha 1 %-kal változtatjuk meg a repedés hosszát. Az egyik rövid repedésű modell esetén a százalékos értékeket a 4. táblázat tartalmazza.

Összefoglalás

Plattírozása alatt található növekvő repedések hatását vizsgáltuk a J-integrálra vonatkozólag. 3D-s véges-elemes modelleket készítettünk az analízishez, ahol figyelembe vettük a maradó feszültség befolyását. A repedésterjedést három különböző esetben vizsgáltuk, attól függően, hogy melyik frontnál terjedt jobban. Egyenes repedésfront mentén meghatároztuk a J-integrál értékek eloszlását, valamint a repedésnövekedés hatását dJ/da diagramokon, illetve százalékos értékek formájában is bemutattuk. Ezúton meg tudtuk állapítani a plattírozás alatti repedésterjedési érzékenységi indexet, melyet a vizsgálat szükséges pontosságának megállapításához lehet felhasználni.

4. táblázat: Repedésnövekedés hatása százalékosan kifejezve rövid repedés esetén

Table 4.: Relative effect in case of short specimen

Rövid repedés	J-integrál a felső repedés- frontnál	J-integrál az alsó repedés- frontnál	A repe- dés- hossz változása	$\frac{\Delta J}{\Delta a} \cdot \frac{a}{J}$ felső re- pedés- frontnál	$\frac{\Delta J}{\Delta a} \cdot \frac{a}{J}$ az alsó repedés- frontnál
Felső repedésfront elmozdítása	82.37 %	60.25 %	11.60 %	7,10	5,19
Alsó repedésfront elmozdítása	23.57 %	12.58 %	11.60 %	2,03	1,08
Mindkét repedésfront elmozdítása	127.33 %	80.24 %	25.15 %	5,06	3,19

Hivatkozások

1. Report for Assessment of sub-clad flaws, *J-integral calculation for NESC-6 project*, Bay Zoltan Foundation for Applied Research, Institute for Logistics and Production Systems, Department of Structural Integrity, Miskolc-Tapolca, September 2007.
2. Large scale clad beam specimen tests, *Description of the project for NESC*, Nuclear Research Institute Rez plc, Division of Integrity and Technical Engineering, Rez, September 2006.
3. Material properties, *Information for NESC*, Nuclear Research Institute Rez plc, Division of Integrity and Technical Engineering, Rez, September 2006.
4. Residual stresses measurement, *Information for NESC*, Nuclear Research Institute Rez plc, Division of Integrity and Technical Engineering, Rez, September 2006.

2008. III. Negyedévének esemény naptára
Calendar events in the third quarter of 2008

Az anyagvizsgálattal kapcsolatos események az állandó eseménynaptár rovatban megtalálhatók. Ezen a helyen zömében csak ezeket ismételjük meg, de ez egy lehetőség, hogy még egyszer felhívjuk a figyelmet a fejlődést, ismeretbővülést elősegítő rendezvényekre.

Tekintettel, hogy a III. negyedév magában foglalja a nyarat, az eseménynaptár kevésbé bőséges, de azért számos figyelemre méltó esemény is lesz a következő 3 hónapban.

2008.06.30-2008.07.02 - 51. Magyar Spektrokémiai Vándorgyűlés [>>>](#)

2008.07.04-2008.07.05 - III. Magyar Biomechanikai Konferencia [>>>](#)

2008.08.17-2008.08.22 - ISIAME'08 International Symposium on the Industrial Applications of the Mössbauer Effect [>>>](#)

2008.08.24-2008.08.29 - NRC-7 Seventh International Conference on Nuclear and Radiochemistry [>>>](#)

2008.09.08-2008.09.10 - IMEKO 50th Anniversary Celebrations [>>>](#)

2008.09.09-2008.09.12 - MEFNM 2008 International Conference on Metrology of Environmental, Food and Nutritional Measurements [>>>](#)

2008.09.21-2008.09.24 - Magnetic Measurements 2008, Budapest Mágneses Mérések 2008 [>>>](#)

2008.09.24-2008.09.27 - 25th Danubia-Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics [>>>](#)

dr. Gillemot László
Felelős Szerkesztő