

Szakítóvizsgálat kontrakciós szakaszának kísérleti vizsgálata

Harangozó Dóra¹, Szalai Szabolcs², Kozma István³, Czinege Imre⁴, Dogossy Gábor⁵

¹ PhD hallgató, egyetemi tanársegéd, Multidiszciplináris Műszaki Tudományi Doktori Iskola, harangozo.dora@sze.hu

² PhD hallgató, egyetemi tanársegéd, Multidiszciplináris Műszaki Tudományi Doktori Iskola, szalaisz@sze.hu

³ egyetemi adjunktus, kozma@sze.hu

⁴ Professor Emeritus, czinege@sze.hu

⁵ egyetemi docens, dogossy@sze.hu

Széchenyi István Egyetem, Anyagtudományi és Technológiai Tanszék

Összefoglaló

A jármű karosszéria építésben alkalmazott alumínium-magnézium lemezek kiváló szilárdságuk és korrózióállóságuk alapján strukturális elemek és belső panelek készítésére alkalmasak. Jelentőségük miatt különös figyelmet érdemel az alakíthatóságuk, ezen belül a szakítóvizsgálat során mutatott viselkedésük a diffúz és lokális kontrakció szakaszában. A publikációban bemutatott digitális képkorrelációs, valamint a háromdimenziós képalkotási technikák segítségével sokoldalú elemzésre kerülnek a kontrakciós tartományban mérhető helyi alakváltozások és a belőlük számítható jellemzők, nevezetesen a diffúz és lokális kontrakció határának kijelölése, a próbatest geometria változása a lokalizáció környezetében és a tengelyirányú feszültségekből a folyási görbe extrapolációját lehetővé tevő változók kiértékelése. A felsorolt jellemzők méréséhez használt kísérleti anyag AlMg3 minőségű hengerelt lemez.

Kulcsszavak

Digitális képkorreláció, diffúz és lokális kontrakció, folyásgörbe extrapoláció, folyási feltételek

1. Bevezetés

A szakítóvizsgálat kontrakciós szakaszának elemzése a lemezek alakíthatósága szempontjából kiemelt kutatási terület, ugyanis az egyenletes alakváltozás befejezését követő diffúz és lokális kontrakció jelensége és a folyamat jellemzői sikeresen átvihetők az alakíthatósági diagramok felvételére, valamint a lemezalakító műveletek területére is. A témakör irodalma rendkívül gazdag, a diffúz és lokális kontrakció határának elméleti megfontolások alapján végzett levezetése mellett végesem számítások, valamint a kísérleti vizsgálatok eredményei szolgáltatják a legfontosabb információkat. Az újabb kutatások közül különös figyelmet érdemelnek a digitális képkorrelációs technikára (DIC)

alapozott kísérleti vizsgálatok, amelyek a próbatest helyi alakváltozásából következtetnek a diffúz és lokális kontrakció folyamatának jellemzőire.

Jelen publikáció célja hármas: (i) a digitális képkorrelációs technika eredményeinek alkalmazásával a próbatest lokális alakváltozásainak jellemzése, (ii) az eredmények összevetése a korszerű háromdimenziós képalkotó technikákból nyert geometriai információkkal és (iii) ezen eredmények alkalmazása a folyási görbe extrapolációjára a diffúz kontrakció tartományában. Ezeknek a célkitűzéseknek a kísérleti hátterét a digitális képkorrelációs (DIC), komputertomográfus (CT) és optikai 3D technikák adják, melyek alkalmazására a szakítóvizsgálat során kerül sor. Tekintettel arra, hogy a vizsgálatok fókuszában az alumínium lemezek állnak, az irodalmi áttekintés elsősorban ezek eredményeivel foglalkozik.

2. Irodalmi áttekintés

A digitális képkorrelációs eljárások (Digital Image Correlation, DIC) fejlődését mutatja be az [1] publikáció a technika 1980-as felfedezésétől a közelmúltig. Az anyagvizsgáló laboratóriumi használatban a 2000-es évek elejétől jelentek meg ezek az eljárások elsősorban kutatási célokra, majd az elmúlt évtizedben a szakítógépek természetes tartozékaivá váltak a DIC berendezések. Segítségükkel az alakváltozás folyamatáról számos új információ vált elérhetővé, mellyel a szakirodalom részletesen foglalkozik.

Kang és szerzőtársai 2006-ban mérési eredményeket tettek közzé az AA5754-es alumínium lemezekben a szakítóvizsgálat során mérhető inhomogén alakváltozásokról [2], melyben ismertették az egyenletes alakváltozás tartományában észlelhető Portevin-Le Chatelier (PLC) sávokat, valamint a maximális erő elérése után kialakuló diffúz és lokális kontrakció képeit. Bemutatták a PLC nyúlás és a globális nyúlás lineáris kapcsolatát, melyet azóta számos kutató igazolt. Képeket közöltek a kontrakciós szakaszban végbemenő nyúlás lokalizációról is.

Ugyanezen szerzők mutatták ki 2008-ban, hogy az intenzív nyúlási zónák jelzik a nyírófeszültségek erőteljes növekedését, mely a próbatest szakadásához vezet [3]. A továbbiakban sok hasonló témájú cikk jelent meg, melyek közül néhányat említ az irodalomjegyzék [4-14]. A felsorolt publikációk részletes információkat adnak a húzás folyamán tapasztalható nyúlás lokalizációról és annak időbeli változásáról, a kontrakciós szakaszban fellépő feszültségek számításáról, valamint a kísérleti eredmények vége-selem technikával való modellezéséről. Mindezek alapja az, hogy a lemezek alakítása során DIC technikával a felületen jelentkező nyúlásokat lehet mérni, majd a két főnyúlás ismeretében a harmadik főnyúlás és az egyenértékű alakváltozás számítható. Ezek a jellemzők használhatók fel az átlagos és lokális alakváltozások jellemzésére, vagy például az aktuális próbatest keresztmetszet számítására, különösen a kontrakciós szakaszban. A teljes geometria rekonstrukciójával kevés publikáció foglalkozik és a részletesebb elemzések is inkább a szakadási keresztmetszetet elemzik. Például Bacha és szerzőtársai a [15] publikációban három, a próbatest hossz tengelyére merőleges síkmetszetet képeztek a szakadás környezetében, amelyből következtetni tudtak a kontrahált keresztmetszet geometriai jellemzőire. A síkmetszetben keletkezett lemezfelület szélesség irányú oldalát parabolával közelítették és így vezettek le összefüggéseket a területre. Hasonló közelítést alkalmaztak Zhang és szerzőtársai a klasz-szikus, 1999-ben publikált cikkükben [16], melyet a szakirodalom a kontrakciós szakasz kutatások egyik alapművének tekint.

Ezek a kutatások átvezetnek a folyási görbe extrapolációjának problémakörébe. Közismert ugyanis, hogy lemezek szakítóvizsgálatakor a valódi alakváltozás és a valódi feszültség összetartozó pontjait az egyenletes alakváltozás tartományában, a maximális erő fellépéséig lehet elméletileg korrek-tül meghatározni. Ugyanakkor a képlékeny alakító műveletek során fellépő egyenértékű alakváltozás jelentősen meghaladhatja a szakítóvizsgálatkor észlelt egyenletes nyúlás mértékét, tehát fontos ismerni a görbe menetét a nagyobb alakváltozásokra is. Az egyenletes alakváltozás tartományára, a maximális erő bekövetkezésekor mérhető nyúlásig illesztett folyásgörbe függvények kiterjesztése a mérési pontokon túli értékekre problematikus, mert a közelítő függvény típusától függően jelentős eltérések lehetnek. Ezért fontos, hogy a kontrakciós tartományban is legyenek értékelhető mérési pontok, melyek a függvény illesztést pontosítják. Hengeres

próbatetekre a Bridgman közelítés kínál analitikus megoldást a tengelyirányú húzófeszültség és az egyenértékű feszültség közötti kapcsolatra, valamint a kontrakció környezetében fellépő radiális feszültségek számítására. Ezeket a képleteket sokan továbbfejlesztették és megkísérelték lapos próbatetekre is kiterjeszteni. A kutatások eredményeit összefoglalóan tartalmazza a [17] irodalom, amely egy kísérleti-numerikus megoldást javasol a folyási görbe extrapolációjára. A kontrakciós szakaszban fellépő feszültségek és alakváltozások jellemzéséhez lényegesen hozzájárult a vége-selem technika alkalmazása, melynek segítségével mind hengeres próbatetek esetében [18], mind lemez próbatetekre alkalmazva sikerült számszerűsíteni a nyúlás-és feszültségeloszlásokat a próbatetek keresztmetszetében [19-27].

A szakítóvizsgálat kontrakciós szakaszában végzett elemzések alapvetően két részre oszthatók a folyamat időbeli és nyúlás szerinti előrehaladásának függvényében. Az elsőként fellépő diffúz kontrakció tartományában a nyúlás lokalizáció mérsékelt, ezért továbbra is elfogadható az a közelítés, hogy a feszültségi állapot síkbeli. Ez lényegesen egyszerűsíti az elméleti modellek felállítását és alkalmazását. A lokális kontrakció esetében háromtengelyű feszültségi állapot jön létre, ezért itt a vége-selem számításokra támaszkodva lehet az ismereteket pontosítani. A diffúz kontrakció tartományában végzett számítások logikai menete erősen leegyszerűsítve az, hogy valamilyen alkalmasan választott folyási feltétel (például Hill'48), valamint az alakváltozások és feszültségek közötti kapcsolatot jellemző anyag-törvény segítségével a mért alakváltozásokból (ϵ_1, ϵ_2) és a tengelyirányú valódi feszültségből (σ_1) meghatározható az egyenértékű alakváltozás (ϵ_e) és az egyenértékű feszültség (σ_e). Az összetartozó ϵ_e - σ_e pontok adják a folyási görbe extrapolációjához a további számított értékeket, melyekre általában keverési szabállyal illesztik a folyási görbét. Az irodalmi ajánlásokkal összhangban a saját vizsgálatokhoz választott Swift közelítés monoton növekvő, nem korlátos függvény, a Voce 3 paraméteres változata viszont korlátos és egy elméleti szilárdsághoz tart aszimptotikusan, ezért a mérési pontok általában a két függvény közé esnek. Így a keverési arányt jellemző súlyozó faktor meghatározásával az extrapolált folyási görbe egyenlet számítható.

A vázolt elvi megoldás konkrét számításaival sok irodalmi forrás foglalkozik. A folyási feltételek ismertetése három kiemelkedő szerző, Marciniak, Hosford és Banabic összefoglaló műveiben található [28-30],

a konkrét alkalmazásokról példaként a [4, 9, 24] publikációk tartalmaznak részleteket. A közelítő számítások abban különböznek egymástól, hogy homogén izotróp vagy anizotróp anyagra vonatkozó folyási feltételeket használnak-e a szerzők. A publikált eredményeket egységes jelölésekkel összefoglalva, a Hill'79, illetve a vele azonos Hosford nem-kvadratikus folyási feltételből levezetve mutatják be a következő összefüggések.

Legyen egytengelyű húzással terhelve egy próbatest, melynek tengelyirányú x koordinátája essen egybe a hengerlési iránnyal, a tengelyre merőleges y irány legyen a lemez síkjával párhuzamos és a hengerlési irányra merőleges, a z koordináta pedig mutasson a lemezvastagság irányába. A feszültségek és alakváltozások közötti arányokat jelezzék a következő együtthatók:

$$\alpha = \frac{\sigma_y}{\sigma_x}, \quad \beta = \frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_x}, \quad \kappa = \frac{\sigma_e}{\sigma_x}, \quad \eta = \frac{d\varepsilon_e}{d\varepsilon_x}, \quad (1)$$

ahol az ε nyúlások minden esetben maradó (plasztikus) nyúlást, a σ_e illetve ε_e pedig az egyenértékű feszültséget és nyúlást jelentik. Látható, hogy α és β a kereszt- és hosszirányú jellemzők hányadosai, míg a κ és η az egyenértékű feszültség és nyúlás, valamint a tengelyirányú feszültség és nyúlás arányát fejezik ki.

A Hill'79 folyási feltétel síkbeli feszültségi állapotra a következő formában írható fel:

$$f^a(\sigma_x, \sigma_y) = F\sigma_x^a + G\sigma_y^a + H(\sigma_x - \sigma_y)^a + A(2\sigma_x - \sigma_y)^a + B(2\sigma_y - \sigma_x)^a + C(\sigma_x - \sigma_y)^a. \quad (2a)$$

Feltételezve, hogy a szakítóvizsgálattal meghatározott eredmények közül az ε_x , ε_y és σ_x valamint az x és y irányú anizotrópia tényezők, r_0 és r_{90} állnak rendelkezésre, az eredeti (2a) egyenletben $A=B=C=0$ (úgynevezett 4. egyszerűsített eset), ekkor az egyenlet a következő alakot ölti:

$$f^a(\sigma_x, \sigma_y) = \frac{1}{1+r_0}\sigma_x^a + \frac{r_0}{r_{90}}\frac{1}{1+r_0}\sigma_y^a + \frac{r_0}{1+r_0}(\sigma_x - \sigma_y)^a. \quad (2b)$$

A (2a) és (2b) képletben az „ a ” feszültség kitevő 2 vagy annál nagyobb páros szám, így a Hill'79 folyási feltétel $a>2$ esetében megegyezik a Hosford-féle folyási feltétellel. Hosford szerint [29] térközepes köbös rácsú fémekre $a=6$, lapközepes köbös rácsúakra $a=8$. Amennyiben az $a=2$, akkor a (2b) egyenlet visszavezethető a Hill'48 folyási feltételre. További egyszerűsítések vezethetők be az $r_0=r_{90}=r$ esetre, illetve, ha $r=1$, ebben az esetben az egyenlet a Mises-féle folyási feltétel alakját veszi fel. A folyási feltétel és a folyási görbe közötti kapcsolat az

$$f^a(\sigma_x, \sigma_y) - \sigma_e(\varepsilon) = 0 \quad (3)$$

egyenlettel írható le, ahol $\sigma_e(\varepsilon)$ a hengerlési irányban kivett szakító próbatesten mért valódi feszültség-valódi (logaritmikus) alakváltozás függvény. Ennek egyenletét a maradó alakváltozás kezdetétől, jellemzően a 0,2%-tól az egyenletes nyúlás határáig terjedő mérési pontokra határozzák meg. Az egyes feszültségkomponensek és az alakváltozások közötti kapcsolatot az anyagtörvény (4a) és a feszültségek munkájának egyenlősége (4b) alapján lehet felállítani:

$$d\varepsilon_x = d\varepsilon_e \frac{\partial f^a(\sigma_x, \sigma_y)}{\partial \sigma_x}, \quad d\varepsilon_y = d\varepsilon_e \frac{\partial f^a(\sigma_x, \sigma_y)}{\partial \sigma_y}, \quad (4a)$$

$$\sigma_e d\varepsilon_e = \sigma_x d\varepsilon_x + \sigma_y d\varepsilon_y. \quad (4b)$$

Tehát a (2b) egyenletből kiindulva és képezve a (4a) egyenlet szerinti nyúlás növekményeket ($d\varepsilon_x$, $d\varepsilon_y$), majd azokat behelyettesítve a (4b) egyenletbe, az (1) egyenletekben szereplő hányadosok felírhatók. Ezekből az egyenletekből a (2b) egyenlet szerinti általános esetre, valamint az anizotrópia tényezők és az „ a ” kitevő speciális eseteire az ismert β együtthatóból az α együttható, majd ebből a κ és η meghatározható. Így a diffúz kontrakció tartományába eső pontokra számíthatók az összetartozó σ_e - ε_e értékek. A következő táblázat tartalmazza az egyes feltételekre vonatkozó összefüggéseket.

1. táblázat: Arányossági tényezők számítása

Jel	Feltételek	$\alpha = \sigma_y / \sigma_x$	$\eta = d\varepsilon_e / d\varepsilon_x$	$\kappa = \sigma_e / \sigma_x$
MIS	$a=2; r=1$	$\frac{2\beta+1}{\beta+2}$	$\frac{2}{\sqrt{3}}\sqrt{1+\beta+\beta^2}$	$\frac{\sqrt{3(1+\beta+\beta^2)}}{\beta+2}$
H48	$a=2; r_0=r_{90}=r$	$\frac{(1+r)\beta+r}{1+r+r\beta}$	(5a)	(5b)
H79a	$a=2; r_0; r_{90}$	$\frac{r_{90}\beta+r_0+r_0\beta}{r_0(1+r_{90}+r_{90}\beta)}$	(6a)	(6b)
H79b	$a; r_0; r_{90}$	(7a)	(7b)	(7c)

Rövidítések: MIS: Mises; H48: Hill'48; H79a és H79b: Hill'79 folyási feltételek.

A táblázatban szereplő képletek kifejtése:

$$\eta = \sqrt{(1+r)/(1+2r)} \left[(1+r)(1+\beta^2) + 2r\beta \right], \quad (5a)$$

$$\kappa = \frac{1+2r}{1+r} \frac{1}{1+r+r\beta} \eta, \quad (5b)$$

$$\eta = (1 + \alpha\beta)^{\frac{1}{2}} \left[\frac{1 + r_0}{1 + r_0(1 - \alpha)} \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (6a)$$

$$\kappa = (1 + \alpha\beta)^{\frac{1}{2}} \left[\frac{1 + r_0(1 - \alpha)}{1 + r_0} \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (6b)$$

$$\beta r_{90} + (1 + \beta)r_0 r_{90} (1 - \alpha)^{\alpha-1} - r_0 (\alpha)^{\alpha-1} = 0, \quad (7a)$$

$$\eta = (1 + \alpha\beta)^{\frac{\alpha-1}{\alpha}} \left[\frac{1 + r_0}{1 + r_0(1 - \alpha)^{\alpha-1}} \right]^{\frac{1}{\alpha}}, \quad (7b)$$

$$\kappa = (1 + \alpha\beta)^{\frac{1}{\alpha}} \left[\frac{1 + r_0(1 - \alpha)^{\alpha-1}}{1 + r_0} \right]^{\frac{1}{\alpha}}. \quad (7c)$$

A táblázatból látható, hogy β ismeretében az α értékek az adott képletekkel számolhatók, kivéve a Hill'79 általános esetét, amikor $\alpha > 2$. Ebben az esetben a (7a) implicit egyenletben szerepel az α , amelyet numerikus módszerrel lehet meghatározni a β , valamint az r_0 és r_{90} ismeretében.

Természetesen elvi lehetőség van az itt bemutatott folyási feltételeken kívül másokat is alkalmazni, például a Yld2000-2d vagy BBC2005 modelleket. Ezek bonyolultsága miatt azonban az előzőekben ismertetettekhez hasonló zárt alakú összefüggéseket már nem lehet felírni.

A diffúz és lokális kontrakció határától a szakadásig a bemutatott összefüggések már nem érvényesek, mert a feszültségi állapot háromtengelyű lesz. Az elvégzett végeelem számítások azt mutatják, hogy a töréshez közeli állapotban a lemez próbatetek keresztmetszetében az alakváltozás erősen inhomogén. Például Bacha számításai szerint [15] az egyenértékű alakváltozás a próbatest tengelyében 0,82, míg a lemez szélén csak 0,52. Hasonlóan erőteljes változást jelez a feszültségállapot mutató, melynek értéke 0,42-től 0,79-ig változik. Wang [9] a szakadás előtt 0,87 tengelyirányú átlag nyúlás mellett 0,421-1,296 közötti nyúlásokat határozott meg végeelem számítással, amely a feszültségben 1,73-szoros különbséget eredményezett a szakadási keresztmetszetben. A közölt eredmények alumínium lemezekre vonatkoztak, a [21] irodalom acéllemezekre vonatkozó eredményeket mutat be. A szerzők számítása alapján a feszültségállapot mutató a próbatest közepén 0,6 – ez viszonylag jó egyezés a [9] publikáció eredményével. Az egyenértékű és tengelyirányú feszültség hányadosa, a $\kappa=0,8$ – tehát

a redukált feszültség jóval kisebb, mint a próbatest középpontjában ébredő maximális húzófeszültség. Ezek az eredmények azonban kevésbé használhatók a folyási görbe extrapolációhoz, inkább a törés folyamatának megértéséhez visznek közelebb.

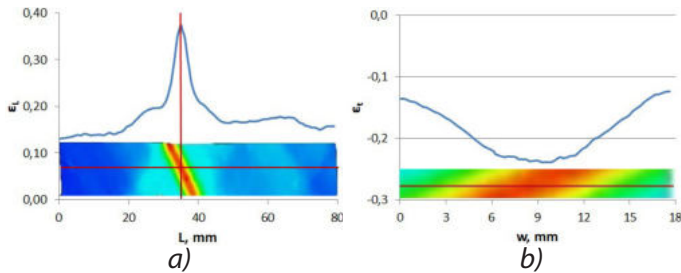
Érdekes kísérleti eredményeket mutat be a [12] publikáció, ahol a DIC technika eredményeit feldolgozó szoftver nyúlásokból számított feszültségei szerepelnek a diagramokon. Az egyenletes nyúlás határától a törésig vizsgált tengelyirányú valódi feszültséget tekintik a folyási feszültségnek, és azt mutatják be, hogy ez jól illeszkedik az egyenletes alakváltozásra illesztett függvényhez. AA5052-O ötvözetből készült lemezen 0,436 logaritmusos nyúlást mértek lokálisan a próbatest középsíkjában, és ehhez a szoftver 275 MPa feszültséget rendelt hozzá nem közölt számítási modell alapján. A szerzők ezt, valamint a közbenső alakváltozás-feszültség értéket fogadták el a folyási görbe extrapolációjának.

A korábbiakban több utalás volt a diffúz és lokális kontrakció folyamatára, melynek egyik kulcskérdése a két folyamat közötti határ kijelölése. Az erre vonatkozó irodalom több módszert ismertet, ezek összefoglalása és egy lehetséges megoldás a szerzők által publikált [31] irodalomban található.

3. Vizsgálati anyag és módszerek

A kísérleti anyag magnéziummal ötvözött AlMg3 alumínium lemez, melynek járműipari alkalmazása közismerten jelentős a kiemelkedő szilárdsága és korrózióállósága miatt, ugyanakkor az alakíthatósága korlátozott, különösen az egyenletes alakváltozást követő kontrakciós szakaszban. A vizsgálati anyag kereskedelmi minőségű H22 keménységű lemez volt, melynek fő ötvözői: Mg=3,3%; Fe=0,11%; Si=0,05% és Mn=0,33%. A szakítóvizsgálatok Instron 5582 típusú szakítógépen készültek lemez próbatesteken, melyek vizsgálati szakasza 80x20 mm, a lemezvastagság 2,5 mm volt. Az alkalmazott digitális képkorrelációs technika a GOM-ARAMIS® hardver-szoftver rendszer, amely véletlenszerű mintázat alakváltozásának követésével alkalmas a helyi nyúlások meghatározására és a kapott információk szemléltetésére nyúlás térképek, valamint digitalizált adatok formájában. Erre mutat példát az 1. ábra, amely egy szakító próbatest nyúlásainak képét szemlélteti a lokális kontrakció tartományában. Az 1.a ábra a tengelyirányú főnyúlás (ϵ_1) változását mutatja a hossz függvényében, az 1.b ábra pedig a vastagság irányú főnyúlást (ϵ_2) tartalmazza egy keresztirányú metszeten. Ez a nyúlás a vastagsággal

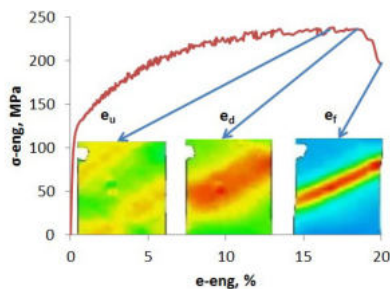
arányos, tehát a metszet a kontrahált keresztmetszet határoló görbéjét is szemlélteti. A kísérletek során 15 hosszirányú metszet felvételére került sor a hossz- kereszt- és vastagság irányú nyúlás, valamint a GOM-INSPECT szoftver által számolt egyenértékű nyúlás értékeinek rögzítésével, keresztirányban pedig a kontrakciós zóna középpontjából kiindulva lettek elhelyezve metszővonalak. Ezzel a teljes próbatest nyúlás eloszlására, valamint a kritikusnak tekintett kontrakciós zóna nyúlásaira vonatkozóan minden szükséges információ rendelkezésre állt.



1. ábra: Nyúlás eloszlás példák
a) hosszirányú nyúlás

b) vastagság irányú nyúlás keresztirányú metszeten

A DIC vizsgálati technika kulcseleme a szakítódiagram és a nyúlásképek kölcsönös megfeleltetése, melyeknél a közös paraméter az idő. A 2. ábra a szakítódiagram és a nyúlásképek összehangolását mutatja az egyenletes nyúlás határára mért mérnöki nyúlással (e_u), valamint a diffúz kontrakció határát (e_d) és a törés előtti pillanatot jellemző nyúlás képvel (e_f).



2. ábra: Jellegzetes nyúlásképek és a szakítódiagram kapcsolata

A 3D mérések YXLON CT MODULAR komputertomográfia és GOM ATOS® optikai mérőrendszerrel készültek.

Ahogy az irodalmi áttekintésben látható volt, a diffúz és lokális kontrakció határának kijelölése a képlékenységtani kutatások kulcseleme. A korábbi vizsgálatokból egyértelmű volt, hogy az $\epsilon_d=2n$ szerinti Considère-kritérium a vizsgált alumínium-ötvözetekre nem érvényes, mivel ezek az ötvözetek a 16% körüli egyenletes nyúlás után viszonylag

gyorsan kontrahálnak, és 20-22% körül elszakadnak. További elemzések azt mutatták, hogy más irodalmi források szerinti kritériumok is csak korlátozottan alkalmazhatók erre az ötvözet típusra. Saját korábbi megállapításaink azt mutatták, hogy a DIC technika alapozott vizsgálatok egyértelműen kijelölik a diffúz kontrakció határát [31]. Ezen vizsgálatok megerősítését és továbbfejlesztését is tartalmazza a publikáció.

További kérdés a lokális kontrakcióval kapcsolatban a Ramaekers [27] és további szerzők által megfogalmazott hipotézis, mely szerint a lokális kontrakció fellépését az alakváltozási út erőteljes változása jellemzi, a második főnyúlás a $d\epsilon_2=0$ értéket veszi fel, tehát a lokális kontrakció sík alakváltozási állapotban következik be. A vizsgált nyúlások változása erre a kérdésre is választ adhat.

A harmadik kérdéskör a diffúz és lokális kontrakció során végbemenő geometriai változásokra vonatkozik. A közismert Bridgman-formulákban a befűződés vastagsága (a) és sugara (R) szerepel mért adatként. Ezen egyenletek a lemezekre csak korlátozottan érvényesek, de több szerző alkalmazza az eredeti vagy módosított együtthatókat az első főfeszültség és az egyenértékű feszültség kapcsolat leírására [9]. A mért nyúlások lehetőség szerint adnak a geometriai jellemzők, elsősorban a görbületi sugarak és minimális vastagságok meghatározására, amelyek lehetővé teszik a közelítő képletek tesztelését. A teljes körű 3D rekonstrukció további előnye az, hogy általa is hitelesíthetők a DIC technikával nyert nyúlásmérések eredményei. Mindezek az eredmények lehetőség szerint adnak a folyási görbe extrapolációjára a diffúz alakváltozás szakaszában.

4. Vizsgálati eredmények

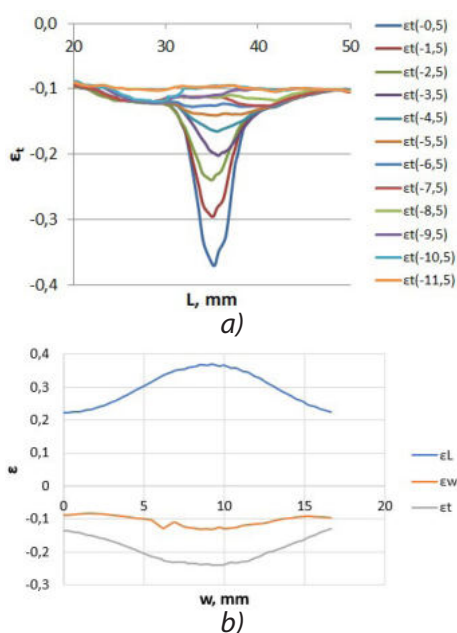
4.1 A diffúz és lokális kontrakció határának elemzése

A GOM-ARAMIS® szoftver által szolgáltatott eredmények grafikus és numerikus formában állnak rendelkezésre. Az eredménylista tartalmazza a nyúlásokat a három főirányban, valamint az egyenértékű nyúlást és az egyenértékű feszültségek színezett eloszlását. A szoftver által szolgáltatott logaritmusos nyúlás értékek megfelelnek az $\epsilon_1+\epsilon_2+\epsilon_3=0$ kritériumnak és a három főnyúlás kiadja az egyenértékű Mises nyúlás értékét, tehát az eredmények reálisnak tekinthetők.

Jellegzetes vastagság irányú nyúlásképet mutat a 3.a ábra a kontrakció kialakulásának folyamatára, a görbék paramétere a törés előtti idő s-ban. A 3.b ábra a törés előtti -2,5 s időpillanatban a nyúlások keresztirányú eloszlására közöl egy példát. A görbék jelölése értelemszerűen a hosszirányú (ϵ_L), keresztirányú (ϵ_w) és vastagságirányú (ϵ_t) nyúlás.

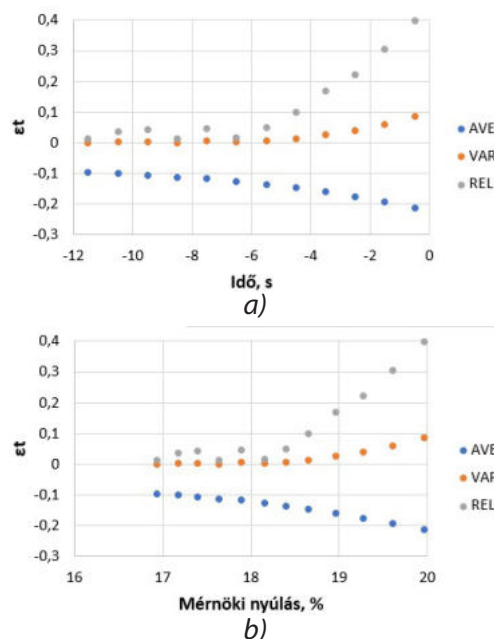
A -11,5 s időpont az egyenletes nyúlás határának felel meg, ez 16,58% mérnöki nyúlásnál következik be a vizsgált ötvözetre a hengerlési irányban. A diffúz alakváltozás határának megállapítására számos időtől függő és időtől független megoldást ismertet a szakirodalom, de a továbbiakban a DIC technikára alapozva egy új mérőszám kerül bevezetésre, ez pedig a kontrakciós zóna átlag nyúlásának, szórásának és a kettő hányadosaként képzett relatív szórásának a számításán alapul. A hosszmetseti képekből látható, hogy a szakadás előtti diagramok az L=35 mm-nél érik el a maximumukat, tehát a kontrakciós zóna ehhez képest közelítően ±5 mm hosszban, a 30 és 40 mm-es tartományban jelölhető ki. Ezt a nyúlásképek is alátámasztják, ahogy a 3. ábra mutatja.

A diffúz és lokális kontrakció határának erre a gondolatmenetre alapozott kijelölését a 4. ábra szemlélteti. Jól látható, hogy a relatív szórás nagyon karakterisztikusan jelzi a diffúz-lokális kontrakció határát, a -6,5 s-os időhöz tartozó nyúlás érték (18,15%, balról a 6-ik pont a 4.b. ábrán) még a diffúz alakváltozáshoz sorolható, ezzel szemben a -5,5 s-hoz tartozó



3. ábra: Jellegzetes nyúlás eloszlások hossz- és keresztirányban
 a) vastagság irányú nyúlás
 b) keresztirányú nyúlás (t=-2,5 s)

relatív szórás ugrásszerű emelkedést mutat, tehát az ehhez tartozó 18,40% nyúlás már a lokális kontrakció szakaszában van. Eszerint a határérték közelítően a két nyúlás számtani közepének tekinthető, azaz 18,27%, amely $\epsilon_d=0,168$ logaritmusos nyúlásnak felel meg. A két tartomány elhatárolását jól jellemzi a diffúz és lokális kontrakció pontjaira illesztett két egyenes meredekségének eltérése. Míg a diffúz kontrakció egyenesének meredeksége 0,008, tehát alig nő a nyúlás, ezzel szemben a határ utáni lokális kontrakció egyenesének meredeksége 0,226, ami jelentős különbség. Lényegében a két egyenes metszéspontjának nyúlás koordinátája is jellemzi a töréspontot. A bemutatott számítás igazolja, hogy sem a Considère-kritérium, sem a Ramaekers [27] és több szerző által javasolt $\epsilon_d=n/(1+\beta)$ képlet nem ad reális eredményt a vizsgált alumíniumötvözetek esetében.



4. ábra: A diffúz kontrakció határának kijelölése a szórások alapján
 a) a vastagság irányú nyúlás jellemzői az idő függvényében
 b) a vastagság irányú nyúlás jellemzői a mérnöki nyúlás függvényében

4.2 A három főnyúlás változása a kontrakciós tartományban

Az elméleti megfontolások fejezetben felmerült annak az igénye, hogy a nyúlások időbeli, illetve a mérnöki nyúlás függvényében jelentkező változását célszerű elemezni, különös tekintettel a szélesség irányú második főnyúlás alakulására, illetve a $\beta=\epsilon_2/\epsilon_1$ nyúlás arány változására.

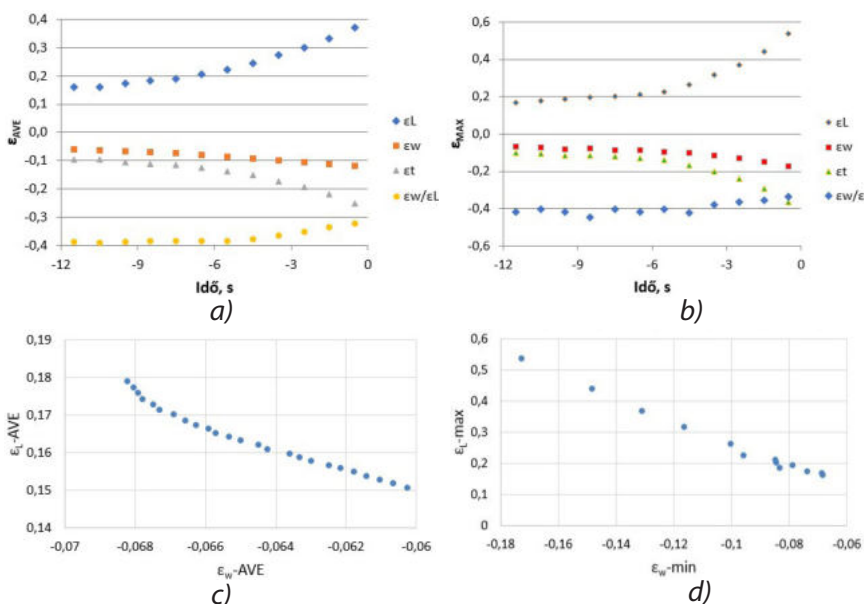
A hosszirányban felvett metszővonalakon mért átlag és maximális nyúlásokat szemlélteti az 5. ábra. Az ábra mindhárom főnyúlást és a $\beta = \varepsilon_w / \varepsilon_L$ nyúlás arányt is mutatja az átlagokra (5.a) és a maximum értékekre (5.b). A diagramokról látható, hogy mindegyik főnyúlás pozitív vagy negatív irányban monoton növekszik a szakadásig. Az $\varepsilon_w / \varepsilon_L$ hányados alakulása jelzi, hogy az egyenletes alakváltozás tartományában a β nyúlás arány nem érheti el az elméleti 0,5-ös értéket, mert ez csak $r=1$ -gyel jellemzett izotróp anyagok esetében lehetséges. Az 5.a ábráról az is látható, hogy a β nyúlás arány a -0,4-ről a töréshez közeledve enyhén növekszik, közelítően -0,32-re, ugyanakkor a diffúz kontrakció szakaszában alig változik. Az 5.b ábra a maximumokra mutatja a három főnyúlást, ezekből is látható, hogy a diffúz kontrakció határáig a pontok sokkal kisebb meredekséggel emelkednek, majd -6 s alatt erőteljesebb változást mutatnak.

Az ábrán bemutatott adatok annak az elméleti megállapításnak az elemzésére is lehetőséget kínálnak, hogy az ε_w második főnyúlás állandósul-e a szakadás bekövetkezéséig, azaz a szakadás síkbeli alakváltozási állapotban megy-e végbe ($d\varepsilon_w=0$). Az adatokat az $\varepsilon_w - \varepsilon_L$ koordinátarendszerben ábrázolva megállapítható, hogy az átlag nyúlásokra a feltétel nem igazolható (5.c ábra), és a nyúlás összetartozó szélsőérték pontjai is hasonló lefutást mutatnak, tehát a vizsgált tartományban nem éri el a derivált a zérus értéket (5.d. ábra).

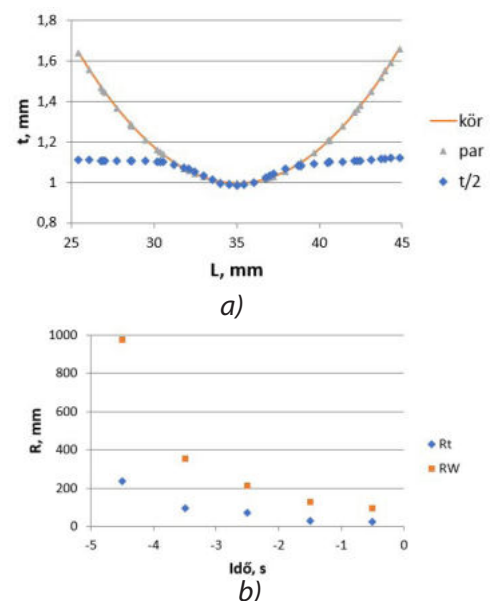
4.3 Geometriai jellemzők meghatározása

A hossz- és keresztirányú metszeteken mért nyúlások segítségével meghatározhatók a Bridgman-féle korrekciós képletekben szereplő vastagsági méretek és görbületi sugarak szélesség és vastagság irányban egyaránt. Példaként a vastagság irányú görbületi sugár meghatározását mutatja a 6.a ábra, amely a hossz függvényében szemlélteti a lemezvastagságot (a szimmetria miatt fél értékben) és a görbületre illesztett parabolát, valamint annak görbületi körét.

A számítás során a görbülethez tartozó pontokra először másodfokú parabolát illesztve kiszámítható annak görbülete ($g=2a$, ahol $y=ax^2+bx+c$ a parabola egyenlete), majd ennek reciproka adja a görbületi kör sugarát. Az ábrával szemléltethető a közelítés jósága. Az így meghatározott görbületeket elemezve megállapítható, hogy a szélesség irányú nyúlásból számított görbületi sugarak (R_w) a diffúziós kontrakció szakaszában a végtelenhez közelítenek (az oldalak gyakorlatilag egyenesek maradnak), és a lokális kontrakció pontjaiban is csak 100 mm körülire csökkennek a számított sugarak. A hosszirányban mért vastagság irányú méretváltozás (R_L) már érzékelhető változást mutat, de csak a lokális kontrakció szakaszában, ezeket az adatokat szemlélteti a 6.b ábra. Fontos megjegyezni, hogy a görbületi sugarak értékelése a hossz- és keresztirányú metszeteken egyaránt megtörtént, majd a befűződés tengellyel bezárt szögének ismeretében ezekből



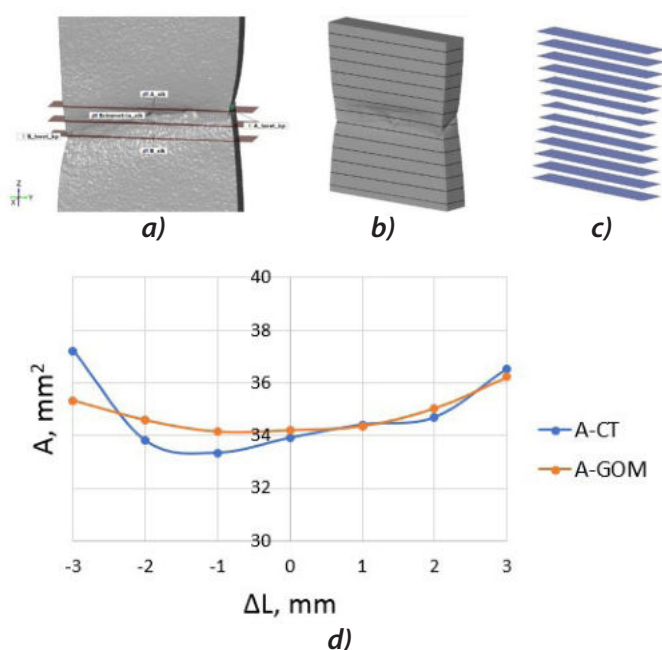
5. ábra: A főnyúlások átlagának és maximumának ábrázolása a szakadás előtti időtartományban
 a) átlag nyúlás-idő diagram b) maximális nyúlás-idő diagram
 c) átlag nyúlások kapcsolata d) maximális nyúlások kapcsolata



6. ábra: Görbületi sugarak meghatározása
 a) a görbületi kör meghatározása
 b) a görbületi kör sugarak változása

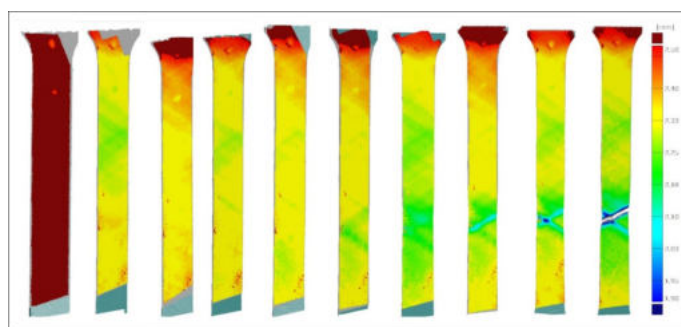
volt számítható a kontrakció által képzett befűződés tengelyére merőleges metszetének sugara. Mivel az intenzív nyírési zóna tengellyel bezárt szöge közelítően 70° , a hosszirányú és merőleges görbületi sugarak között csak minimális eltérés van. A 6. ábra adataiból megállapítható, hogy vastagság irányban 100 mm alatti görbületi sugár csak a szakadás előtti -2,5 s-tól a mért három utolsó képen alakul ki, és az utolsó mérhető görbületi sugár is 25 mm, tehát a számított korrekciós faktorok bármelyik, a Bridgman-formulából levezetett hipotézis szerint is 0,98...0,99 között vannak, az egyenértékű feszültség értékét jelentősen nem módosítanak. Viszont ismert, hogy ebben az alakváltozás tartományban már olyan triaxiális feszültségi állapot van, amely a korrekció érvényességét megkérdőjelezi.

A DIC technikától teljesen eltérő 3D mérésekkel is lehet szemléltetni a próbatesten kialakuló kontrahált alakot. Erre mutat példát a 7. ábra, amely a szakadás után készült CT-felvételt, illetve annak fel dolgozását mutatja be. A 7.a ábra a két elszakadt félrészről készült felvétel összeillesztését szemlélteti, a 7.b és 7.c képek pedig a próbatest tengelyére merőleges síkmetszeteket ábrázolják. A 3D modellből a síkmetszetek területe meghatározható volt, ezen értékek összehasonlítását a szakadás előtti -0,5 s-ban felvett DIC kép eredményeivel a 7.d ábra mutatja. Az ábra vízszintes tengelyén a szakadás középpontjától +/- irányokban felvett metszetek távolsága látható. Megállapítható, hogy a kétféle eljárással meghatározott területek a szakadás környezetében elég jól egyeznek.



7. ábra: CT felvétel és a metszetek ábrázolása

A GOM-ATOS® fotogrammetriai eljárással a szakítóvizsgálat közben is lehet 3D felvételeket készíteni. A 8. ábra úgy készült, hogy a kontrakciós szakaszban a szakítógépet milliméterenként megállt, elkészült egy 3D felvétel, majd újraindítva a gépet további alakváltozás jött létre. Ezt ismételve a teljes alakváltozási folyamatot rögzíteni lehetett, ahogy az ábra mutatja. Itt a színek a próbatest vastagságának változását szemléltetik.



8. ábra: A próbatest vastagságának változása

A képsor jól mutatja a diffúz és lokális kontrakció kialakulását. A baloldali képtől kiindulva az alakváltozási térkép közel homogén, majd az ötödik képtől kezdődően alakul ki a lokális kontrakció, amely szakadáshoz vezet. Más DIC felvételeken is megfigyelhető, hogy az utolsó előtti képen még két intenzív alakváltozási irány is jelentkezik, sőt ez az utolsó törési képen is felismerhető. Erős koncentrációval a keresztirányú befűződés is észlelhető a szakadás előtti képeken. Ezek a felvételek igazolják, hogy a DIC technikával egyenértékű eredményeket lehet kapni a szakítóvizsgálat folyamatáról a korszerű 3D eljárásokkal.

4.4 Feszültségek számítása az alakváltozásokból

A vizsgált alumínium ötvözetnél az alakváltozás és feszültség közötti kapcsolat meghatározására az 1. táblázatban bemutatott összefüggések használhatók. A vizsgált AA5754 alumínium lemez szakítóvizsgálattal meghatározott jellemzőit a 2. táblázat mutatja.

2. táblázat: A vizsgált lemez szilárdsági és alakíthatósági tulajdonságai

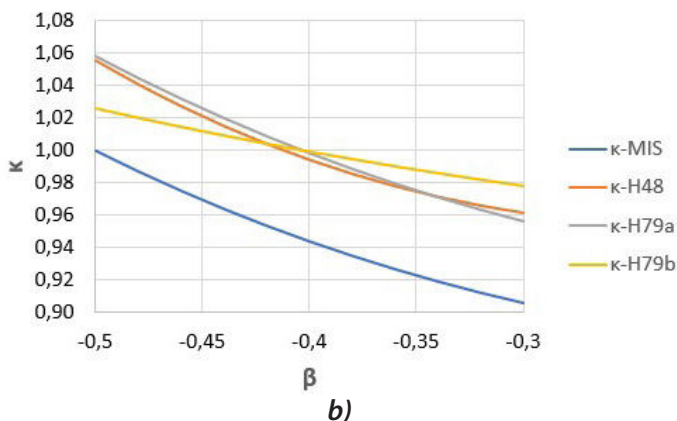
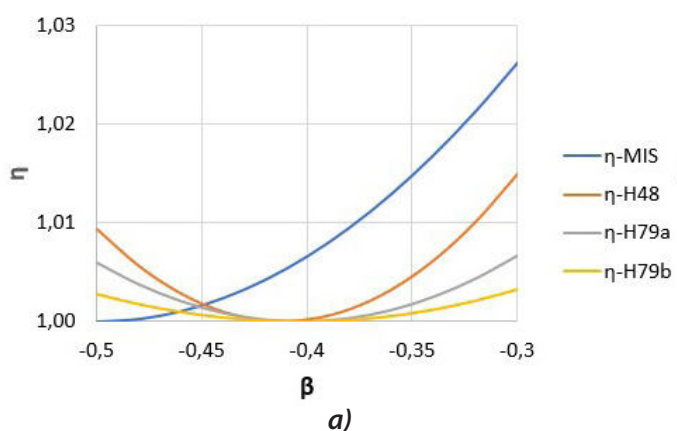
	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_g [%]	A_{80} [%]	n_{4-6}	r_{8-12}
0 fok	122	239	16,58	19,96	0,294	0,675
90 fok	110	222	21,91	22,23	0,275	0,725

A mért képlékenységi anizotrópia értékeket felhasználva az η nyúlás és κ feszültség arány összehasonlítását szemlélteti a 9. ábra. Az ábrából látható, hogy az izotróp anyagra ($r=1$) vonatkozó Mises folyási feltétel görbéi mindkét paraméter esetében jelentősen eltérnek a többitől, ugyanakkor a Hill'48 és a Hill'79a paraméterek elég közel esnek egymáshoz, mivel mindegyik kvadratikus folyási feltétel. A Hill'79b feltétel szerint számított görbék az előző kettőtől kissé különböznek, az alkalmazott $a=8$ kitevő hatása miatt a β nyúlás arány függvényében kevésbé változnak, mint az előzők, itt az arányértékek csak közelítően felét mutatják a kvadratikus formulákhoz képest.

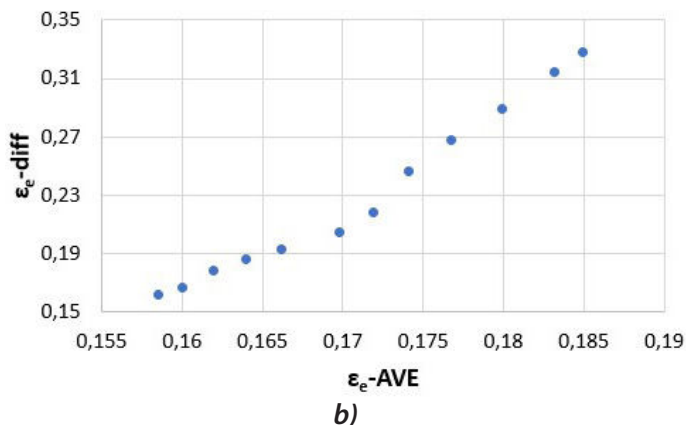
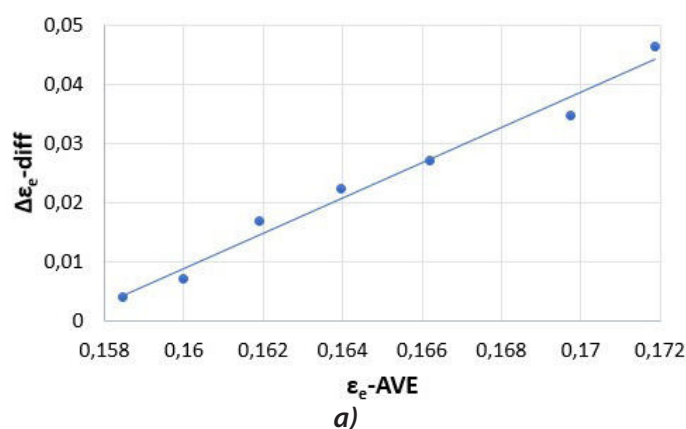
A számításokhoz kiinduló paraméter a $d\varepsilon_y/d\varepsilon_x$ nyúlás növekmények hányadosa, amely értelemszerűen a mérési eredményekből származó $d\varepsilon_w/d\varepsilon_L$ hányadossal helyettesíthető. Ezt a két nyúlást a diffúz kontrakció tartományára kell meghatározni. A korábbiakból már ismert, hogy a tartományt az $L=30\dots40$ mm között célszerű kijelölni, hogy az oda eső mérési pontok stabil átlagot adjanak. Az ide tartozó hossz- és keresztirányú nyúlások meghatározása további információt adott a diffúz

kontrakció jellegéről, melyet a 10.a ábra szemléltet. Ennek vízszintes tengelyén a próbatest jeltávra eső átlag nyúlása szerepel, a függőleges tengelyen pedig a diffúz kontrakció tartományára meghatározott egyenértékű nyúlásnak és az átlag nyúlásnak a különbsége, tehát a diffúz kontrakciós zónában jelentkező nyúlás növekmény. Látható, hogy a diffúz kontrakció tartományában az átlag nyúlással lineárisan nő a nyúlás különbség, tehát még nem indul meg a lokális kontrakció. A 10.b ábra a teljes kontrakciós tartomány nyulásait mutatja úgy, hogy az átlag nyúlás függvényében a kontrakciós tartomány teljes nyúlása szerepel. A diffúz és lokális kontrakció pontjai itt is jól elkülönülnek, jelezve, hogy lényegében nagyon sok DIC technikával kapott mérőszám lehet alkalmas a két tartomány elhatárolására.

A folyási görbe pontjainak számítása a H79b egyenletek szerint valósult meg, a paraméterek $a=8$; $r_0=0,675$ és $r_{90}=0,725$. Az összefüggésekben a $d\varepsilon_w/d\varepsilon_L$ főnyúlás növekmények hányadosa szerepel, de az előzetes elemzések során kiderült, hogy ennek szórása jelentős, ezért a [17] irodalom megállapítására is hivatkozva a $\beta=\varepsilon_w/\varepsilon_L$ hányados figyelembevételével készültek a számítások. A szakítóvizsgálat



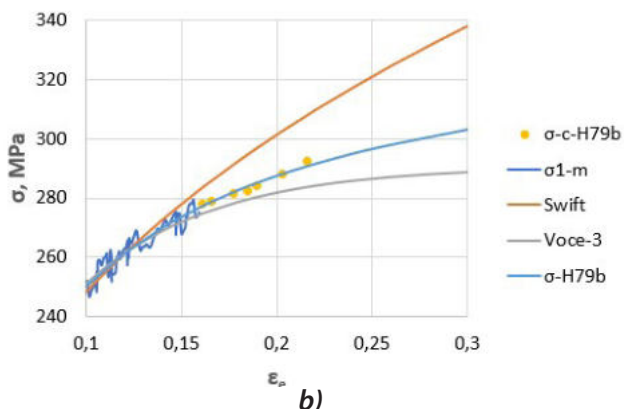
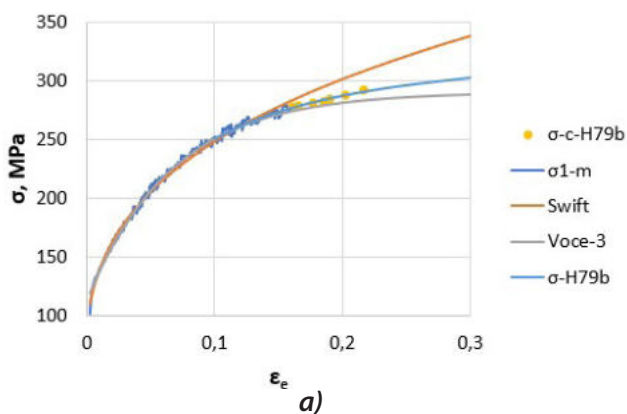
9. ábra: A különböző megközelítésekkel számított arányok összehasonlítása
 a) az η alakváltozás paraméter változása
 b) a κ feszültség paraméter változása



10. ábra: Az átlag nyúlás kapcsolata a kontrakciós nyúlással
 a) a diffúz kontrakció tartománya
 b) a teljes kontrakciós tartomány nyulásai

során a GOM-ARAMIS® rendszer az erő és DIC vizsgálat eredményeit együttesen rögzíti, ezért az idő függvényében az eredmények összekapcsolhatók. A diffúz kontrakció szakaszában a valós keresztmetszetet az ϵ_e egyenértékű alakváltozásból és az 50 mm² kiinduló keresztmetszetből lehet meghatározni az $A=A_0 \cdot \exp(-\epsilon_e)$ összefüggéssel, az ϵ_L és ϵ_e között pedig az η aránytényező teremt kapcsolatot. Mivel az adott időhöz tartozó erő ismert, ebből számítható a tengelyirányú feszültség, amely a κ paraméterrel való szorzás után kiadja az egyenértékű feszültséget.

A 11. ábrán láthatók az egyenletes alakváltozás határáig mért valódi feszültségek (σ_1 -m), a Swift és 3 paraméteres Voce közelítő függvények, valamint a σ -c-H79b jelű, számítással kapott folyásgörbe pontok és a keverési szabály által meghatározott σ -H79b közelítő függvény. A jobb láthatóság érdekében a bal oldali teljes függvény kinagyított részlete látható a jobb oldali diagramon. Ezen a képen jól látszanak a PLC-effektus által okozott feszültség-lengések. A σ -H79b közelítő függvény egyenlete a $\sigma=w \cdot \sigma(\text{Swift})+(1-w) \cdot \sigma(\text{Voce})$ alakú, ahol $w=0,293$ a legkisebb négyzetek minimalizálása alapján meghatározott súlytényező. A folyási görbe egyenletek: $\sigma(\text{Swift})=475,5 \cdot (0,0042+\epsilon_e) \cdot 0,2872$ illetve $\sigma(\text{Voce})=114,4+176,2 \cdot (1-\exp(-14,95\epsilon_e))$.

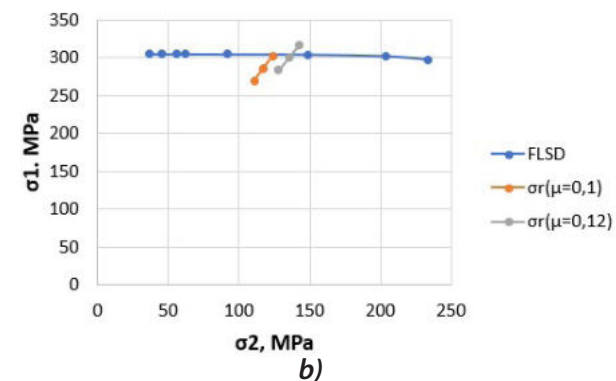
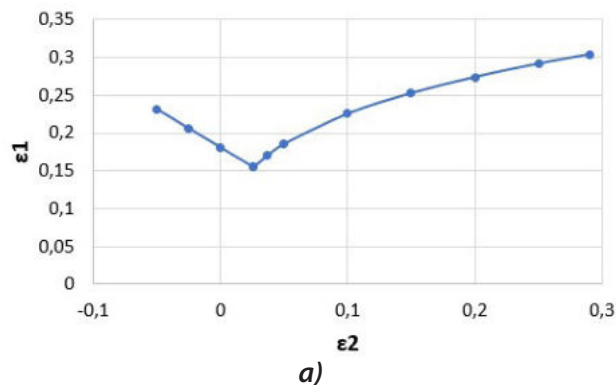


11. ábra: A számított folyási görbe pontok

4.5 Az alakíthatósági határdiagram átszámítása feszültségi határdiagrammá

Az 1. táblázatban és az (5)-(7) egyenletekben bemutatott összefüggések alkalmasak arra is, hogy a méréssel meghatározott alakíthatósági határgörbe (FLD) ϵ_2 - ϵ_1 pontjai átszámíthatók legyenek a feszültségi határgörbére (FLSD). Ekkor a mért FLD pontokból kiindulva számítható a β , majd ebből az α , η és κ . A számítás menete annyiban változik, hogy itt az előzőekben meghatározott folyási görbéből az egyenértékű alakváltozás ismeretében az egyenértékű feszültséget kell meghatározni, majd ebből κ felhasználásával a σ_1 -et, végül ennek az α -val való szorzása után σ_2 -t. Az összetartozó σ_2 - σ_1 pontok adják az FLSD pontjait. Az eredeti FLD-t és a Hill'7b összefüggésekkel átszámított FLSD-t a 12. ábra mutatja. A 12.a ábrán látható alakíthatósági határdiagram Nakazima teszttel készült GOM-ARAMIS® DIC-technika alkalmazásával.

Az FLSD egyik előnye az, hogy a technológiai számításokból nyert feszültségek közvetlenül ábrázolhatók a diagramban, ezáltal az alakíthatóság megítélésében ugyanolyan támogatást adnak, mint az FLD. Ezt mutatja a 12.b ábra, ahol csészehúzó vizsgálatból számított pontok is szerepelnek a diagramban. A csészehúzó vizsgálat szabványos bélyegátmérője



12. ábra: FLD és FLSD ábrázolása
a) AA5754 lemez FLD-je
b) FLD-ből származtatott FLSD

33 mm, a bélyeg és matrica lekerekítési sugarai 5-5 mm volt. A vizsgált lemez a 2. táblázatban bemutatott AA5754 alumínium ötvözet, melynek vastagsága 2,5 mm. A mélyhúzáskor fellépő radiális és tangenciális feszültségek számítása a [32] irodalomban található képletekkel történt. Kiinduló adatként a 4.4 pontban meghatározott kevert folyási görbe egyenlete, valamint 49 MPa ráncgátló nyomás szerepelt, mely utóbbi a Siebel-féle képletből lett meghatározva [32]. Az elvégzett csészehúzó vizsgálatok azt mutatták, hogy az 58 mm-es és a 60 mm-es tárcsák még kihúzhatók voltak, a 62 mm átmérőjű 3 tárcsa közül azonban 1 repedt volt, tehát ez már sikertelen kísérletnek tekinthető. A három tárcsa-átmérőből (58, 60, 62 mm) számított feszültségek eredményei a 12.b ábrán láthatók $\mu=0,1$ és $0,12$ súrlódási tényező feltételezésével. Az ábrázolt pontok azt mutatják, hogy $0,1$ -es súrlódási tényezőt feltételezve a 62 mm átmérőjű tárcsában ébredő feszültségek éppen határon vannak, viszont a $\mu=0,12$ -es súrlódási tényezőhöz tartozó feszültségek közül már a 60 mm-es tárcsa feszültségei is kritikusak. Nyilvánvaló, hogy a súrlódási tényezőtől adódó bizonytalanság miatt az alakíthatóság megítélése sem teljesen megbízható, de azt jól jelzik az eredmények, hogy az FLSD-ből meghatározott és kísérletileg meghatározott mélyhúzhatósági határok kielégítő egyezést mutatnak.

5. Következtetések

A digitális képkorrelációs technika és a modern háromdimenziós képalkotó technikák számos új információt szolgáltatnak az anyagvizsgálat leggyakrabban használt eljárásáról, a szakítóvizsgálatról. Segítségükkel alátámaszthatók a korábban felfedezett, de az adott technikai feltételek mellett nem kellő mélységig vizsgált jelenségek, mint a PLC effektus vagy a kontrakció folyamata. Különös jelentősége van ezeknek az elemzéseknek az alumínium-magnézium ötvözetek esetében, melyek alakíthatósága erősen függ az említett folyamatoktól. Az elvégzett vizsgálatok alapján levont főbb következtetések:

- A DIC technikával kimutathatók és számszerűen értékelhetők a próbatestek átlagos és lokális alakváltozásai.
- A diffúz és lokális kontrakció határának megállapítására egy új mérőszám került bevezetésre, amely a kontrakciós zóna átlag nyúlásának, szórásának és a kettő hányadosaként képzett relatív szórásnak a számításán alapul.

A lokális kontrakció megjelenését a relatív szórás ugrásszerű megváltozása jelzi.

- A hossz-, kereszt- és vastagság irányú nyúlás az idő függvényében a szakadáshoz közeledve monoton növekszik és egyes elméleti megfontolásokkal ellentétben az alakváltozás jellege a vizsgált tartományban nem közelít a síkbeli alakváltozási állapothoz. A vizsgált AlMg3 lemezre a kontrakciós tartományban a kereszt- és hosszirányú nyúlások hányadosa $-0,4$ -ről $-0,32$ -re változik.
- A kontrakciós szakaszban DIC technikával meghatározható a szélesség és vastagság irányú befűződések kontúrjai. Ezek a diffúz kontrakció tartományában gyakorlatilag egyenesek, jól meghatározható görbületi sugarak a szakadás előtt alakulnak ki, értékük a vizsgált lemezre szakadáskor szélesség irányban 94 mm, vastagság irányban 25 mm.
- A háromdimenziós CT és fotogrammetriai vizsgálatokkal meghatározott minimális keresztmetszetek jól egyeznek a DIC technikával kapott egyenértékű alakváltozásból számított területekkel. Az erő és az aktuális keresztmetszet hányadosaként meghatározható a tengelyirányú feszültség.
- A vizsgált AlMg3 lemezre jellemző $0,7$ körüli anizotrópia tényezők esetében és $-0,5$ -től $-0,3$ -ig terjedő kereszt/hosszirányú nyúlás arány tartományban a Hill'48 és a négyzetes kitevőjű Hill'79-es folyási feltétel szerint számított egyenértékű feszültség és nyúlás arányok (κ és η) közel azonosak, a nem kvadratikus, 8-as kitevőjű Hill'79-es folyási feltételből számított együtthetők közelítően fele akkora, mint az előbbiek.
- A Hill'79-es folyási feltétel szerint a diffúz kontrakció tartományára számított folyási görbe pontok az egyenletes nyúlás határáig mért pontokra illesztett Swift-és Voce-függvények között helyezkednek el, a keverési szabályból meghatározott súlytényező közelítően $w=0,3$.
- A bemutatott összefüggések alkalmasak az alakíthatósági határadiagram feszültségi határadiagrammá történő átszámítására. A számítások igazolták, hogy a szabványos csészehúzó vizsgálatból kísérletileg meghatározott mélyhúzási tényező és a feszültségi határadiagramban ábrázolt feszültségek egymással összhangban mutatják az alakíthatóság határát.

Köszönetnyilvánítás

A kutatást a 20523-3/2018/FEKUTSTRAT jelű, Felsőoktatási Intézményi Kiválósági Program – Digitális ipari technológiák kutatása a Széchenyi István Egyetemen című program támogatta.

Irodalom

- [1] M. A. Sutton, J. J. Orteu, H. W. Schreier, & P. Reu: Introduction to digital image correlation: Best practices and applications. *Experimental Techniques*, (2012). 36(1), 3-4. <https://doi.org/10.1111/j.1747-1567.2011.00798.x>
- [2] J. Kang, D.S. Wilkinson, M. Jain, J.D. Embury, A.J. Beaudoin, S. Kim, R. Mishira, A.K. Sachdev: On the sequence of inhomogeneous deformation processes occurring during tensile deformation of strip cast AA5754. *Acta Materialia* 54 (2006) 209-218.
- [3] J. Kang, D. S. Wilkinson, M. Bruhis, M. Jain, Pei Dong Wu, J. D. Embury, R. K. Mishra, A. K. Sachdev: Shear Localization and Damage in AA5754 Aluminum Alloy Sheets. *JMEPEG* (2008) 17:395-401 _ASM International. DOI: 10.1007/s11665-008-9224-6
- [4] S. Y. Yang & W. Tong: A Finite Element Analysis of a Tapered Flat Sheet Tensile Specimen. *Experimental Mechanics* (2009) 49: 317-330.
- [5] S. Coppieters, S. Cooreman, H. Solc, P. Van Houtte, D. Debruyne: Identification of the post-necking hardening behaviour of sheet metal by comparison of the internal and external work in the necking zone. *Journal of Materials Processing Technology* 211 (2011) 545-552.
- [6] N. Tardif, S. Kyriakides: Determination of anisotropy and material hardening for aluminum sheet metal. *International Journal of Solids and Structures* 49 (2012) 3496-3506.
- [7] J.-H. Kim, A. Serpantié, F. Barlat, F. Pierron, M.-G. Lee: Characterization of the post-necking strain hardening behavior using the virtual fields method. *International Journal of Solids and Structures* 50 (2013) 3829-3842.
- [8] S. Coppieters & T. Kuwabara: Identification of Post-Necking Hardening Phenomena in Ductile Sheet Metal. *Experimental Mechanics* 2014. DOI 10.1007/s11340-014-9900-4
- [9] L. Wang, W. Tong: Identification of post-necking strain hardening behavior of thin sheet metals from image-based surface strain data in uniaxial tension tests. *International Journal of Solids and Structures* 75-76 (2015) 12-31.
- [10] K. Zhao, L. Wang, Y. Chang, J. Yan: Identification of post-necking stress-strain curve for sheet metals by inverse method. *Mechanics of Materials* 92 (2016) 107-118.
- [11] P. Knysh, Y. P. Korkolis: Identification of the post-necking hardening response of rate- and temperature-dependent metals *International Journal of Solids and Structures* 115-116 (2017) 149-160.
- [12] V. T. Nguyen, S. J. Kwon, O. H. Kwon, Y. S. Kim: Mechanical Properties Identification of Sheet Metals by 2D-Digital Image Correlation Method. *Procedia Engineering* 184 (2017) 381-389.
- [13] S. Coppieters, J.-H. Kim, K. Denys, S. Cooreman, D. Debruyne: On Complete Solutions for the Problem of Diffuse Necking in Sheet Metal. *Procedia Engineering* 207 (2017) 2012-2017.
- [14] P. Hora, B. Berisha, M. Gorji, N. Manopulo: A generalized approach for the prediction of necking and rupture phenomena in the sheet metal forming. *Conference Paper January 2012: https://www.researchgate.net/publication/269709664*.
- [15] A. Bacha, D. Daniel, H. Klocker: On the determination of true stress triaxiality in sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology* 184 (2007) 272-287.
- [16] Z. L. Zhang, M. Hauge, J. Odegard, C. Thaulow: Determining material true stress-strain curve from tensile specimens with rectangular cross-section. *International Journal of Solids and Structures* 36 (1999) 3497-3516.
- [17] Y. Wang, S. H. Xu, S. B. Ren, H. Wang: An Experimental-Numerical Combined Method to Determine the True Constitutive Relation of Tensile Specimens after Necking. *Advances in Materials Science and Engineering*, Vol. 2016, Article ID 6015752
- [18] M. Murata, Y. Yoshida, T. Nishiwaki: Stress correction method for flow stress identification by tensile test using notched round bar. *Journal of Materials Processing Tech.* 251 (2018) 65-72.
- [19] H. C. Hyun, M. Kim, S. Bang, H. Lee: On acquiring true stress-strain curves for sheet specimens using tensile test and FE analysis based on a local necking criterion. *J. Mater. Res.*, Vol. 29, No. 5, Mar 14, 2014
- [20] M. B. Gorji, N. Manopulo, P. Hora, F. Barlat: Numerical investigation of the post-necking behavior of aluminum sheets in the presence of geometrical and material inhomogeneities. *International Journal of Solids and Structures* 102-103 (2016) 56-65.
- [21] Chong Li, Daxin E., Ning Yi: Analysis on fracture initiation and fracture angle in ductile sheet metal under uniaxial tension by experiments and finite element simulations. *J. Mater. Res.* Vol. 31, No. 24, Dec 28, 2016.
- [22] M. Rossi, A. Lattanzi, F. Barlat.: A general linear method to evaluate the hardening behaviour of metals at large strain with full-field measurements. *Wiley Strain* 2017. DOI: 10.1111/str.12265
- [23] S. Marth, H.A. Häggblad, M. Oldenburg, R. Östlund: Post necking characterisation for sheet metal materials using full field measurement. *Journal of Materials Processing Technology* 238 (2016) 315-324.

[24] K. Wang, J. E. Carsley, L. Zhang, T. B. Stoughton, J. Li, B. E. Carlson: Forming limits of an age hardenable aluminum sheet after pre-straining and annealing. *International Journal of Mechanical Sciences* 82 (2014)13-24.

[25] P. Larour, J. Freudenthaler, T. Weissböck: Reduction of cross section area at fracture in tensile test: measurement and applications for flat sheet steels. *IOP Conf. Series: Journal of Physics: Conf. Series* 896 (2017) 012073 doi:10.1088/1742-6596/896/1/012073

[26] T. Stoughton, J. Min, J. E. Carsley: Application of DIC techniques to detect onset of necking and fracture in uniaxial and bulge tests. *2017 J. Phys.: Conf. Ser.* 896 012108

[27] J. A. H. Ramaekers: A criterion for local necking. *Journal of Materials Processing Technology* 103 (2000) 165-171.

[28] Z. Marciniak, J. L. Duncan, S. J. Hu: *Mechanics of Sheet Metal Forming*. Butterworth-Heinemann 2002

[29] D. Banabic: *Sheet Metal Forming Processes*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2010

[30] W. F. Hosford, R. M. Caddell: *Metal Forming Mechanics and Metallurgy*. Cambridge University Press 2011

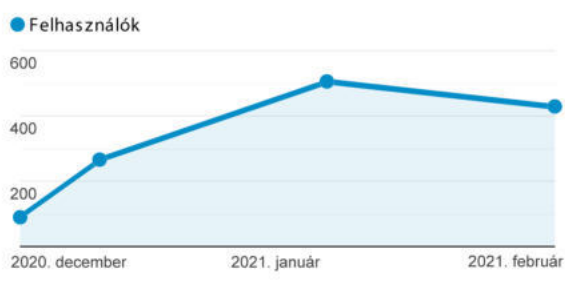
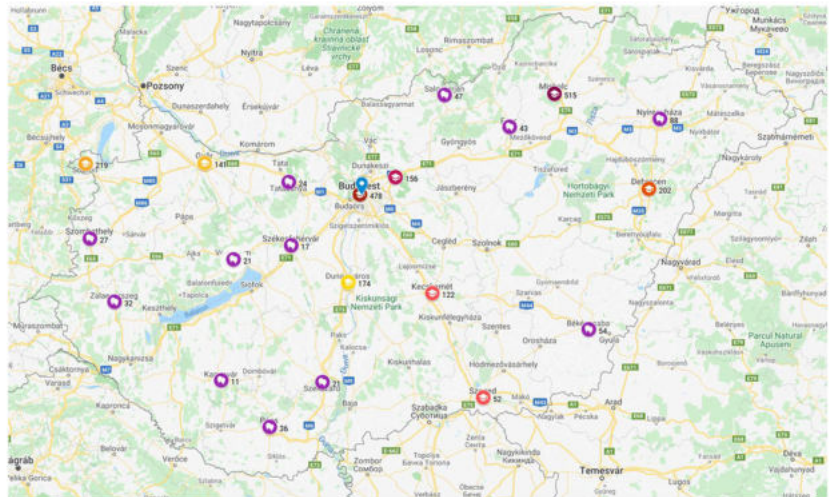
[31] Szalai Sz.; Harangozó D.; Czinege I.: Characterisation of Diffuse and Local Necking of Aluminium Alloy Sheets Using DIC Technique. *ACTA TECHNICA JAURINENSIS* 12:3 pp. 191-204. , 14 p. (2019)

[32] E. Doege, B.-A. Behrens: *Handbuch Umformtechnik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2007.

Anyagvizsgálók lapja - látogatottság

A legutóbbi megjelenés, 2020. november 20-a óta az anyagvizsgaloklapja.hu oldal látogatottsága érdekes tendenciát mutat.

Továbbra is jól megfigyelhető, hogy a hazai látogatók java része a tudáscentrumokból, azaz műszaki felsőoktatással rendelkező városokból érkezik. Az áttekinthetőség kedvéért a látogatottsági adatok földrajzi megoszlását mutató térképen a fővárost, megyeszékhelyeket, illetve azon városokat tűntük fel, melyek ebben a tekintetben meghatározóak. A budapesti látogatottsági adatok mellett kerültek feltüntetésre a be nem azonosítható földrajzi lokációval rendelkező böngészők. A munkamenetek számából egyértelműen következtethetünk arra, hogy főleg a lap letöltése miatt érkeznek a látogatók, hiszen 70%-uk más tevékenységet nem végez. Ezért a lap megérett arra, hogy on-line rovatokkal és tartalommal bővüljön.



Munkamenetek száma	Felhasználók	Felhasználók
	2 906 % a teljesből: 100,00% (2 906)	2 906 % a teljesből: 100,00% (2 906)
1. ■ 1	2 370	69,46%
2. ■ 2	284	8,32%
3. ■ 3	110	3,22%
4. ■ 4	50	1,47%
5. ■ 5	26	0,76%
6. ■ 6	22	0,64%
7. ■ 7	14	0,41%
8. ■ 8	12	0,35%
9. ■ 9	10	0,29%
10. ■ 10	8	0,23%