

**MISKOLCI EGYETEM  
GÉPÉSZMÉRNÖKI ÉS INFORMATIKAI KAR**



**NAGYSZILÁRDSÁGÚ ACÉLLEMEZEK ALAKÍTÁSI  
HATÁRÁLLAPOTÁNAK KÍSÉRLETI VIZSGÁLATA**

PHD ÉRTEKEZÉS

Készítette

**Gál Viktor**

Ipari termék- és formatervező mérnöki (BSc),  
Gépészmérnök (MSc)

**SÁLYI ISTVÁN GÉPÉSZETI TUDOMÁNYOK DOKTORI ISKOLA  
GÉPÉSZETI ANYAGTUDOMÁNY, GYÁRTÁSI RENDSZEREK ÉS FOLYAMATOK  
GÉPÉSZETI ANYAGTUDOMÁNY ÉS MECHANIKAI TECHNOLÓGIÁK**

Doktori Iskola vezető

**Vadászné Prof. Dr. Bognár Gabriella**  
a műszaki tudomány doktora, egyetemi tanár

Témacsoport vezető

**Prof. Dr. Lukács János Elemér**  
CSc, PhD, egyetemi tanár

Tudományos vezetők

**Dr. Lukács Zsolt**  
egyetemi docens

**Dr. Kovács Péter Zoltán**  
egyetemi docens

**Miskolc  
2022**



**TARTALOM**

Tartalom .....	I
Témavezetői ajánlás .....	III
Jelölésjegyzék.....	IV
1. Bevezetés .....	1
2. A képlékeny alakváltozás határállapota .....	4
2.1 Az alakváltozási határállapot elméleti megközelítései .....	5
2.2 Az alakváltozási határállapot technológiai megközelítései .....	12
2.3 A törési határalakváltozás meghatározásának mérési módszerei .....	18
2.3.1 Tiszta nyíró igénybevétel próbatest kialakításai.....	21
2.3.2 Tiszta nyíró-egytengelyű húzó igénybevételi tartomány próbatest kialakításai..	28
2.3.3 Egytengelyű húzó-kéttengelyű húzó igénybevételi tartomány próbatest kialakításai.....	32
3. Célkitűzések megfogalmazása.....	35
4. Napjaink nyíró igénybevételi próbatestjeinek elemző vizsgálata.....	38
4.1 A próbatest gyártási technológiájának hatása .....	42
5. Új próbatest fejlesztése végeselemes módszerrel.....	45
5.1 Modellezés összeállítása, kiértékelés menete .....	47
5.1.1 A DP600 – DP800 – DP1000 acélok anyagmodelljei.....	47
5.1.2 A modellezés összeállítása .....	50
5.1.3 A modellezés kiértékelése .....	51
5.2 A próbatest geometriai változatainak vizsgálata.....	53
5.3 Az új nyíró próbatest geometriai vizsgálata.....	57
5.3.1 A nyíródó zóna magasságának hatása .....	58
5.3.2 A nyíródó zóna szélessége.....	60
5.3.3 A nyíródó zóna terhelés tengelyével bezárt kezdeti szöge.....	61
5.4 Nyíró próbatest optimalizálása DP acélminőségekre .....	65

---

5.4.1	Paraméterek meghatározása különböző DP acélminőségekre.....	66
5.5	Nyíró-szakító próbatest optimalizálása DP acélminőségekre.....	68
6.	A fizikai mérések és eredményeik.....	71
6.1	Próbatestek és vizsgálatok kivitelezése .....	71
6.1.1	Hagyományos FLC próbatestek és vizsgálatuk.....	72
6.1.2	Nyíró és nyíró-szakító próbatestek előkészítése és vizsgálata .....	73
6.2	Törési határalakváltozás meghatározása az FLC feletti tartományban.....	76
6.3	Törési határalakváltozás meghatározása a tiszta nyíró alakváltozási állapothoz.....	79
6.4	Törési határalakváltozás meghatározása a nyíró-szakító alakváltozási állapotokhoz	81
6.5	Mérési eredmények összefoglalása.....	85
7.	Tézisek – új tudományos eredmények.....	89
8.	Eredmények összefoglalása .....	90
9.	Summary.....	93
	Köszönetnyilvánítás .....	96
	Irodalomjegyzék.....	98
	Disszertációhoz kapcsolódó jelentősebb publikációk .....	103

**TÉMAVEZETŐI AJÁNLÁS**

Gál Viktor egyetemi tanulmányait 2010 szeptemberében kezdte a Miskolci Egyetem Gépészmérnöki és Informatikai Karán, ahol 2014-ben gépészmérnöki alapszakon Ipari termék- és formatervező mérnöki szakon BSc. oklevelet, majd 2017-ben gépészmérnöki mesterszakon Anyagtechnológiai specializáción MSc. diplomát szerzett.

MSc. tanulmányai alatt kezdett érdeklődni a tudományos kutatások iránt, ami alapján szorgalmas, kitartó és az új műszaki megoldások iránt érdeklődő hallgatóként ismertem meg. Még hallgatóként intézeti demonstrátori feladatokat látott el és ennek keretében bekapcsolódott a képlékenyalakítás tárgy oktatási feladataiba.

PhD. tanulmányát a sikeres felvételi eljárást követően 2017 szeptemberében kezdte meg. Már az első perctől bekapcsolódott a Képlékenyalakítási szakcsoport akkor futó projektjeibe és aktív résztvevőként numerikus modellezési feladatokon dolgozott. Doktori tanulmányai alatt számos, az alakítási területre fókuszáló végeselemes szoftver működését sajátította el, ami figyelemmel követhető a PhD. értekezésén is.

Még MSc-s hallgatói évei alatt kezdett foglalkozni vékonylemezek alakítási határállapotának elméleti és kísérleti vizsgálatával. Kitartó és alapos irodalomkutatási tevékenységet követően, önállóan fogalmazta meg az a szűkebb területet, amire innentől kutatását fókuszálta. Ezen az úton nagy szorgalommal és céltudatosan haladt, megfogalmazva azokat a célkitűzéseket, amelyek megválaszolása jelen PhD. értekezéshez vezetett.

Ezekkel párhuzamosan aktív szakmai és közéleti tevékenységet folytatott a Sályi István Gépészeti Tudományok Doktori Iskola hallgatói képviselőjeként és a DOSz Műszaki Tudományok Osztályának tagjaként.

Miskolc, 2022. május 16.

.....

*Dr. Lukács Zsolt sk.*  
*egyetemi docens, témavezető*

## JELÖLÉSJEGYZÉK

## GÖRÖG BETŰS JELÖLÉSEK

$\alpha$	Főfeszültségek aránya	[-]
$\alpha'$	Arányosító tényező a Swift-Hockett-Sherby modellben	[-]
$\beta$	Főalakváltozások aránya	[-]
$\delta$	Nyírózó zóna elforgatása a terhelés tengelyéhez képest	[°]
$\varepsilon$	Valódi (logaritmikus) alakváltozás	[mm/mm]
$\varepsilon_0$	A képlékeny alakváltozás megindulásához szükséges valódi alakváltozás	[mm/mm]
$\varepsilon_{ij}$	Cauchy-féle alakváltozási tenzor i-edik sorának j-edik eleme	[mm/mm]
$\varepsilon_1$	Főalakváltozási tenzor maximális eleme	[mm/mm]
$\varepsilon_2$	Főalakváltozási tenzor közepes eleme	[mm/mm]
$\varepsilon_3$	Főalakváltozási tenzor legkisebb eleme	[mm/mm]
$\varepsilon_e$	Valódi alakváltozás rugalmas része	[mm/mm]
$\varepsilon_{eq}$	Összehasonlító logaritmikus alakváltozás	[mm/mm]
$\varepsilon_{FLC}$	Alakítási határgörbéhez tartozó valódi alakváltozás	[mm/mm]
$\varepsilon_L$	Próbatest hossztengetyének irányában mért valódi alakváltozás	[mm/mm]
$\varepsilon_f, \varepsilon_{törés}$	Törésig elviselt összehasonlító alakváltozás	[mm/mm]
$\varepsilon_p$	Valódi alakváltozás képlékeny (maradó) része	[mm/mm]
$\eta$	Feszültség háromtengelyűség	[-]
$\xi$	Lode-szög paraméter	[-]
$\bar{\theta}$	Normalizált Lode-szög paraméter	[-]
$\sigma_{ij}$	Cauchy-féle feszültség tenzor i-edik sorának j-edik eleme	[MPa]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Főfeszültségi tenzor elemei	[MPa]
$\sigma$	Valódi feszültség	[MPa]
$\bar{\sigma}$	Összehasonlító (von Mises) feszültség	[MPa]
$\sigma_e$	Effektív von Mises feszültség a GTN modellben	[MPa]
$\sigma_i$	Folyási feszültség	[MPa]

$\sigma_{kk}$	Hidrosztatikus feszültség a GTN modellben	[MPa]
$\sigma_m$	Hidrosztatikus feszültségkomponens	[MPa]
$\sigma_M$	A mátrix anyag von Mises feszültsége a GTN modellben	[MPa]
$\sigma_{sat}$	Szaturációs feszültség	[MPa]
$\tau_{max}$	Maximális csúsztatófeszültség	[MPa]
$\nu$	Poisson tényező	[-]
$\phi$	Folyási feltétel a GTN modellben	[-]

## LATIN BETŰS JELÖLÉSEK

$a_0$	Kezdeti lemezzvastagság szakítóvizsgálatnál	[mm]
$b_0$	A vizsgálati tartomány kezdeti szélessége szakítóvizsgálatnál	[mm]
$A_{80}$	Százalékos szakadási nyúlás	[%]
$C$	Keményedési együttható a Swift Hockett-Sherby modellben	[-]
$C_1, C_2, C_3$	Johnson Cook modell anyagra jellemző paramétere	[-]
$d_0$	Kezdeti furatátmérő	[mm]
$d_f$	Furatátmérő a repedés megjelenésekor	[mm]
$D$	Károsodási változó a Lemaitre modellben	[-]
$D_n$	A vizsgált cella normálisára vonatkozó károsodási változó	[-]
$E$	Rugalmassági modulus	[MPa]
$f$	Üreg térfogathányad	[-]
$\dot{f}$	Az alakváltozás kis növekményéhez tartozó üreg térfogathányad a Gurson modellben	[mm/mm]
$f^*$	Üreg térfogathányad módosítás a GTN modellben	[-]
$f_c$	Kritikus üreg térfogathányad a GTN modellben	[-]
$f_F$	Üreg térfogathányad az anyag végleges törésénél a GTN modellben	[-]
$f_u^*$	Üreg térfogathányad, aminél megszűnik a feszültség tűrő képesség a GTN modellben	[-]
$f_1, f_2, f_3$	Lode-szög paraméterfüggő trigonometrikus funkció	[-]
$HE$	Lyuk tágíthatósági aránya	[-]
$J_1, J_2, J_3$	Főfeszültségi tenzor első, második és harmadik invariánsa	[-]
$L_0$	A vizsgálati szakasz kezdeti hossza	[mm]
$L_u$	A vizsgálati szakasz hosszváltozása	[mm]

$m$	Keményedési kitevő a Swift Hockett-Sherby modellben	[-]
$q_1, q_2$	Üregnövekedést módosító paraméterek a GTN modellben	[-]
$r$	Képlékeny anizotrópia tényező	[-]
$S$	Vizsgált felület jelölése a CDM modellben	[-]
$\bar{S}$	Effektíven ellenálló felület	[-]
$S_d$	Mikrorepedések felületeinek metszéke a vizsgált síkkal a CDM modellben	[-]
$t_0$	Kezdeti, kiinduló lemezvastagság	[mm]
$t$	Pillanatnyi lemezvastagság	[mm]
$Z$	Százalékos fajlagos keresztmetszet csökkenés	[%]

## RÖVIDÍTÉSEK JEGYZÉKE

CDM	Continuum Damage Mechanics	Halmozódó károsodás elmélete
CH	Central Hole	Középső furatos próbatest
DIC	Digital Image Correlation	Digitális képkorrelációs eljárás
DP	Dual Phase	Két szövetelemű
FFLC	Fracture Forming Limit Curve	Törési határgörbe
FLD	Forming Limit Diagram	Alakítási határadiagram
FLC	Forming Limit Curve	Kontrakciós/alakítási határgörbe
FPS	Frames Per Second	Képkocka per másodperc
GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman model	Gurson - Tvergaard - Needleman modell
MFC	Maximum Force Criterion	Maximális erő kritérium
MMFC	Modified Maximum Force Criterion	Módosított maximális erő kritérium
MS	-	Mohr-Smiley próbatest
MSS	Maximum Shear Stress model	Maximális nyírófeszültségi modell
RS	-	Rádiuszos Smiley próbatest
SFFL	Shear Fracture Forming Limit	Nyíró törési határgörbe
VEM	-	Végeselem-módszer



## 1. BEVEZETÉS

Az elmúlt évtizedekben az autóipar fejlődése elsősorban a megszigorított környezetvédelmi, illetve biztonsági előírások betartását célzó kutatásoknak köszönhető. A folyamatosan növekvő darabszám mellett magától értetődő, hogy a környezet megóvása érdekében csökkenteni kell a károsanyag-kibocsátását. A környezeti terhelés csökkentésének több módja ismert úgy, mint start-stop motorok, vagy elektromos meghajtású autók alkalmazása, de az utakon jelenleg futó gépkocsik jelentős hányada még hagyományos motorral szerelt. Tömeggyártás szempontjából a károsanyag-kibocsátás redukálásának az egyik leghatékonyabb módszere, az autóépítésnél felhasznált alkatrészecskék, így a járművek össztömegének csökkentése. Az eredetileg acél, illetve egyéb fém alkatrészecskék egy részénél a tömegcsökkentést más anyagcsoportok alkalmazásával (polimerek vagy kerámiák) érték el. A karosszéria elemeknél, az azokat érő mechanikai igénybevételek mértéke és összetettsége miatt ezek az anyagok nem jöhettek szóba, más megoldásra volt szükség.

A karosszéria elemek esetében, ha pusztán a felhasznált anyagok mennyiségét csökkentjük, akkor csökken ezen alkatrészecskék biztonsági előírásban megfogalmazott peremfeltételeknek történő megfelelése is. A tömeg csökkentése tehát csak úgy kompenzálható, hogy a felhasznált lemezek szilárdságát növeljük. Ennek köszönhető, hogy bár az autógyártás kezdetétől évtizedeken keresztül a hagyományos hidegen hengerelt acéllemezek adták annak alapját, az elmúlt 20-30 évben dinamikus fejlődés zajlott le az anyagfejlesztések területén [1]. Ezen fejlesztések eredményeként mára a megnövelt szilárdságú lemezek széles palettája áll rendelkezésre az autóipar számára.

A növelt szilárdságú lemezek alkalmazásával elérhető előnyök mellett említést kell tenni azok korlátairól is. A nagyszilárdságú acélok és alumíniumok legnagyobb hátrányát, a szilárdság és az alakíthatóság közötti fordított arányosság jelenti. Az alakíthatósági korlátok leküzdésére többlépcsős, jellemzően melegalakítási technológiákat fejlesztettek, ám ezek alkalmazása a hagyományos eljárásokhoz képest jelentős költségtöbblettel jár.

A költséghatékonyság elérése így újabb fejlesztéseket indukált, melynek eredményeként napjainkra a legkülönbözőbb programrendszerek állnak rendelkezésre, amelyek segítik a mérnököket az adott alkatrész geometriai tervezésétől a gyárthatósági elemzésekig, annak üzemi körülmények közötti vizsgálatáig. A lemezek képlékeny alakításának területén leginkább elterjedt szoftverek a végelelemes modellező szoftverek. Bár szoftverek között vannak eltérések, a szimulációk felépítésének alapját minden esetben az anyag viselkedésének pontos leírása adja. Az említett lemezanyagok a növekvő terhelés hatására először rugalmasan, majd

képlékenyen viselkednek, ennek definiálásához tehát a rugalmas, illetve a képlékeny alakváltozás tartományának meghatározására van szükség. Az anyag viselkedésének jellemzése az alakváltozás ezen két szakaszában nem jelent problémát, mivel mind a két tartományban a szükséges vizsgálatokat pontosan leíró szabványok állnak rendelkezésre.

Az alakváltozás határát az anyag adott szempont szerinti tönkremenetele jelenti, ez a szempont azonban az alkatrész alkalmazását figyelembe véve eltérhet.

Hagyományos értelmezés szerint tönkremenetel alatt az alkatrész törését értjük. A törés előrejelzésének, vagyis az alakváltozási határállapotnak a kutatása jelentős múltra tekint vissza [2]. A cél az volt a kezdetekben, hogy a törési határt olyan mechanikai-matematikai modellekkel írják le, amelyek az egyes alakítások során fellépő feszültségállapotokhoz tartozóan definiálják a határ-alakváltozásokat. A teljes feszültségteret leíró modellek – melyek összetett alakváltozások esetén is alkalmazhatóak – pontos definiálásához, különböző próbatesteket és módszereket magába foglaló vizsgálatsorozatokot fejlesztettek ki. Az ilyen módon meghatározott modellek – mivel az egyes feszültségállapotok vizsgálatára jellemzően térfogatalakítási vizsgálatokat is felhasználtak –, azonban nem voltak feltétel nélkül alkalmazhatóak lemezalkatrészek esetében [3], valamint megkérdőjelezhető volt az ipari szoftverekbe történő importálhatóságuk is.

Autóipari lemezalkatrészek esetén nem csak a tönkremenetel, de általában már a 30%-os elvékonyodás sem megengedett. Szükség volt tehát egy olyan módszerre, amely károsodás előrejelzése mellett az alakítás teljes folyamata során megfelelően szemlélteti az alakváltozási állapotokat. Az alakváltozás pillanatnyi leírásának leginkább elterjedtebb módja így az alakítási határdiagram (Forming Limit Diagram- FLD) alkalmazása lett, amely a főalakváltozások függvényében adja meg az egyes alakváltozási határállapotokat. Legfőbb alkotója az alakítási határgörbe (Forming Limit Curve- FLC), amely a kontrakció kezdetéhez tartozó főalakváltozásokat írja le. Az FLD, illetve az FLC elterjedését, szabvány [4] alapján történő egyszerű meghatározhatósága és ipari szoftverekben való alkalmazhatósága magyarázza.

Az alakítás határgörbéjét tehát az alakváltozás során szerkezeti instabilitás hatására létrejövő lokális elvékonyodás jelöli ki. Ez az instabilitás azonban eltérhet [3] globális – nagy anyagtérfogatra kiterjedő (pl.: nyújtva húzás) –, illetve lokális – kis térfogatot érintő (pl.: peremzés) – alakítás esetén. Bár az előbbit az alakítási határgörbe megfelelően közelíti, napjainkban egyre nagyobb hangsúlyt kapnak a lokális alakváltozást létrehozó műveletek, amelyeknél a törés – például a húzott oldalon létrejövő felületi repedés miatt [5] –, a határgörbe alatti tartományban is megjelenhet. Ez magyarázza, hogy az ipari alkalmazásokban is egyre inkább előtérbe kerül az alakítás valódi határának, tehát a törés megjelenésének a figyelembevétele is, amelyet a főalakváltozások összefüggésében a törési határgörbe (Fracture Forming Limit Curve- FFLC) jellemez [6].

Lemezek képlékeny alakváltozásánál fontos megkülönböztetni a húzó-, illetve nyíró igénybevétel hatására létrejövő alakváltozási tartományt. A húzó igénybevételi tartományban

történő alakítást lehatárolja az FLC és az FFLC. Autóipari alkalmazásokban azonban egyre gyakoribbak azok az esetek, amikor a törést nem, vagy csak kis mértékben előzi meg az elvékonyodás. Ez olyan alkatrészeknél jellemző (kisrádiuszú, egyenes falú, mélyhúzott darabok), ahol az alakváltozás kívül esik az FLC-vel határolt térrészen. Ezekben az esetekben, kontrakció hiányában sem az alakítási-, sem a törési határgörbe nem határolja az alakváltozást.

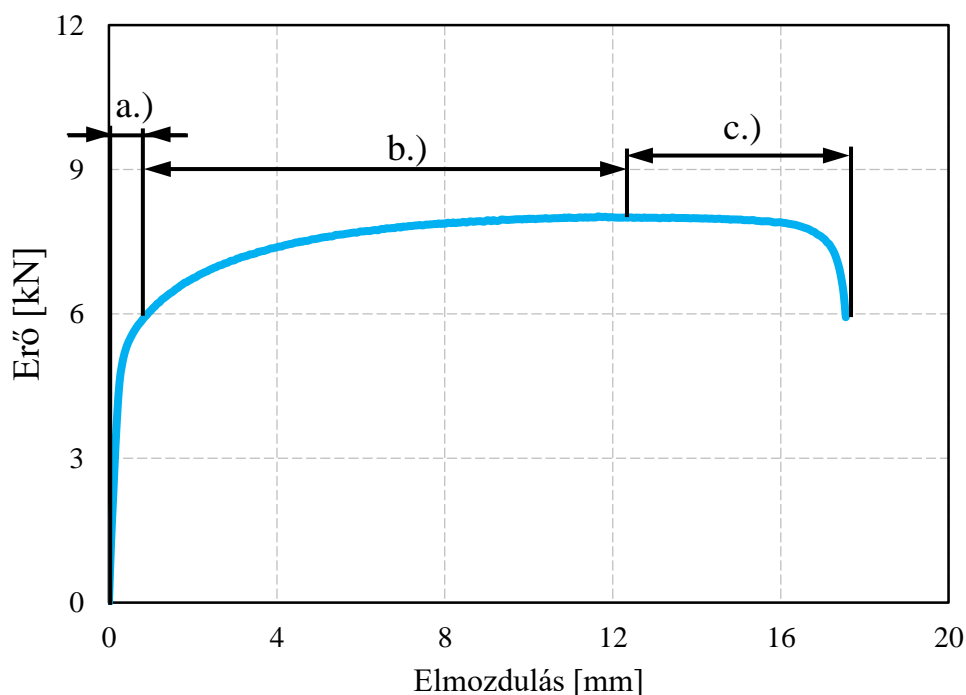
A leírtak eredménye, hogy a jelenleg is folyó kutatások a törési határ teljes alakítási térre vonatkozó egyre pontosabb meghatározására irányulnak. Az alakítási határdiagrammal kapcsolatos kutatásoknak köszönhetően a húzó igénybevétellel jellemezhető tartományban a törési határ egyszerűen meghatározható a hagyományos, szabványos vizsgálatok alapján, azonban a nyíró igénybevételi tartományban a törés határa és maga a károsodási folyamat is jelentősen eltér.

A törésig elviselt tiszta nyíró alakváltozás vizsgálata meghatározó része napjaink kutatásainak. Új vizsgálati módszerek kerültek kidolgozásra – kísérleti csészehúzó vizsgálat [7] alapú meghatározás –, illetve lettek továbbfejlesztve – síkbeli csavaró vizsgálat [8] –, azonban a legelterjedtebb továbbra is a húzó igénybevétellel terhelt próbatestek alkalmazása. Ezeknek a próbatesteknek újabb és újabb változatai kerülnek kidolgozásra. A vizsgálati módszerek, illetve a próbatest tervezés és gyártás témakörének komplexitását támasztja alá, hogy egyes irodalmak esetében a törésig elviselt nyíró alakváltozás értéke – adott anyagra vonatkozóan – jelentős eltérést mutathat [9].

Disszertációm fő célja egy új kialakítású, nagyszilárdságú két-szövelemű (Dual Phase- DP) acélok vizsgálatára is alkalmas, egyszerűen gyártható próbatest geometriai tervezése, mely a definiált szempontrendszer szerint megfelel a legutóbbi, költségesen gyártható próbatesteknek. Az új, tiszta nyírásra tervezett próbatest módosításával célom, hogy meghatározzam a törési határgörbét a nyíró-húzó igénybevételi tartományban. Ezután az alakítási határdiagramok felvételére alkalmas vizsgálatokkal határozom meg a törés határát a húzó igénybevételi tartományban. Az eredmények összevetésével, a teljes alakváltozási teret leíró törési határdiagramot veszek fel a vizsgált DP acélokra, majd az egyes meghatározott pontok transzformációjával vizsgálom a törési határt a feszültségtérben is.

## 2. A KÉPLÉKENY ALAKVÁLTOZÁS HATÁRÁLLAPOTA

Egy képlékeny alakváltozásra képes anyag folyamatosan növekvő terhelés mellett, adott alakváltozás után eléri az alakíthatóságának a valódi határát és a belső felületei elválnak egymástól, azaz megjelenik a repedés. A repedéskeletkezést azonban a teljes alakváltozási folyamat befolyásolja, így az alakítási határ megértéséhez célszerű röviden áttekinteni a teljes alakváltozást. A teljes alakítási folyamatot az egyik legrégebben alkalmazott alakíthatósági vizsgálat, az egytengelyű szakítóvizsgálat szemlélteti legjobban, melynek során egytengelyű húzó igénybevételnek tesszük ki a próbatestet és szakadásig terheljük. A 2.1. ábrán a disszertációmban későbbiekben vizsgált DP600 acél szakítódiagramja látható.



2.1. ábra A DP600 acél szakítódiagramja

A szakítódiagram jellegzetesen három tartományra osztható: a.) rugalmas alakváltozás; b.) egyenletes nyúlás; c.) kontrakció. A rugalmas tartományban a megnyúlás és az alakváltozás között lineáris összefüggés van, melyet a Hooke törvény ír le matematikai formában:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (1)$$

A rugalmas alakváltozásra felírt lineáris összefüggés csak egy bizonyos, anyagra jellemző értékig érvényes. Azt a határfeszültséget, amely a rugalmas-, illetve a képlékeny alakváltozás

tartományát elválasztja egymástól, folyáshatárnak nevezzük. A folyáshatárral kezdődő és a szakítódiagram maximális erőértékével befejeződő tartományát egyenletes nyúlás szakaszának nevezzük.

Az egyenletes nyúlás szakasza a maximális erő eléréséig tart, ezután az alakváltozás lokalizálódása, azaz a kontrakció szakasza következik. Mivel ebben a tartományban az alakváltozás egy kis anyagrésze koncentrálnak – a vizsgálati tartomány többi része merevtestszerű elmozdulást végez –, az erő értékekben hirtelen esés figyelhető meg [10]. Bár a károsodás határának általános értelmezése a kontrakció elérése, ahogy azt a bevezetésben említettem, az anyag fizikai értelemben vett tényleges károsodását nem a kontrakció kezdetekor, azaz a maximális erőértéknél éri el. A kontrakciós szakaszban a képlékeny tartomány kiterjedése a próbatest tengelye mentén folyamatosan csökken. Gorji [11] szerint, a kontrakció tartományában az alakváltozás addig tart, amíg a képlékeny zóna kiterjedése zérus nem lesz, amely a próbatest törését jelenti.

Az alakváltozás valós határa tehát az anyag törésig elviselt alakváltozása, ami a töretfelület keresztmetszete, illetve a kiinduló keresztmetszet alapján meghatározható. A problémát az jelenti, hogy ez a határérték az alakítás során fellépő alakváltozási, illetve feszültségi állapotok függvényében nagy tartományban változhat (eltérő irányú alakítások esetében a törési határ változik), de elérése az alkatrész egyértelmű törését jelenti. A vizsgálatok célja tehát egy olyan mérőszám, tényező vagy határ leírása, amely összetett alakváltozás esetére is hatékonyan meg tudja határozni az anyag károsodását. Ehhez szükséges részleteiben megismerni az alakváltozással folyamatosan növekvő károsodás folyamatát.

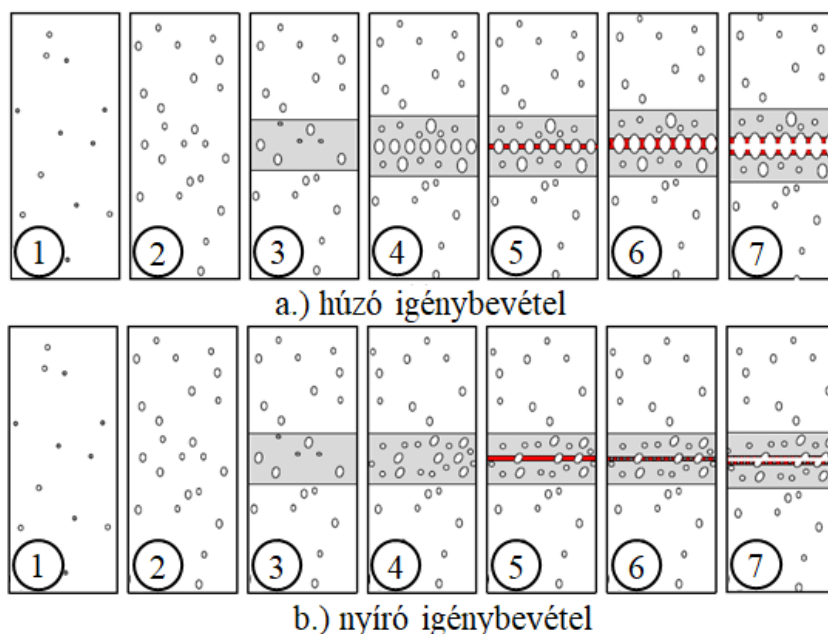
### **2.1 Az alakváltozási határállapot elméleti megközelítései**

A képlékeny alakváltozás tényleges határát tehát a repedés keletkezése, illetve terjedése jelenti. A töréssel záruló károsodási folyamat az anyagban már kiinduló állapotban meglévő mikroüregek méretének változásával, majd a különálló üregek összenövésével írható le. A törés létrejöttének érdemi része a lokális elvékonyodás megjelenése után játszódik le, de eltérően húzó- vagy nyíró igénybevétel esetén. A húzó-, illetve nyíró igénybevétel hatására bekövetkező üregképződési és összenyílási elméleti modellt a 2.2. ábra a szemlélteti.

A 2.2. ábrán az 1.- el jelölt állapot szemlélteti az alakítandó anyag kiindulási állapotát. Ebben az állapotban az üregek, a szó szoros értelmétől eltérve inkább, mint anyagfolytonossági hibák jelennek meg és ezek jellemzően a második fázis részecskéinek szabad szemcsefelületeit jelentik. Összhangban van ezzel, hogy az alakíthatóságot erősen befolyásolja a második fázis részecskéinek térfogataránya, mérete és eloszlása [12].

A 2.2. ábrán 2.-vel jelölt állapotban kis terhelés mellett az üregek a második fázisok határán növekednek, és mivel az alakváltozó mátrixanyag és a második fázis felülete elválik egymástól [13], újabb üregek is keletkeznek. Ahogy azt az előző fejezetben láthattuk egyenletes nyúlásnál

az anyag teljes térfogata alakváltozást szenved, vagyis az üregek növekedése – melyet a feszültségállapot és az alakítási sebesség határoz meg [14] –, az anyag teljes térfogatán létrejön.



2.2. ábra Az üregképződés és törés folyamata: a.) húzó-, illetve b.) nyíró igénybevétel esetén [15]

A tovább növekvő terhelés hatására fejlődő üregekkel az anyag porozitása is nő, ezzel szemben csökken az alakítási keményedés, melynek hatására a folytonosság megszakad a darab síkjában és az alakváltozás a próbatest középső tartományára lokalizálódik (2.2. ábra 3.). Alakváltozás a továbbiakban csak ebben a tartományban jön létre (lokális kontrakció), az azon kívüli részen az üregek méretei nem változnak. A lokális alakváltozási zónában – mivel ez csak kisebb térfogatot érint – nő az üregek növekedési sebessége, így a porozitás is, melynek hatására az üregek körül megjelenő rugalmas feszültségterek kölcsönhatásba lépnek újabb, az eddigieknél kisebb üregeket hozva létre (2.2. ábra 4.). Az új üregek megjelenése következtében tovább nő a porozitás, amely egy újabb, úgynevezett másodlagos lokalizációt eredményez (2.2. ábra 5.). Amikor az üregek elérnek egy kritikus értéket (hosszuk azonos nagyságrendű lesz a közöttük lévő távolsággal) összenőnek, ami a repedés megjelenését, majd annak gyors terjedését jelenti (2.2. ábra 6.) [16]. Az ábra b.) részén látható, hogy tiszta nyíró igénybevétel esetén az üregképződés és összenövés szakaszai az előbb elmondottaknak megfelelően jól elkülöníthetők. A nyíró igénybevétel azonban nagyobb törésig elviselt alakváltozáshoz vezet, mivel az üregek mellett, hogy hosszirányban növekednek, erősen torzulnak, így a térfogathányaduk nem nő jelentősen [17].

Abban az esetben, ha összetett alakváltozásról beszélünk, egy vegyes állapot jön létre, melynek hatására az üregek növekedése során a 2.2. ábra a.) és b.) részleteiben megismertek egyszerre figyelhetők meg [18]. Az üregképződés folyamata tehát minden esetben azonos, viszont az üregek alakja és deformációja eltér, ami jelentős különbségeket eredményez a törésig elviselt alakváltozásban. Az üregek alakjának és méretének változása, valamint a közöttük lévő

távolság erősen függ a feszültségállapottól és a terheléstörténetről, ezért ezek jellemzésére mérőszámokat vezettek be [2][19].

Izotróp anyagok feszültségállapota a *feszültség háromtengelyűséggel* ( $\eta$ ) és a *Lode-szög paraméterrel* ( $\bar{\theta}$ ) fejezhető ki. A feszültség háromtengelyűség a hidrosztatikus feszültségkomponens  $\sigma_m$  és az összehasonlító (von Mises) feszültségek  $\bar{\sigma}$  hányadosával írható le [19]:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad (2)$$

ahol

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3)$$

valamint

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (4)$$

ahol  $\sigma_1, \sigma_2$  és  $\sigma_3$  az adott feszültségtenzor főfeszültségei. A Lode-szög paraméter normalizált értéke pedig a feszültségtenzor második ( $J_2$ ) és harmadik invariánsával ( $J_3$ ) a következőképpen írható le:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left[ \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{(J_2)^{3/2}} \right] \quad (5)$$

Ezek alapján kijelenthető, hogy a Lode-szög paraméter -1 és 1 között változhat. Előbbi jelöli a tengelyszimmetrikus nyomást, utóbbi a tengelyszimmetrikus húzást. A főfeszültségi ( $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ) térben, a  $\bar{\sigma}, \eta$  és  $\bar{\theta}$  hengerkoordináták, melyeket módosított Haigh-Westergaard koordinátáknak nevezünk [15], és a következő módon származtathatók ( $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ ):

$$\sigma_1 = \bar{\sigma}(\eta + f_1) \quad (6)$$

$$\sigma_2 = \bar{\sigma}(\eta + f_2) \quad (7)$$

$$\sigma_3 = \bar{\sigma}(\eta + f_3) \quad (8)$$

Ahol a Lode-szög paraméterfüggő, trigonometrikus funkció a következőképp határozható meg:

$$f_1[\bar{\theta}] = \frac{2}{3} \cos \left[ \frac{\pi}{6} (1 - \bar{\theta}) \right] \quad (9)$$

$$f_2[\bar{\theta}] = \frac{2}{3} \cos \left[ \frac{\pi}{6} (1 - \bar{\theta}) \right] \quad (10)$$

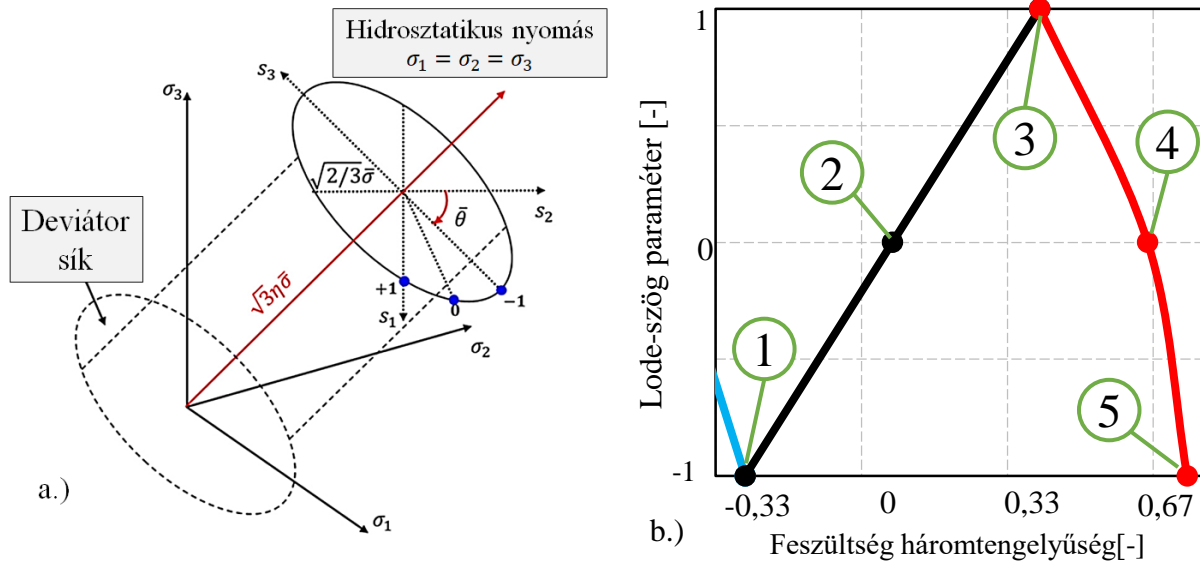
$$f_3[\bar{\theta}] = \frac{2}{3} \cos \left[ \frac{\pi}{6} (1 - \bar{\theta}) \right] \quad (11)$$

A henger-koordinátarendszer alapját a deviátor feszültségsík adja ( 2.3. ábra. a.) részlete) melyre a hidrosztatikus feszültségtenzely merőlegesen helyezkedik el [20].

Lemezalakítás esetén a háromdimenziós feszültségtér kétdimenziós síkfeszültségre redukálódik. Ennek eredményeként,  $\eta$  és  $\bar{\theta}$  között egyértelmű kapcsolatot lehet meghatározni a következők szerint [15]:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left[ \frac{27}{2} \eta \left( \eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right] \quad (12)$$

Az összefüggést a 2.3. ábra b.) része szemlélteti. Az ábrán kézzel, feketével és pirossal jelölt vonalak szemléltetik a kéttengelyű nyomó, húzó-nyomó és kéttengelyű húzó feszültségi állapotokat. A Lode-szög paraméter és a feszültség háromtengelyűség közötti összefüggés megmutatja a létrejövő feszültségállapotokat, melyek közül a speciális eseteket számozással jelöltem. 1.-el a tengelyszimmetrikus nyomást ( $\eta = -1/3$ ;  $\bar{\theta} = -1$ ), 2.-vel a tiszta nyírást ( $\eta = 0$ ;  $\bar{\theta} = 0$ ), 3.-mal az egytengelyű húzást ( $\eta = 1/3$ ;  $\bar{\theta} = 1$ ), 4.-gyel a síkalakváltozást ( $\eta = 1/\sqrt{3}$ ,  $\bar{\theta} = 0$ ) és 5.-tel a kéttengelyű húzást ( $\eta = 2/3$ ;  $\bar{\theta} = -1$ ).



2.3. ábra a.)  $\eta$  és  $\bar{\theta}$  a főfeszültségi koordinátarendszerben [20], b.)  $\eta$  és  $\bar{\theta}$  nemlineáris kapcsolata

A feszültségtér jellemzésekor általánosan alkalmazzák a Lode-szög paraméter dimenziómentes mennyiségét is, mely a következő összefüggéssel írható le:

$$\xi = \cos(3\theta) = \frac{27 J_3}{2 \bar{\sigma}^3} = \frac{3\sqrt{3} J_3}{2 J_2^{2/3}} \quad (13)$$

A törésig elviselt alakváltozást egyértelműen befolyásolja az anyagban megjelenő és növekedő üregek térfogathányada, valamint azok növekedésének módja. A növekedésre legfőbbképpen a feszültségállapot van hatással, így az anyag képlékeny alakváltozó képességét leggyakrabban a feszültség háromtengelyűség [19], illetve a Lode-szög paraméter függvényében ábrázolják.



*A károsodási folyamat mechanikai-matematikai modelljei*

Mikroszkopikus szinten az anyag törése alatt az anyag belső felületeinek elválását értjük, ami az üregek összenövésének, illetve a meglévő mikrorepedések terjedésének a következményeként jön létre. Makroszkopikus szinten a károsodás, a képlékeny alakváltozó képesség elvesztése. Ahhoz, hogy egy anyag károsodását akár mikroszkopikus, akár makroszkopikus szinten előre tudjuk jelezni, szükség van a károsodás folyamatának matematikai leírására. Napjainkban számos matematikai modell áll rendelkezésre a károsodás becslésére. Ezen modellek közös tulajdonsága, hogy Bridgeman [21] megfigyelésén alapulnak, ami kimondja, hogy a törésig elviselt alakváltozás fémek anyagoknál a hidrosztatikus feszültségállapottól függ.

Az egyes modellek legfőbb jellemzőik alapján három csoportba sorolhatók [19]. Az első csoportban a független kontinuum modellek szerepelnek, melyeknél a károsodást egy külső, a belső viszonyoktól független változóként határozzák meg. A károsodás tehát ebben az esetben feltételezi, hogy a törés akkor jön létre, amikor a károsodási változó elér egy kritikus értéket. Ilyenek például a Johnson Cook [22] vagy a Wilkins [23] modellek. A második csoportba sorolható modellek figyelembe veszik az anyagban jelenlévő üregeket és mikrorepedéseket is, így az anyag alakításra adott válaszát ezek figyelembevételével adják meg. Ebbe a csoportba tartoznak a Rousselier [24] és Gurson [25] modellek. A harmadik csoportba az üregek növekedését és azok kölcsönhatását elméleti oldalról közelítő modellek sorolhatók. Ezen modellek károsodási változói függenek az anyag belső változóitól. A harmadik csoportra mutatnak példát a Lemaitre [26] és Xue [27] modellek. Mindegyik csoportra számos, azonos elven működő modell került kidolgozásra. A következőkben bemutatok egy-egy, az adott csoportot jellemző károsodási modellt.

Az első csoportba sorolható független kontinuum modellek, a legegyszerűbb károsodási modellek. Ezek a törés határaként egy alakváltozási értéket adnak meg és az anyag belső állapotától függetlenül feltételezik, hogy az adott érték elérésekor bekövetkezik a törés. Ilyen modellre példa Johnson és Cook [22] feltételezése, amely kimondja, hogy a törésig elviselt alakváltozás monoton függvénye a feszültség háromtengelyűségnek:

$$\varepsilon_f = C_1 + C_2 \exp(C_3 \eta) \quad (14)$$

ahol  $\eta$  a feszültség háromtengelyűség,  $C_1$ ,  $C_2$  és  $C_3$  az anyagra jellemző állandók. A modell előnye, hogy a benne szereplő konstansok egyszerű szakítóvizsgálattal meghatározhatók. A modell kalibrálásánál azonban nehézséget jelent, hogy a feszültség háromtengelyűség változik a terhelés során. Mára a törésig elviselt alakváltozás pontos leírása miatt vizsgálatok eredményeiből tudjuk, hogy a feszültségállapot és az alakváltozás között nem monoton kapcsolat van, így ez a modell elavulttá vált [28].

A második csoportba sorolható modelleket MC Clintock (1968) [2], Rice és Tracey (1969) [14] munkássága alapozta meg. Megalkották az első olyan modellt, amely figyelembe vette a károsodásnál az üregek növekedését. Gurson ezek alapján bevezette az üreg-térfogathányadot, mint károsodási paramétert [25][29]. A modell lényege, hogy a károsodás az üregek fejlődésének

hatására változó üreg-térfogathányaddal nő. A modell a károsodás előrejelzését arra az esetre feltételezte, amikor az üregek térfogathányada ( $f$ ) egységnyi értéket vesz fel. Amikor az üregek közötti távolság a hosszmeretükkel azonos dimenziójú lesz, a közöttük lévő anyagrészen csúszósíkok alakulnak ki, illetve megindul a köztes rész kontrakciója, így a Gurson modell a törést jelentősen túlbecsüli. Tvergaard [30] a jelenséget vizsgáló kutatások alapján a kritikus térfogathányad értékének módosítása mellett javasolta, hogy az üregek növekedésén túl, az új üregek keletkezése is legyen figyelembe véve a következő módon:

$$\dot{f} = (\dot{f})_{növekedés} + (\dot{f})_{keletkezés} \quad (15)$$

Az összefüggésben az  $(\dot{f})$  az alakváltozás egy kis növekményére vonatkozó üreg térfogathányad. A Tvergaard által javasolt módosítás jobban közelíti a károsodásig elviselt alakváltozást, azonban mivel a Gurson modell alapvetően nem feltételezi az üregek kölcsönhatását, az alakváltozás későbbi stádiumában nem képes megfelelően megjósolni az üregek összenövését [31]. A károsodás pontosabb leírásához tehát egy további feltétel szükséges, amit Tvergaard és Needleman javasol [16]. A Gurson – Tvergaard – Needleman modell (GTN) tehát a következő:

$$\phi = \frac{\sigma_e^2}{\sigma_M^2} + 2f^* q_1 \cosh\left(\frac{q_2 \sigma_{kk}}{2\sigma_M}\right) - [1 + (q_1 f^*)^2] = 0 \quad (16)$$

Ahol  $\sigma_e$  az effektív von Mises feszültség;  $\sigma_{kk}$  a hidrosztatikus feszültség;  $\sigma_M$  a mátrix anyag effektív von Mises feszültsége;  $q_1$ , illetve  $q_2$  a Tvergaard által bevezetett paraméterek; az  $f^*$  pedig az üreg térfogathányad módosítás, amelyet Tvergaard és Needleman javasolt. Az  $f^*$  az üregek késői fázisban történő egyesülését befolyásolja, vagyis a gyors esést írja le az anyag teherviselő képességében. Mivel  $f^*$  csak az alakváltozás későbbi stádiumában jelenik meg, a származtatása két különböző módon történik:

$$f^* = \begin{cases} f & \text{ha } f \leq f_c \\ f_c + \frac{f_u^* - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & \text{ha } f > f_c' \end{cases} \quad (17)$$

itt  $f_c$  a kritikus üreg-térfogathányad, aminél az üregek egyesülnek,  $f_F$  az üreg-térfogathányad az anyag végleges törésénél és  $f_u^* = 1/q_1$ . A GTN modell az alakváltozások széles tartományában megfelelően előrejelzi a károsodás létrejöttét. Napjaink kutatásainak eredménye, hogy már az alacsony feszültség háromtengelyűség esetében is egyre pontosabban le lehet írni a károsodás teljes folyamatát, ennek megfelelően Nahson és Hutchinson [32] javasolta a GTN módosítását a nyíró igénybevétel hatására létrejövő károsodás pontosabb leírásához.

A harmadik csoportba sorolható károsodás halmozódás elmélete (*Continuum Damage Mechanics - CDM*), az imént ismertetett Gurson modellhez hasonlóan veszi figyelembe az anyagban eredetileg is jelenlévő üregeket. Az alapvető eltérés a két modell között, hogy amíg a Gurson modell kísérleti oldalról közelíti a károsodás leírását, addig a CDM a kontinuum mechanika oldaláról [20].

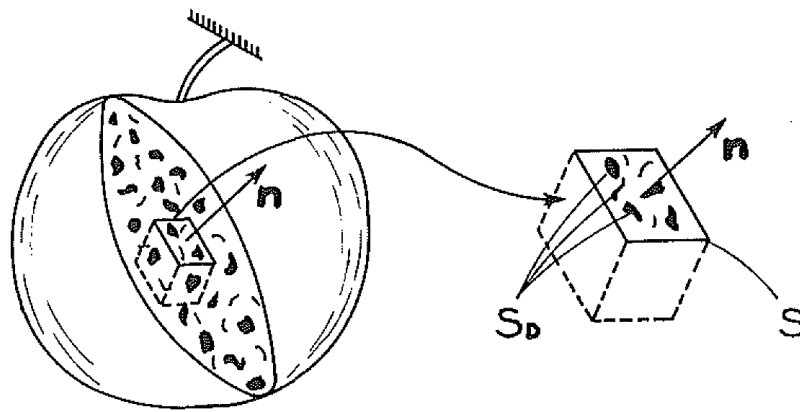
A Lemaitre [26] által bevezetett CDM modell alapját adja a károsodási változó, azaz a  $D$  meghatározása. Ehhez veszi az üreget tartalmazó anyag egy elemi részét (2.4. ábra), majd ezen cella  $\mathbf{n}$  normálisra merőleges felületén – melynek területe  $S$  – meghatározza a síkon jelen lévő üregek és mikrorepedések metszékének a felületét, amit  $S_d$ -vel jelöl. A két felület alapján bevezeti az  $\bar{S}$ -t effektíven ellenálló területet:

$$\bar{S} < S - S_d \quad (18)$$

Az effektív ellenálló felülettel a  $D$  károsodási változót a következő módon határozza meg:

$$D_n = \frac{S - \bar{S}}{S} \quad (19)$$

A modell értelmezése szerint tehát  $D_n = 0$  tartozik a kiinduló károsodás nélküli anyaghoz és  $D_n = 1$ , amikor a vizsgált elem két részre esik szét. Köztes esetben a  $D_n$  megfelelően jellemzi a károsodás pillanatnyi állapotát. Ahogy az a 2.4. ábrán is látszik a károsodási paraméter általános esetben erősen függ az  $\mathbf{n}$  irányától.



2.4. ábra Károsodott elemi egység [26]

Izotróp tulajdonságokat feltételezve – a repedések és üregek hatása azonos húzó, illetve nyomó igénybevétel esetén –, az effektív feszültség a növekvő károsodás mellett a következő módon határozható meg:

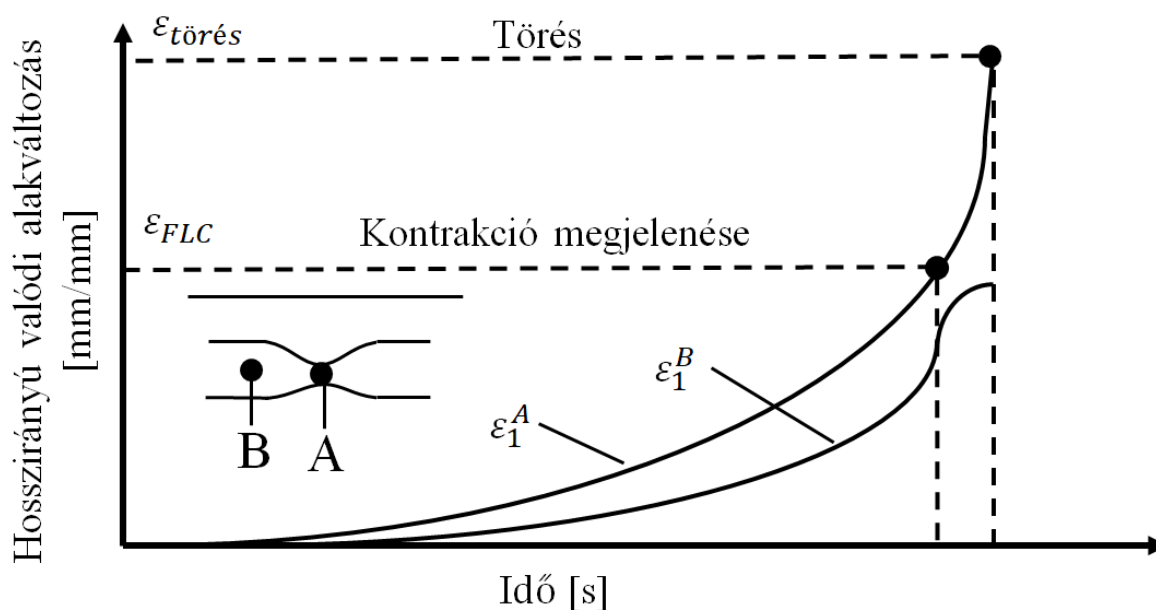
$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (20)$$

A feltételezett izotrópia ebben az esetben a modell hiányosságát jelentheti, ugyanis a károsodás leírása csak akkor megfelelő, ha csak kis nyomó igénybevételek jönnek létre. A hiányosság kiküszöbölésére Bai és Wierzbicki [33] módosítást javasoltak a modellhez a megfelelő Lode-szög paraméter függés eléréséhez.

## 2.2 Az alakváltozási határállapot technológiai megközelítései

Lemezalakítás területén az elkerülendő legfajszínűsabb alakítási problémák alatt a lemezszakadást vagy a ráncosodást értjük [34]. Az autóiipari alkalmazásokban a biztonság érdekében már a kontrakció megjelenése, sőt gyakran a -30%-os elvékonyodás sem megengedett. Ipari gyakorlatban a lemezek tönkremenetelét tehát két szintre osztják.

A vékonylemezek alakváltozása legtöbb esetben húzási-, nyújtva-húzási igénybevétel hatására történik. Ezekben az esetekben az egyenletes nyúlást a szerkezeti instabilitás hatására megjelenő lokális elvékonyodás követi. Mivel a kontrakció általában közvetlenül a törést előzi meg, az alakítási határ előrejelzésének általánosan elterjedt módja az ún. alakítási határgörbe alkalmazása. Az FLC kísérleti felvétele során, lineáris alakváltozási útvonalak mentén a vizsgálandó lemezt szakadásig terheljük. A próbatest hídszélességének változtatásával viszonylag széles alakváltozási és feszültség háromtengelyűségi tartományt ( $1/3 < \eta < 2/3$ ) tudunk leírni. Az FLC kísérleti felvétele nem veszi figyelembe, hogy többlépéses vagy inkrementális alakítás, valamint nagymértékű hajlítás [5] esetén az instabilitás megjelenése eltérő lehet így az FLC módosítása szükséges ezekben az esetekben [35]. Tekintettel az elmondottakra, az alakítási határgörbe általánosan nem értelmezhető az adott anyag alakítási határaként [3].

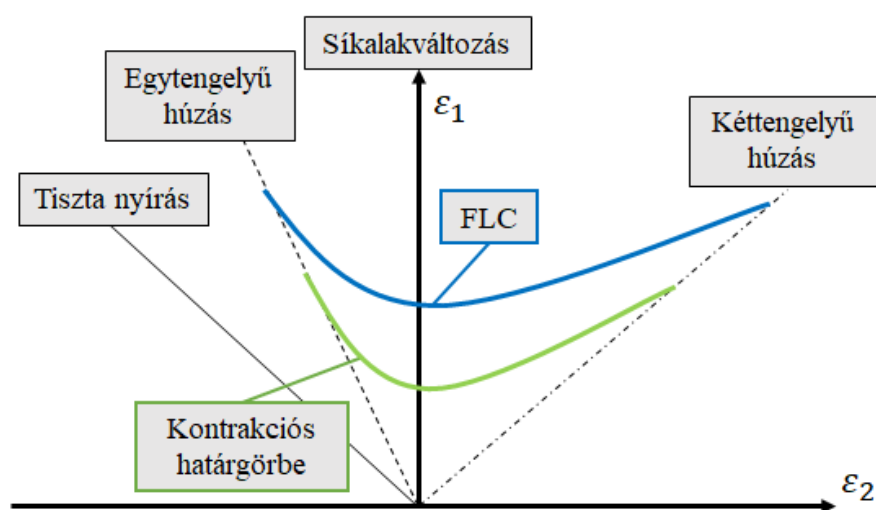


2.5. ábra Az alakváltozás fejlődése [34]

Egy adott anyag alakíthatóságának valódi határa a repedés megjelenése és gyors terjedése. Napjaink kutatásai egyre inkább a törésig elviselt alakváltozás meghatározására irányulnak. A törési alakváltozás károsodási definícióként történő alkalmazásának további előnye, hogy a nyíró igénybevétel tartományában – ahol a kontrakció nem, vagy csak kis mértékben jön létre – is képes az alakváltozás határának előrejelzésére [7]. A károsodás értelmezési kérdéseivel kapcsolatos kutatások relevanciáját a 2.5. ábra szemlélteti. Ezen az ábrán egy alakított darab alakváltozási értékei láthatóak az idő függvényében az alakítási folyamat során. Látható, hogy az alakváltozás kontrakció (FLC), illetve a törési alapú határa között jelentős különbség van.

*Kontrakció alapú megközelítések*

Egy lemezalkatrész alakváltozási folyamatának értékelésére túlnyomó részt az alakítási határdiagramot alkalmazzák az ipari gyakorlatban. Az alakítási diagramot felülről határoló görbe (FLC) (2.6. ábra) a főalakváltozások összefüggésében ábrázolja az egyes tönkremeneteli határeseteket. Keeler 1961-ben [36] ábrázolta először az alakváltozást a pozitív főalakváltozások tartományában. A negatív kisebb főalakváltozások tartományban Goodwin [37] végez kísérleteket, kiegészítve ezzel az alakítási határdiagramot a főalakváltozások majdnem teljes tartományára. Általános értelmezés szerint, amennyiben egy alkatrész alakváltozása az alakítási határgörbe alatt helyezkedik el biztonságosan alakítható, azonban ha vannak olyan pontjai, amelyek a görbe felett helyezkednek el, ott szakadás jön létre [38].

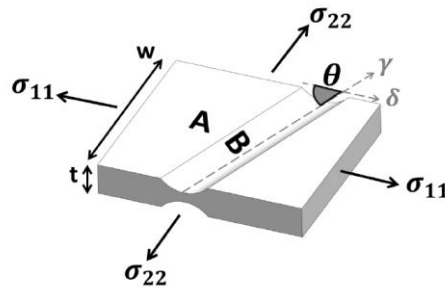


2.6. ábra Alakítási határdiagram

A diagram a lemezalakítás során jellemzően megfigyelhető alakváltozási tartomány legnagyobb részét lefedi. Felvételénél alapvető követelmény, hogy az alakítás határának meghatározása a teljes tartományban azonos módszerrel, lineáris alakítási útvonalak mellett történjen. Eleinte a diagram kisebb negatív főalakváltozási tartományában [39] különböző bemetszéssel kialakított szakító-próbatestekkel érték el az eltérő alakváltozási útvonalakat, a diagram jobb oldali tartományának meghatározását pedig jellemzően mélyhúzás jellegű technológiai vizsgálatokkal hajtották végre [36]. A teljes alakváltozási tartományt először Nakazima [40] fedte le úgy, hogy adott átmérőjű félgömbvégződésű bélyeggel terhelt különböző hídszélességű lemez próbatesteket. A különböző szélességek íves bemetszéssel való elérését – mely a próbatestek mai ISO-12004 [4] szerint szabványosított formájához vezettek – Hasek [41] javasolta (a vizsgálatot, és az ahhoz szükséges próbatesteket azonban elterjedten Nakazima nevével jelzik).

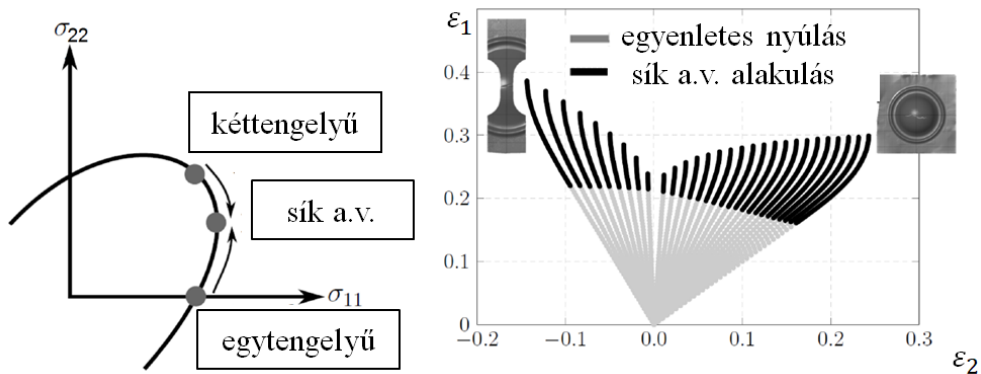
A diagram kísérleti úton történő pontos meghatározásához sok próbatestre és mérésre van szükség, így idő-, és költségigényes folyamat. Ez okozta, hogy már a kezdetektől nagy hangsúlyt fektettek az elméleti úton történő meghatározás kutatására is [42]. Az egyik M-K modellként ismert megközelítést – melyet sematikusan szemléltet a 2.7. ábra –, Marciniak és Kuczynski

dolgozták ki [43]. A modell feltételezi, hogy a kontrakció egy keskeny zónára koncentráldódik inhomogenitást okozva ezzel a lemezvastagságban. A 2.7. ábrán a kontrahált zóna tartományát 'B', a nem kontrahált zóna tartományát pedig 'A' jelöli. A modell külön értelmezi az alakváltozási állapotokat az 'A' és a 'B' tartományban, a kontrakció megjelenését az A/B zónában mért vastagságok hányadosának túlzott megnövekedéséhez köti (ez az érték, elméletben végtelent, gyakorlati szinten 10 feletti értéket jelent) [44].



2.7. ábra Az M-K modell sematikus ábrázolása [38]

Az alakítási határ egy másik elméleti megközelítése a maximális erő kritérium (*Maximum Force Criterion – MFC*). A modell felhasználja, hogy az egyenletes nyúlást lokalizáció váltja fel, melynek során az alakváltozás síkalakváltozássá alakul át [45] (2.8. ábra), majd a törés ebben a síkalakváltozási állapotban jön létre. Swift [46] feltételezte, hogy a töréshez vezető instabilitás a maximális erő elérésekor jön létre a befűződés elején. A modellt Hora és Tong módosította a lokalizált kontrakció előrejelzésére [47] ami így a *Modified Maximum Force Criterion – MMFC* nevet kapta.



2.8. ábra A maximum erő kritérium elvi ábrája

Az FLC meghatározására tehát mind kísérleti, mind elméleti úton több lehetőség van. Egy alakított lemez pontjainak alakváltozását, az alakítási határdiagramban elhelyezve gyors és szemléletes információt kapunk az esetleges károsodásokról. A diagram adta eredményeket azonban feltételekkel kell kezelni, ugyanis a szakadást definiáló alakítási határgörbét több paraméter is befolyásolja. Az FLC függ az alakváltozási történettől, a lemezvastagságtól, a súrlódástól, hőmérséklettől és egyéb vizsgálati körülményektől is. Bár az alakítási határdiagramok meghatározása az új anyagokra vonatkozóan napjainkban is kulcsfontosságú,

alkalmazhatóságuk – figyelembe véve az egyre összetettebb alakítási műveleteket igénylő alkatrészeket – megkérdőjelezhető.

### *Tönkremeneteli határállapot alapú megközelítések*

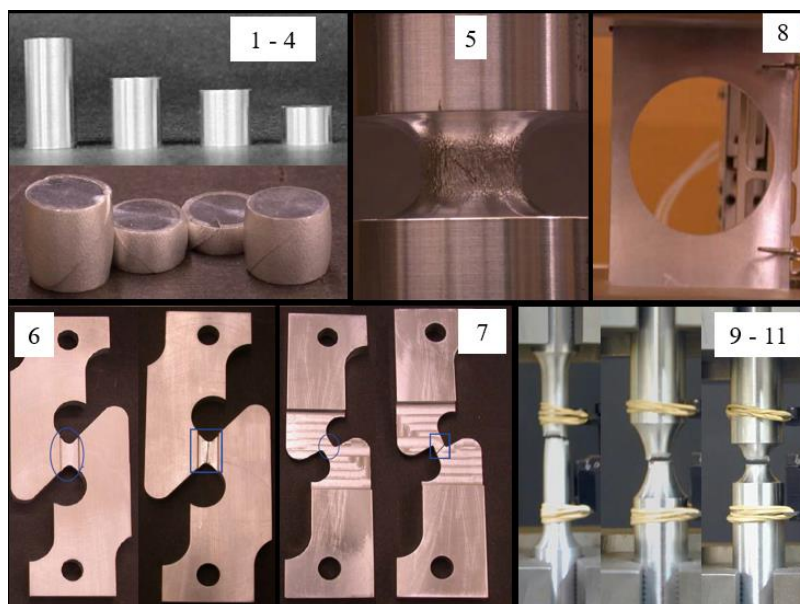
Az előző részfejezetben a károsodást a lokális befűződéshez kapcsolódó modellek alapján mutattam be. Ahogy azt már többször említettem, a kontrakció megjelenése módosulhat a különböző környezeti változók megváltozásának hatására, az anyag alakíthatóságának valódi, változóktól független határa mechanikai értelemben a törésig elviselt alakváltozás.

Ahogy azt már az előzőkben tárgyaltam alakváltozással az anyagban lévő üregek növekednek, új üregek keletkeznek, majd amikor az üregek térfogata elér egy kritikus értéket, összenőnek, ezzel létrehozva a repedéseket és azok terjedését. Atkins [6] McClintock [2], valamint Rice és Tracey [14] az üregek növekedését tanulmányozva rámutattak, hogy a képlékeny anyagok törése függ a hidrosztatikus feszültségtől. Bao és Wierzbicki más kutatókkal összhangban bebizonyította, hogy a törés folyamata függ a feszültség háromtengelyűségétől [48] [49] [50] [51]. Egy képlékeny anyag teljes alakíthatósága alatt annak a törésig elviselt alakváltozását értjük. Az anyag alakváltozó képességét tehát jól szemlélteti az egyes a törésig elviselt összehasonlító alakváltozásainak a feszültség háromtengelyűség függvényében való ábrázolása.

A törésig elviselt alakváltozás kísérleti úton történő meghatározása még napjainkban is kihívást jelent. Optimális megoldás lenne, egy a Nakazima vizsgálathoz hasonló mérési sorozat kidolgozása, ám azonos kialakítású próbatestekkel jelenleg a feszültségtér kisebb tartományai fedhetők csak le. Bao és Wierzbicki [52] összegyűjtötte és továbbfejlesztette az egyes tartományokat leíró próbatesteket, létrehozva ezzel egy 11 mérésből álló kísérletsorozatot, amellyel a feszültség háromtengelyűség és a törésig elviselt alakváltozás terében  $-0,33 < \eta < 1$  között, fizikai vizsgálatokkal és az azok alapján validált vége-selemes modellezésekkel [53] meghatározható a törési határösszefüggés (2.9. ábra).

A javasolt 11 próbatest az alkalmazott vizsgálati módszer, illetve a próbatest jellege alapján három csoportra osztható. A negatív feszültség háromtengelyűségi ( $-0,33 < \eta < 0$ ) tartományában változó hossz/átmérő hányadosú hengeres próbatestek (2.9. ábra 1-4. próbatestek) párhuzamos síklapok között történő zömítésével határozzák meg a törésig elviselt alakváltozást. Síklapok közötti zömítésnél jól ismert jelenség a hordósodás. A nyomólap és a próbatest sík felülete között fellépő súrlódás eltérő mértékű alakváltozást eredményez a próbatest tengelye mentén, melynek eredményeként a próbatest hengeres felszínén jelentős, másodlagos húzófeszültség ébred, amely a törésig elviselt alakváltozás téves értelmezését eredményezheti. A súrlódás okozta probléma kiküszöbölésére új geometriájú, a vizsgálati hossz mentén csökkentett átmérőjű próbatestet javasoltak (2.9. ábra 5. próbatest) [53]. Tiszta nyírás alatt a zérus, vagyis a nagyon kis feszültség háromtengelyűség értékeket értjük. Az alacsony feszültség háromtengelyűség-tartományban ( $0 < \eta < 0,4$ ) értelmezett törési alakváltozás meghatározására jellemzően tiszta nyíró, illetve nyíró szakító próbatesteket alkalmaznak (2.9. ábra 6. és 7.

próbatest). Ezen próbatestek kialakítását és jellemzőit a következő fejezetben ismertetem részletesen. A tartomány felső határának meghatározására kör alakú furattal rendelkező szakítópróbatest javasolt (2.9. ábra 8. próbatest). Bao [54] átfogó vizsgálatokat végzett, hogy meghatározza a lyukas próbatest lemezvastagságának, illetve a furat átmérőjének a feszültségállapotra, valamint a törési alakváltozásra gyakorolt hatását.



2.9. ábra A törési alakváltozás meghatározása 11 próbatesttel

Bao és Wierzbicki a  $0,4 < \eta < 0,95$  feszültség háromtengelyűség tartományban hengeres- és bemetszett hengeres rudak hagyományos egytengelyű húzófeszültséggel történő terhelését javasolta (2.9 ábra 9-11. próbatestek).

A teljes tartományon elvégzett vizsgálatok eredményeit a 2.10. ábra szemlélteti. A 11 próbatest törési alakváltozása elegendő pontot tartalmaz a matematikai függvény illesztéséhez. A negatív tartományt leíró matematikai összefüggést Wierzbicki és Werner [55] határozta meg, Kudo és Aoi [56] munkássága alapján. Az összefüggés 2024-T351 alumíniumra vonatkozóan a következő a nyíró-nyomó igénybevételi tartományban:

$$\bar{\epsilon}_f = 0,1225 * \left( \eta + \frac{1}{3} \right)^{-0,46} ; -0,33 < \eta < 0 \text{ esetén} \quad (21)$$

A feszültség háromtengelyűség pozitív ténegyedbe eső értékeinél különböző polinomokkal jó közelítés érhető el:

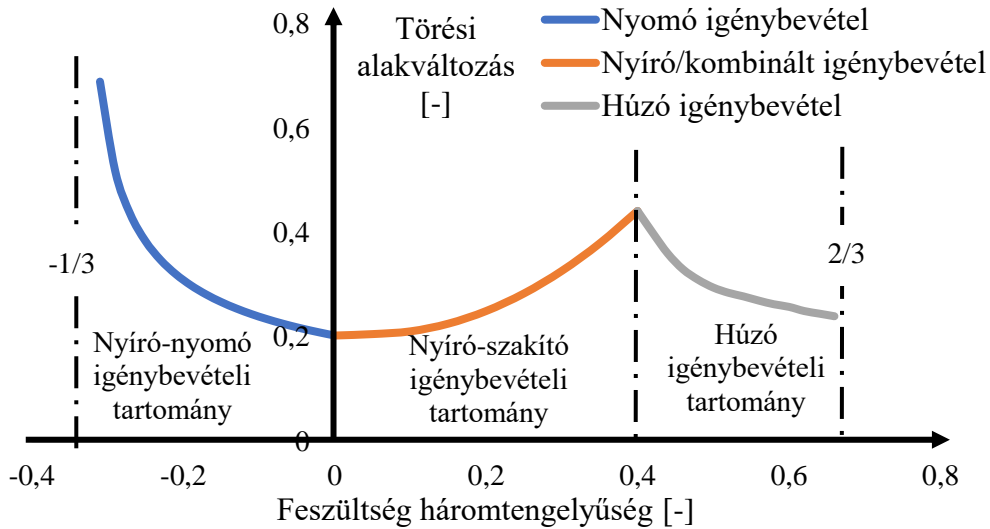
$$\bar{\epsilon}_f = 1,9 * (\eta)^2 - 0,18 * \eta + 0,21; \quad 0 < \eta < 0,4 \text{ esetén} \quad (22)$$

$$\bar{\epsilon}_f = 0,15 * (\eta)^{-1}; \quad 0,4 < \eta < 0,95 \text{ esetén} \quad (23)$$

Napjaink iparában az alkatrész, vagy technológia tervezésének elengedhetetlen része a végeleemes modellezés. A magas szerszámköltségek miatt az alkatrészt előállító szerszám gyártása előtt meg kell vizsgálni a teljes gyártási folyamatot a virtuális térben. Bár azt, hogy a törési alakváltozás jelentősen függ a feszültségállapottól a 2.10. ábra kísérleti eredményei

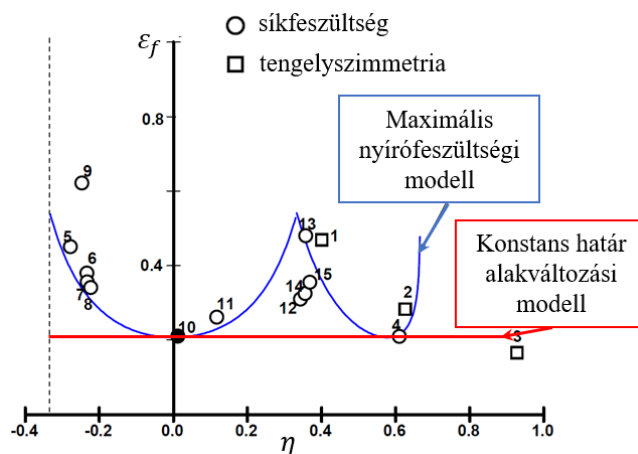


egyértelműen alátámasztják, a VEM alkalmazások felhasználói (Abaqus, Ls-Dyna, Pam-crash stb.) a legtöbb esetben egyszerűsített, konstans törési határalakváltozás kritériumot alkalmaznak a szimulációikban [28]. Az előző fejezetben ismertetett matematikai megközelítések problémája, hogy azok jellemzően nem, vagy pontatlanul fedik le a feszültségtér eltérő törési alakváltozásait.



2.10. ábra Törésig elviselt alakváltozás a feszültség háromtengelyűség függvényében

A végeelemes szoftverekben rendelkezésre álló számos törési modell alkalmazhatósági tartományának vizsgálata a szakterület egyik meghatározó kutatási vonulata. Wierzbicki, Bao és kutatótársaik [28] munkájukban a törési határalakváltozás hét különböző modellel történő megközelítésének alkalmazhatóságát vizsgálták. Ezek közül az egy nyíró igénybevételi vizsgálattal kalibrálható maximális nyírófeszültségi modell (Maximum Shear Stress - MSS) tűnt a legjobban alkalmazhatónak. Az MSS és a konstans törési alakváltozás modelleket a kísérleti eredményekkel együtt a 2.11. ábra szemlélteti.



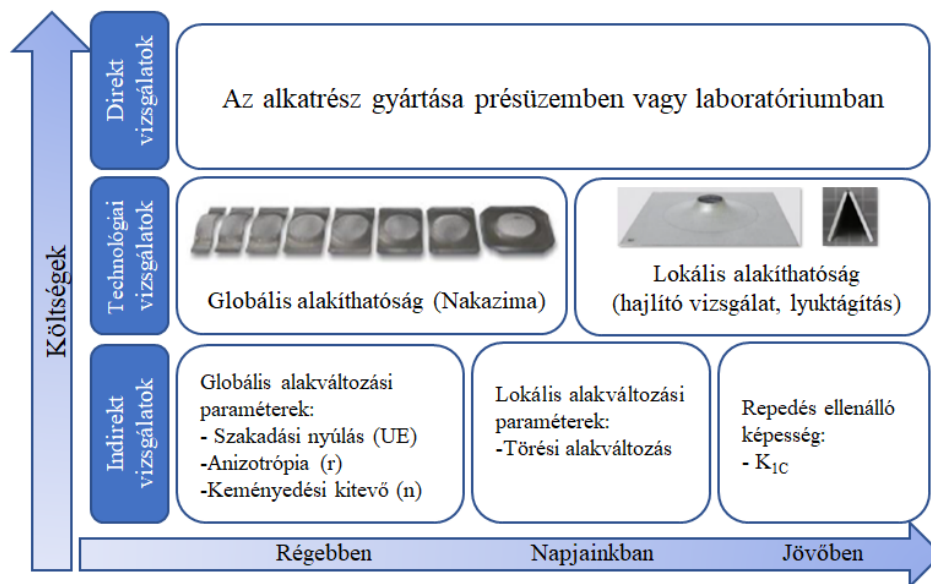
2.11. ábra Törési modellek és kísérleti eredmények

Bár az imént ismertetett kísérletsorozattal a feszültségtér nagy része lefedhető, az így kapott törési összefüggést, lemezalakítás elemzésekor fenntartásokkal kell kezelni. A vizsgálati sorozat hátránya, hogy a repedés megjelenése nem minden próbatestnél egyezik meg a lemezeknél

jellemző, nem síkból kiinduló repedésekkel [3]. A pozitív feszültség háromtengelyűségi állapotban és a síkfeszültségi (lemez) és tengelyszimmetrikus próbatestek közötti fizikai mérések eredményeiben eltérés van. Ez az eltérés (figyelembe véve a törési modellek változatosságát) megkérdőjelezhetővé teszi a károsodási határállapot tervezhetőségét. A problémák kiküszöbölésére napjainkban is folynak a kutatások, hogy olyan síklemezből gyártható próbatesteket és vizsgálatokat hozzanak létre, melyek az autóipar számára releváns tartományt megfelelően leírják.

### 2.3 A törési határalakváltozás meghatározásának mérési módszerei

Az újfejlesztésű nagyszilárdságú acélokat tekintve, a mechanikai tulajdonságok széles skálája áll rendelkezésre anyagválasztásnál [57]. Ezen anyagok képlékeny viselkedéséről már nem kapunk átfogó képet egy egyszerű szakítóvizsgálat elvégzésével, így a megfelelő anyag kiválasztásához már nem elegendő a megnyúlás és szakítószilárdság értékek összehasonlítása. Napjaink kutatásaiban az alakíthatóságot két megközelítésben, globális és lokális szemszögből vizsgálják [58]. Ennek megfelelően a globális alakíthatóságot (amikor az alakváltozás kiterjedése összehasonlítható a lemez síkbeli kiterjedésével), az anyag kontrakció létrejöttével szembeni ellenálló képességeként értelmezzük [59]. Lokális alakíthatóság alatt (mely során a képlékeny alakváltozó tartomány mérete a lemez vastagságával egydimenziójú) ezzel szemben, az anyag törésig elviselt összehasonlító alakváltozását értjük.

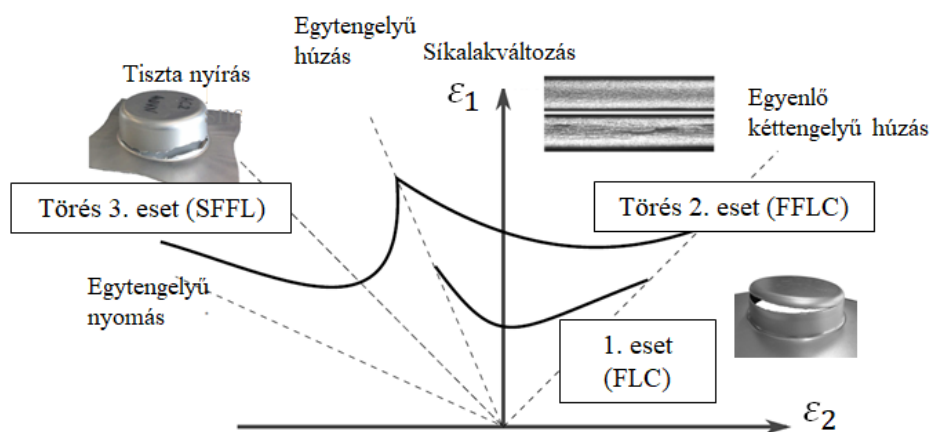


2.12. ábra Anyagvizsgálati módszerek csoportosítása [60]

Egy adott alapanyag teljes alakíthatóságának feltérképezéséhez alakíthatósági vizsgálatokra és ezekből meghatározott mérőszámokra van szükség, mely vizsgálatoknak három szintjét különböztetjük meg [60]. A vizsgálatok ezen szintjeit és csoportjait a 2.12. ábra szemlélteti. Indirekt vizsgálatokkal az anyag geometriától független anyagi jellemzői határozhatók meg [61]. Az alakíthatósági vizsgálatok következő szintjén a technológiai vizsgálatok állnak, melyek a konkrét technológia során fellépő alakváltozásokat fizikailag [42] modellezve adnak képet az

anyag tulajdonságairól. Ezen vizsgálatok – ahogyan azt a későbbiekben tárgyalom – eredményeinek megítélésénél figyelembe kell venni a próbatest geometriáját és a vizsgálat tulajdonságait. A vizsgálatok harmadik szintje a direkt vizsgálat, mely során konkrétan a gyártandó darab geometriáját és a gyártás során fellépő peremfeltételeket alkalmazzák a kísérletek, próbagyártás elvégzéséhez. A költséghatékonyságot figyelembe véve a kutatások leginkább az indirekt és a technológiai vizsgálatok területére irányulnak.

A 2.13. ábra a kontrakció megjelenését és a törésig elviselt alakváltozást (tehát a globális és lokális alakváltozó képességek közötti kapcsolatot) szemlélteti a főalakváltozások függvényében.



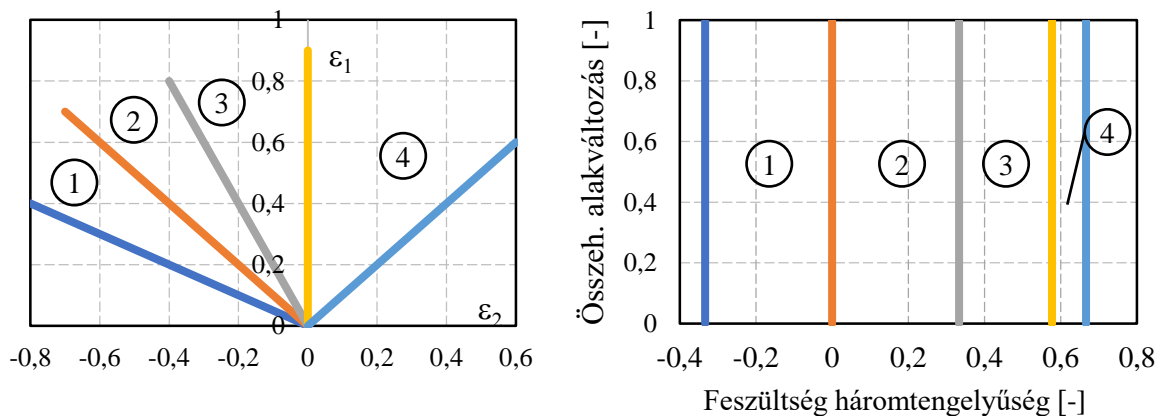
2.13. ábra A károsodási határállapot megközelítései a főalakváltozási térben [38]

Az 1. eset a károsodás kontrakcióval történő megközelítése, amit az alakítási határgörbe ír le. Ennek meghatározására szabványos fizikai vizsgálatok és elméleti megközelítések állnak rendelkezésre, amit az előző fejezetben már tárgyaltam. A tipikus kontrakciós instabilitás mellett azonban a károsodás megjelenésének vannak további típusai is, amik az anyag tönkremenetelét, illetve a technológia határát jelentik [7].

Elméleti oldalról közelítve az FLC az alakváltozás azon határát mutatja, ahol a lokalizálódás dominánssá válik, nincs azonban olyan diszkrét fizikai kritérium, amihez ezt az állapotot hozzá lehetne rendelni a kontrakció folyamatos fejlődése során [11]. A törés határállapota, melyet az ábrán a 2. és 3. esetek szemléltetnek, azonban más megközelítést igényel. A törés meghatározására a teljes alakváltozási tartományban a kutatók az elmúlt évtizedek alatt több módszert is kidolgoztak. Takuda és társai [62] a Marciniak vizsgálat elvét követő lyuktágítással határozott meg törési pontokat. Embury és LeRoy [12] az üregek keletkezésének és növekedésének függvényében vizsgálta a törési folyamatot. Wagner és kutatótársai [63] hidraulikus domborító, bemetszett szakító, lyuktágító és síkbeli torziós vizsgálatok alapján vont le következtetéseket a törési viselkedésről az alakváltozási tartományban. A törési viselkedés meghatározásának azonban jelenlegi hiányossága, hogy a rendelkezésre álló szabványosított vizsgálatok nem fedik le a teljes alakváltozási teret. Jelentős kutatások folytak – és folynak napjainkban is – tehát a teljes alakváltozási tér lefedésére. A cél, hogy olyan vizsgálati eljárást fejlesszenek ki, mellyel vékonylemezek az eddigi vizsgálatokon túl minimális ráfordítással vizsgálhatók [3].

Természetes volt tehát, hogy az alakváltozási teret legjobban lefedő vizsgálatot, a Nakazima vizsgálatot fejlesztik tovább. Az alapötlet az volt, hogy az elszakított Nakazima próbatestek vastagságváltozása alapján következtetnek a törési alakváltozásra. Az FFLC vagyis a törési határgörbe, az FLC feletti tartományban tehát egyszerűen meghatározható. A problémát a 3. eset, azaz a nyíró tartományban létrejövő törésig elviselt alakváltozások jelentik, ugyanis ezt a tartományt az ISO-14002 szabvány vizsgálatai nem fedik le. A nyíró törési határ (Shear Fracture Forming Limit- SFFL) vizsgálatához új próbatestekre volt szükség.

A törésig elviselt alakváltozásnak két tárgyalásmódját alkalmazzák. Az előző fejezetben ismertettem a törésig elviselt alakváltozás mértékének a feszültség háromtengelyűségtől való függőségét. A 2.13. ábrán szemléltetett FFLC alapját azonban az alakváltozási útvonalaktól függő FLD adja. Előbbi a törést a feszültségtérben utóbbi az alakváltozási térben közelíti. A törési folyamat lezajlása nem elidegeníthető sem a feszültség háromtengelyűségtől, sem az alakítási útvonaltól lemezalkatrészek gyártása esetén. Az egyes vizsgálati módszereknél azok kiértékelésére konzekvensen alkalmazzák mind a két megközelítést. A két tárgyalásmód nem független egymástól, az értelmezést segíti, hogy van lehetőség a tartományok közötti transzformációra.



2.14. ábra Az összetartozó alakváltozási- és feszültség háromtengelyűségi tartományok

A 2.14. ábra szemlélteti a főalakváltozási- és feszültség háromtengelyűségi tér összetartozó tartományát a lemezalkításra vonatkozóan [64]. Az ábrával összhangban az összetartozó  $\beta$  főalakváltozási hányadosok és  $\eta$  feszültség háromtengelyűségi tartományok a következők

1. Egytengelyű nyomás és tiszta nyírás között  $\left(-2 < \beta < -1 \text{ és } \frac{-1}{3} < \eta < 0\right)$
2. Tiszta nyírás és egytengelyű húzó terhelés között  $\left(-1 < \beta < \frac{-1}{2} \text{ és } 0 < \eta < \frac{1}{3}\right)$
3. Egytengelyű húzó terhelés és síkalakváltozás között  $\left(-\frac{1}{2} < \beta < 0 \text{ és } \frac{1}{3} < \eta < \frac{1}{\sqrt{3}}\right)$
4. Síkalakváltozás és egyenlő kéttengelyű húzóterhelés között  $\left(0 < \beta < 1 \text{ és } \frac{1}{\sqrt{3}} < \eta < \frac{2}{3}\right)$ .

Az alakváltozási útvonalakból a feszültségek transzformációja a következő módon történik [65]:

- felhasználva, hogy a kis alakváltozási lépéshez tartozó főalakváltozások aránya:

$$\beta = \frac{{}^t\Delta\varepsilon_2}{{}^t\Delta\varepsilon_1} \quad (24)$$

ahol  ${}^t\Delta\varepsilon_1 = {}^t\varepsilon_1 - {}^{t-\Delta t}\varepsilon_1$ , valamint  ${}^t\Delta\varepsilon_2 = {}^t\varepsilon_2 - {}^{t-\Delta t}\varepsilon_2$ ,

- és a főfeszültségek aránya:

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{1 + 2\beta}{2 + \beta} \quad (25)$$

- a feszültség háromtengelyűség a főalakváltozások összefüggésében a következő módon alakul:

$$\eta = \frac{\alpha + 1}{3\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \quad (26)$$

Az összefüggés csak síkfeszültségi állapotban, izotróp anyagra és arányos terhelés mellett értelmezhető.

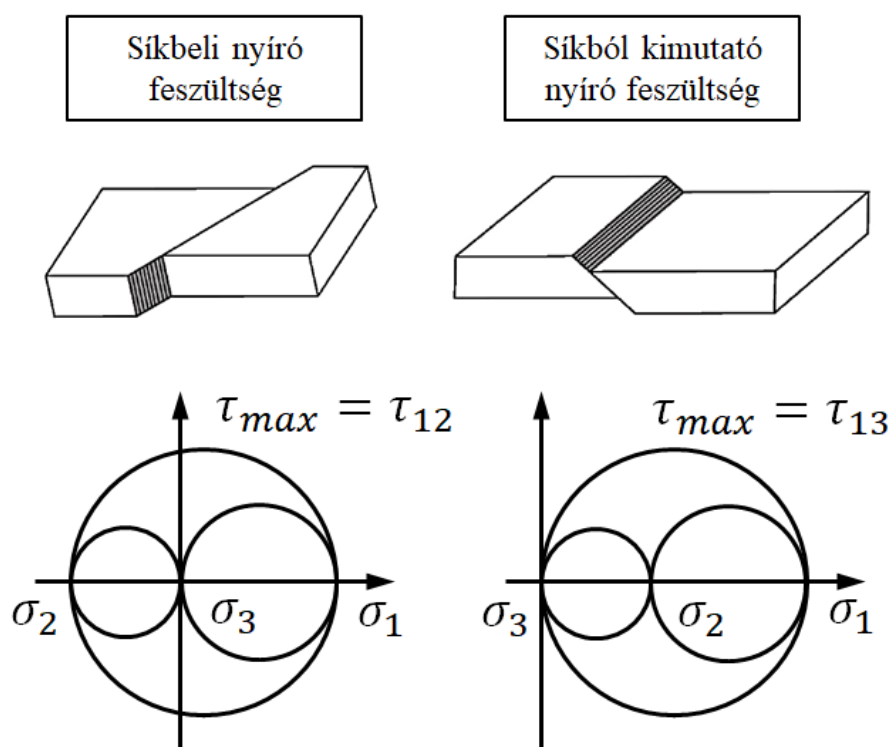
A törésig elviselt alakváltozás pontos meghatározására még nem áll rendelkezésre szabvány. Jellemző tehát, hogy az egyes feszültségi vagy alakváltozási határállapot meghatározására új próbatest-geometriák kerülnek kidolgozásra különböző kutatók által. Általános követelmény, hogy egy új próbatest geometria alkalmasságát mind az alakváltozás, mind a feszültségek szempontjából megvizsgálják. A következő alfejezetekben az egyes nevezetes feszültség háromtengelyűség értékeket (például a tiszta nyírás), illetve adott feszültség háromtengelyűségi tartományokat átfogó vizsgálatokat mutatok be. Ezek értékelő áttekintése jó alapot ad az általam újonnan tervezett próbatest geometria követelményrendszerének.

### 2.3.1 Tiszta nyíró igénybevétel próbatest kialakításai

A tiszta nyíró igénybevétel hatására keletkező repedés a présüzemekben jellemzően a kis rádiuszú mélyhúzás jellegű műveleteknél jelenik meg [64]. Az ilyen repedéseket létrehozó nyíró feszültség akkor domináns, ha az erőhatások párhuzamosak a lemez felületével [61]. Az ilyen törést létrehozó feszültségek két fajtáját különböztetjük meg. A keresztmetszet síkjában fellépő nyíró feszültséget (*in plane shear stress*) és a lemez felületi normálisával megegyező irányban ún. síkból kimutató nyíró feszültséget (*out of plane shear stress*). A nyírófeszültségek ezen kétféle értelmezését a 2.15. ábra szemlélteti.

A síkbeli nyírófeszültségek esetén a lemezvastagság állandó marad az alakváltozás után. Az ilyen jellegű törésekre mutatnak példát jellemzően a húzó igénybevétellel terhelt nyíró próbatestek. A síkból kimutató nyírófeszültség hatására a próbatest hossza nő, vastagsága csökken a repedés terjedése pedig szöget zár be a lemez síkjának normálisával. A törés

morfológiája arra utal, hogy ezekben az esetekben a hajlító igénybevétel az, ami létrehozza a károsodást. A két feszültségállapot eltérő alakítási textúrát hoz létre, melynek eredménye, hogy az alakítási feszültségek között is eltérés fog létrejönni [3], amely – ahogy azt a későbbiekben ismertetem –, befolyásolhatja az egyes próbatest-kialakítások alkalmazhatóságát.



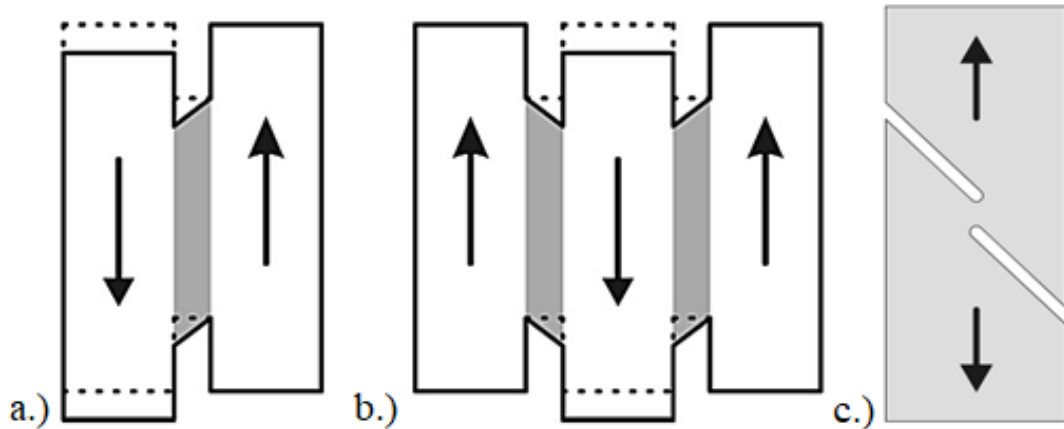
2.15. ábra Nyíró feszültségek értelmezése [38]

Nyíró igénybevételek meghatározásánál jellemzően indirekt, és technológiai vizsgálatokat alkalmaznak. Indirekt vizsgálatoknál a lemezből kimunkált próbatesteket egytengelyű húzással terhelik, a nyíró igénybevétel a próbatest kialakítása miatt lép fel a vizsgálati tartományban. A technológiai vizsgálatok mélyhúzás alapú esetekre határozzák meg a törésig elviselt alakváltozást. A következőkben bemutatom, az imént ismertetett nyíró igénybevétel hatására létrejövő törésig elviselt alakváltozások meghatározására kifejlesztett vizsgálatokat és próbatesteket.

A terület kutatása során kialakított próbatestek alapvetően három jól elkülönülő csoportba sorolhatók. Az első csoportba tartozó próbatestek közös tulajdonsága, hogy a próbatest teljes térfogatában azonos vastagságúak. A második csoportba tartozó próbatestek egyes helyein a lemezvastagságot csökkentették. Mindkét csoportnak azonos tulajdonsága, hogy a vizsgálat során a próbatestet húzó igénybevétellel terhelik. A harmadik próbatest csoportba az ún. technológiai vizsgálatok próbatesteit sorolhatjuk.

A lemezből kimunkált, egytengelyű húzással terhelt, nyíró igénybevételi próbatesteknek sok különböző geometriáját vizsgálja a szakirodalom. Ezek közös tulajdonsága, hogy az egytengelyű húzás hatására a vizsgálati zónában párhuzamos, de egymással ellentétes irányú elmozdulások

jönnek létre a lemez síkjában. Az első nyíró próbatestek a 2.16. ábra a.) részén látható módon működtek. A 'H' alakú próbatestek oldalai kerültek befogásra és ezek ellentétes irányú elmozdulása hozta létre a középső tartományban a nyírást. A vizsgálatok elvégzése során a létrejövő oldalirányú reakcióerők miatt jelentős, nem kívánt terhelések léptek fel [66].



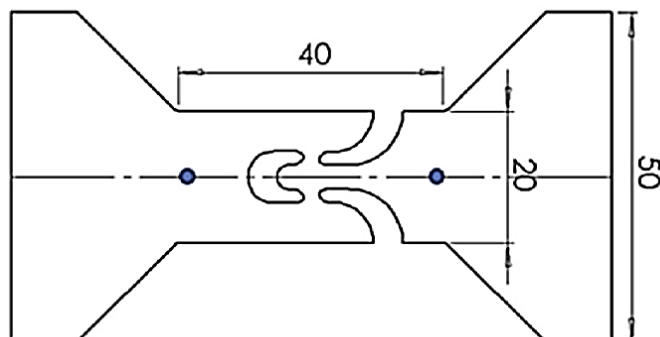
2.16. ábra. A nyíró próbatestek fejlődése [66]

A reakcióerők miatti elmozdulásokat kompenzálva Miyauchi [67] olyan próbatesteket javasolt, melyek három befogási tartományt és két nyíró zónát tartalmaznak (2.16. ábra b.) részlete). Ezeknél a próbatesteknél a középső befogott tartomány külsőhöz képest létrejövő relatív elmozdulása hozza létre a tiszta nyíró igénybevételt a befogások közötti tartományokban. A próbatest kialakításának köszönhetően a két nyíró zóna alakváltozása ellentétes irányú, így jelentősen csökkennek a berendezéseket terhelő reakcióerők. Az idealizált esethez képest ezek a próbatestek – a növekvő alakváltozással egymásra szuperponált károsodások miatt – minden esetben inhomogén alakváltozási mezőt mutattak. Bouvier és kutatótársai melegen hengerelt lemezekon elvégzett méréseik alapján azt javasolták, hogy a nyíró zóna hossza és szélessége közötti arány 7 a 10-hez legyen (ez az érték anyagtól függően változhat) ahhoz, hogy csökkenjen az inhomogenitás [68].

A kutatások eredményei alapján kifejlesztették a 2.16. ábra c.) részletén bemutatott szabványosított nyíró igénybevételi próbatestet. Az ASTM B831-05 [69] szabvány szerinti próbatest, amelyet vékonylemezek törésig elviselt nyíró-alakváltozásának meghatározására fejlesztettek ki csak egy nyíró zónával rendelkeznek. A zóna kiterjedését figyelembe véve, a próbatestet univerzális szakítógépből elszakítva a fellépő reakcióerők nem lesznek meghatározóak, viszont az egyéb megfogók és megtámasztások hiánya miatt létrejöhet a zóna elfordulása. Az ilyen kialakítású próbatesteknél problémát jelent, hogy a nyíró igénybevétel mellett a zóna szabad kontúrjának közelében húzó igénybevétel lép fel. Az ébredő húzófeszültség hatására a kontúron hamarabb keletkezik repedés, ami a nyíró határalakváltozás értékének alul becslését eredményezi.

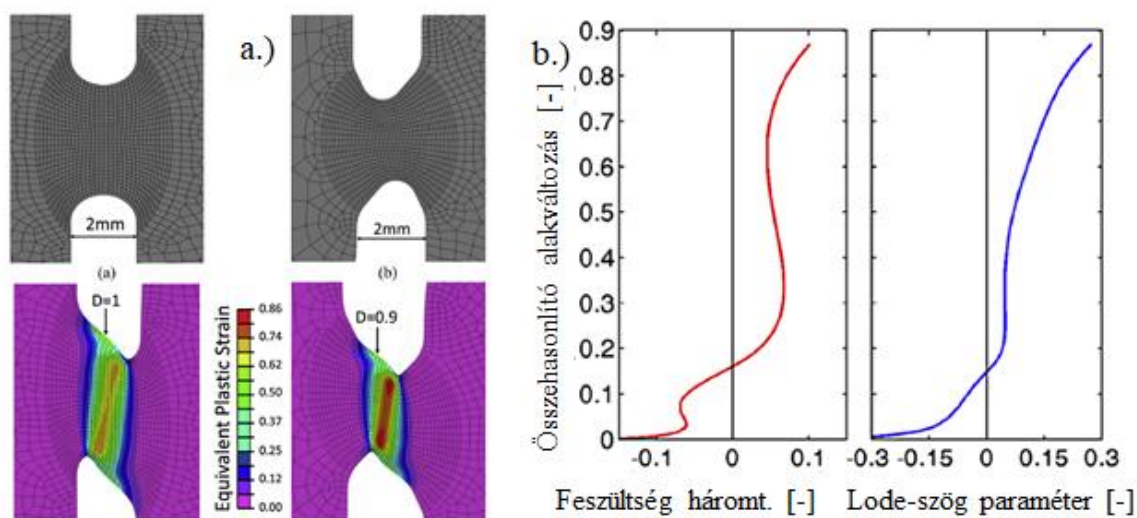


Miyauchi munkája alapján Till és Hackl (2013) [70] létrehoztak egy olyan nyíró próbatestet (2.17. ábra) vékonylemezek vizsgálatához, amely két egymással párhuzamos nyíró zónával rendelkezik és univerzális szakítógépben vizsgálható. A próbatest később a Smiley nevet kapta.



2.17. ábra Smiley próbatest kialakítása

Bár a próbatest a két párhuzamos nyíró zónájának köszönhetően a nyíró igénybevételi tartományok elfordulása kevésbé jelenik meg, a kontúron ébredő húzó feszültség hatására létrejövő repedés még mindig problémát jelentett. C.C. Roth és Dirk Mohr 2016-ban megjelent cikkükben [53] a kontúrról induló repedés megelőzésének geometriai lehetőségét vizsgálták DP800 anyagok esetén. A repedés létrejöttének folyamatát a bemetszések geometriai kialakítása befolyásolja. A vizsgált fő módosítások a bemetszések csúcsai közötti távolság, a csúcsok közötti eltolás, illetve a lekerekítés sugara voltak. Az egyes értékeket adott tartományon belül módosították úgy, hogy a kontúron megjelenő károsodási paraméter a lehető legkisebb legyen a nagyobb alakváltozásoknál. Kutatásaik eredményét a 2.18. ábra foglalja össze.



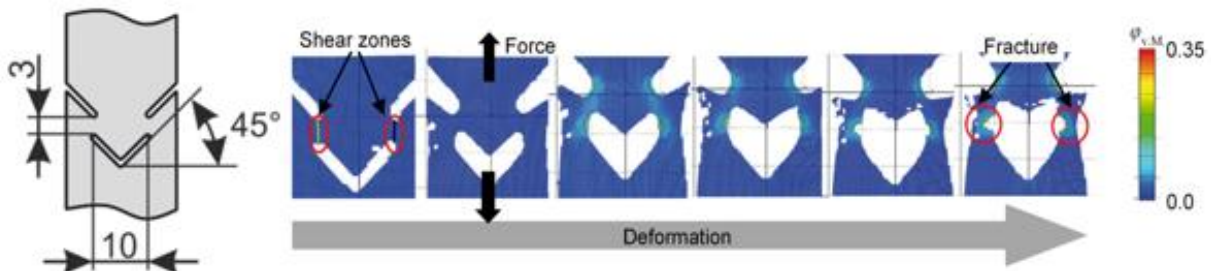
2.18. ábra A rádiuszos és a módosított próbatest összehasonlítása a.) az alakváltozás eloszlása és b.) a feszültségállapot szempontjából [53]

A 2.18. ábra a sima lekerekített bemetszéssel és a módosított bemetszéssel rendelkező próbatesteket hasonlítja össze. A szimulációk eredményei azt mutatják, hogy amíg a



hagyományos lekerekítés esetén a 'D' károsodási változó a kontúron 0,74 alakváltozásnál eléri az 1-et (ami a repedés megjelenését jelenti), addig a módosított bemetszésnél a fizikai mérésekkel meghatározott 0,86 alakváltozási értéknél a 'D' csak 0,9. Bár a repedés a szimulációk eredményei alapján nem a próbatest kontúrjáról indult, mérési eredményekkel ezt a repedés terjedési sebessége miatt nem sikerült bizonyítani. A 2.18 ábra b.) részén a módosított bemetszésű próbatest feszültségállapota látható a növekvő alakváltozás mellett. Az ábra azt mutatja, hogy az új próbatest esetében mind a feszültség háromtengelyűségi, mind a Lode-szög paraméter a tiszta nyírásnak megfelelő 0 közeli tartományban mozog, ami a próbatest megfelelőségének egy kritikus peremfeltétele.

D. Hijazi és kutatótársai [71] austenites és ferrites csövekből kimunkált smiley próbatesteken vizsgálták a nyíró igénybevétel hatását. Amíg a ferrites acélokban a próbatestek viselkedése megfelelő volt, addig az austenites próbatestek a 2.19. ábra szerint oldalt, a nyíró zónán kívül szakadtak. A jelenség a keményedési tulajdonságaik közötti különbséggel magyarázható.



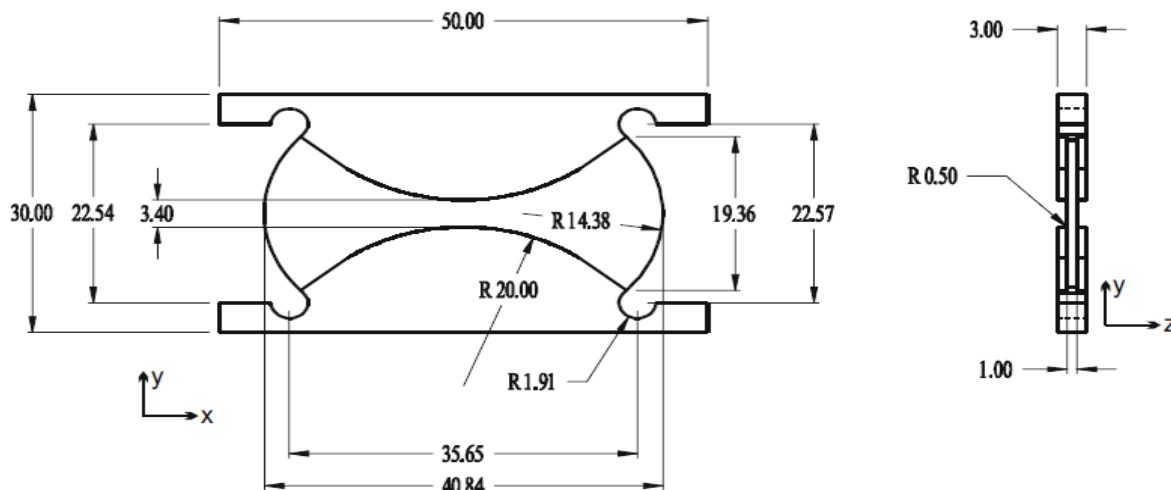
2.19. ábra Austenites smiley próbatest szakadása [71]

Van lehetőség tehát a törésig elviselt nyíró igénybevétel meghatározására húzással terhelt állandó lemeztvastagságú próbatesteknél, viszont minden esetben szem előtt kell tartani, hogy az optimális geometria az anyagtulajdonságok függvényében változhat. A húzással igénybe vett állandó vastagságú nyíró próbatesteknél két jelentős megoldandó probléma léphet fel azok vizsgálataik során. Az egyik, az alakváltozás inhomogén eloszlása, amely a kiértékelést teszi komplikálttá. A másik, hogy a repedés hamarabb keletkezhet a vizsgálati kontúron létrejövő egytengelyű húzófeszültség hatására, mint a tartomány közepén ébredő nyíró igénybevétel hatására.

Ennek megoldására egyes kutatások a helyileg csökkentett lemeztvastagságú próbatestek felé fordultak megnyitva a nyíró próbatestek második nagy csoportját.

Bao és Wierzbicki [52] csökkentették a nyíró zóna vastagságát (2.9. ábra), így hozva létre homogénebb alakváltozási mezőt. Az ötletből kiindulva Mohr és Henn [72] 2007-ben kifejlesztette az azóta „Butterfly” néven ismert próbatestet (2.20. ábra). A próbatest kialakításának alapját a vizsgálat során megfigyelt maximális főfeszültség és a vizsgálati tartomány szélessége között fellépő fordított arányosság [73] adta. Az alakváltozás, így a feszültség eloszlása a tartomány magasságának változtatásával befolyásolható. Az új próbatest középső részétől kifelé haladva ez a magasság növekszik. Ennek eredményeként a homogén

alakváltozás a próbatest közepén a legnagyobb. A próbatest széle inverz bemetszéssel, illetve a bemetszés szélén konvex sarokkal kerül kialakításra, melynek célja a kontúron húzó igénybevétel hatására létrejövő terhelés megakadályozása. Dunand és Mohr 2011-ben továbbfejlesztette a próbatestet, megnövelve annak szélességét és elhagyva a sarkok konvex kialakítását [74].



2.20. ábra Csökkentett lemezvastagságú nyíró próbatest [72]

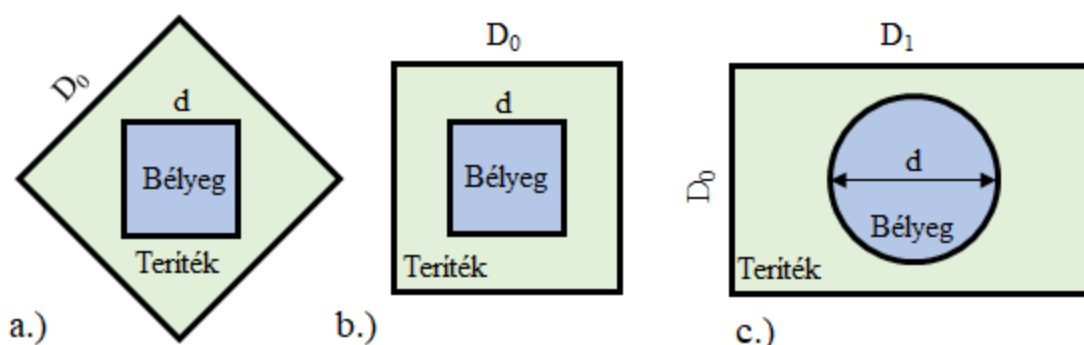
Ahogy azt korábban a 2.15 ábrán szemléltettem a nyírófeszültségek hatására létrejövő károsodásnál meg kell különböztetni a síkbeli, illetve a síkból kimutató nyírófeszültség által létrejövő repedéseket. Amíg a húzással terhelt nyíró igénybevételi próbatestek esetében az előbbi, a technológiai nyíró vizsgálatoknál az utóbbi hozza létre a károsodást. A síkból kimutató nyírófeszültség jellemzően kis rádiuszú daraboknál jelenik meg, ahol az anyag szerszámba való belépésekor fellépő hajlítás a lemez síkjának normálisával szöget bezáró repedésterjedést eredményez (2.21. ábra).



2.21. ábra. Technológiai nyíróvizsgálatnál létrejövő repedés [64]

Kis rádiuszú mélyhúzásnál a nyíró igénybevétel mellett hajlító igénybevétel is megjelenik. A jelenség vizsgálatára tehát nem elegendő pusztán a húzó igénybevétellel terhelt nyíró próbatesteken vizsgálatokat végezni. Li és társai [75] négyszög és kör keresztmetszetű bélyeggel végeztek különböző méretű és elrendezésű négyszögletes terítékeken kisélyhúzását.

Vizsgálataik célja az MMFC törési kritérium alkalmazhatóságának az elemzése volt. A kísérletek sematikus elrendezését felülnézetből a 2.22. ábra szemlélteti.



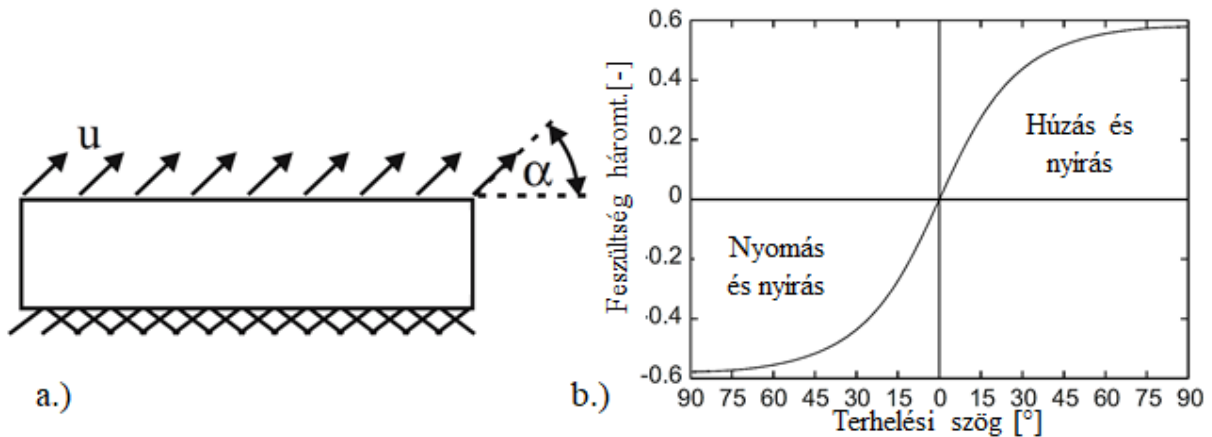
2.22. ábra Nyírás hatására létrejövő károsodás technológiai vizsgálatának elrendezései

Az egyes elrendezéseknél a húzási műveletet a szakadás megjelenéséig folytatták. A különböző elrendezések eltérő repedések megjelenését okozták. Amíg a 2.22. ábra a.) részletén látható elrendezésnél a lemez a főalakváltozási sík pozitív ténegyedében a darab fenékrészénél létrejövő alakváltozásoknál érte el az alakítási határát, addig a b.) részleten látható elrendezés esetében a nyíró igénybevételre jellemző szerszámrádiusnál megjelenő szakadás következett be. A c.) elrendezésnél a teríték  $D_0$  mérete nem volt megfelelő, így a lemez keresztirányban, teljes mértékben a szerszámok közé került.

A vizsgálatok alapján Gorji [38] egy olyan kombinált szimulációs-kísérleti módszert dolgozott ki, mellyel egyszerű kép rajzolódott ki, a kisértésű szerszámokkal végzett mélyhúzásoknál a törésig elviselt nyíró alakváltozásokról. A kombinált húzó-nyomó tartományban a károsodás határának becslésére csészehúzó vizsgálatot alkalmaztak négyzet alakú terítékekkel 3 mm-es szerszámrádiusszal. Ezzel az elrendezéssel az alakváltozási útvonal  $\beta = -1$  irányba fejlődik az egyenes falú mélyhúzásoknál ismert  $\beta = 0$  helyett. A fizikai kísérletekkel párhuzamosan végeselemes modellezéseket készítettek a fizikai vizsgálatról és összevetették az eredményeket a teríték kontúr, illetve lemezvastagság eloszlás alapján. A törésig elviselt nyíró határalakváltozást a fizikai mérésnél a repedés megjelenésének pillanatának megfelelő, végeselemes vizsgálat során kapott alakváltozás eloszlásból határozták meg. A vizsgálat előnye a hagyományos nyíró igénybevételi próbatestekkel szemben, hogy ennél az alakváltozás pontosan megfelel a valódi mélyhúzott darab alakváltozásának, és a szimulációval szemben támasztott szigorú peremfeltételeknek köszönhetően az alakváltozások hatékonyabban vizsgálhatók, mint próbatestek optikai elven történő mérésével.

### 2.3.2 Tiszta nyíró-egytengelyű húzó igénybevételi tartomány próbatest kialakításai

Ezt a tartományt a főalakváltozások hányadosának szempontjából a  $-1 < \beta < -1/2$  értékek határolják, míg a feszültség háromtengelyűség szempontjából  $0 < \eta < 0,33$  tartomány határok jelölik ki. A tartományon belüli értékek különböző kezdeti geometriákkal, vagy eltérő terheléstörténettel érhetők el. A próbatest kialakítások elvi alapját a 2.23. ábra szemlélteti.



2.23. ábra A terhelési irány a.) és hatása a feszültség háromtengelyűsége b.)

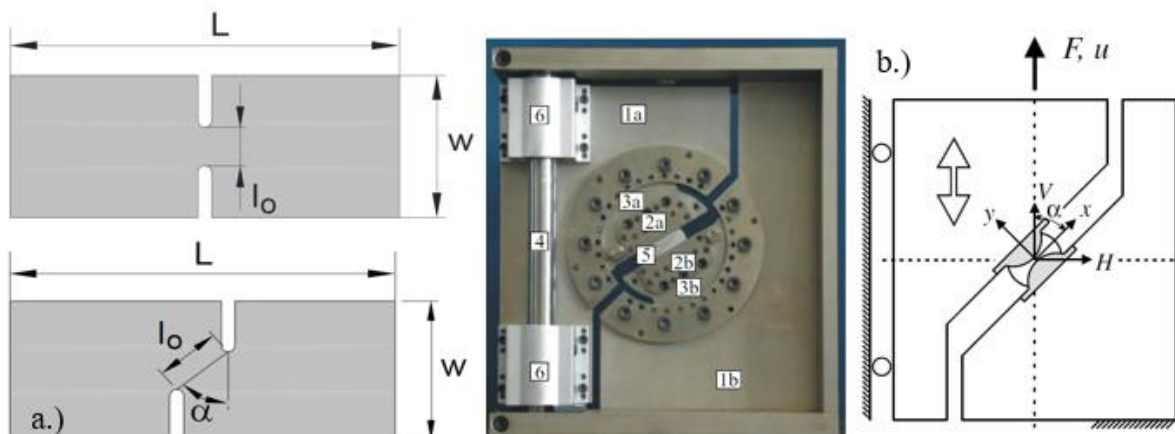
A vizsgálati zóna egyik oldalát lefogva, a másik oldalán állandó mértékű elmozdulást  $u$  feltételezve az  $\alpha$  szög változtatása különböző terheléstörténetet eredményez a próbatest közepén. Levy– von Mises képlékeny anyag feltételezésével síkfeszültségi állapot esetén az  $\alpha$  és a feszültség háromtengelyűség között a következő összefüggés érvényes [72]:

$$\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{\text{sign}(u)}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{1}{4 \tan^2 \alpha}}} \quad \text{ha } 0 \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (27)$$

ahol  $\text{sign}(u) = 1$  húzó terhelés esetén, és  $\text{sign}(u) = -1$  nyomó terhelés esetére. A terhelési szög változtatásának a feszültség háromtengelyűsége gyakorolt hatását a 2.23. ábra b.) része szemlélteti. Az elmúlt pár évtizedben a kutatások nagy hangsúlyt fektettek a tiszta nyíró igénybevételi próbatestek fejlesztésére. Magától értetődő tehát, hogy a kis háromtengelyű feszültségállapot tartományában a vizsgálatokhoz a nyíró próbatesteket használják fel különböző megfontolások mellett. A tisztán nyíró terhelés megváltoztatását eltérő módszerekkel érik el az állandó és a változó vastagságú próbatesteknél.

Állandó lemezvastagság esetén az új alakváltozási útvonalakat a próbatest geometriai kialakításának módosításával hozzák létre. Mai és Pilko [76], az egyszerű, szimmetrikus bemetszések hatását vizsgálták a szakító-próbatesteknél. Az eredményeket felhasználva Cotterell és kutatótársai [77] a bemetszéseket egymáshoz képest elmozdítva terjesztették ki a vizsgálatokat az alacsony feszültség háromtengelyűségi tartományra (2.24. ábra a.) részlete). Magrinho és társai [78] adott állandó vastagságú próbatest-kialakításokkal akarták meghatározni az

egytengelyű húzó, illetve a kevert módú, húzó-nyíró tönkremenetel közötti határt. Különböző anyagokat vizsgálva rámutattak (másokkal együtt [53]), hogy az egyes geometriák eredményei erősen függenek az anyag keményedési tulajdonságaitól.



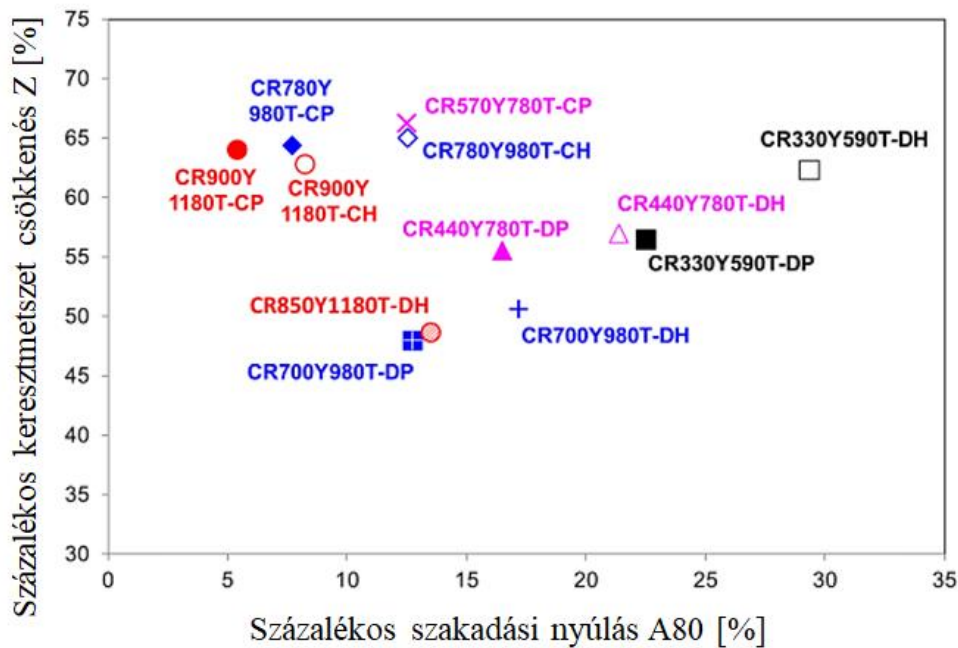
2.24. ábra a.) Cotterell próbatestei b.) Készülék a Butterfly próbatesthez

Az olyan összetett geometriai elemekkel rendelkező próbatesteknél, mint a Butterfly, nincs lehetőség az alak módosítására, az eltérő terheléstörténet elérésére. Az alakváltozási tartomány lefedésére ezért egy olyan készülék került kifejlesztésre [72] [79], mely az egytengelyű húzó-igénybevétel alakítja át. A 2.24. ábra b.) részletén szemléltetett készülék lényege, hogy a próbatestet befogó alkatrészek elforgathatók a terhelés tengelyéhez képest.

Az anyagok mechanikai és alakváltozási tulajdonságainak összehasonlítására az egytengelyű szakítóvizsgálatot alkalmazzák a legrégebben. A nagyszilárdságú anyagok megjelenésével azonban a globális alakváltozási tulajdonságok mellett a lokális alakváltozás értékelése is előtérbe került, amit a próbatestek szakadásig történő terhelésével felvett szakítódiagram már nem jellemez megfelelően. Meghatározó kutatási irány lett tehát egy kiértékelési módszer kifejlesztése, mellyel az egyszerű szakítóvizsgálat hagyományos kiértékeléssel kapott globális alakváltozási jellemzői (százalékos szakadási nyúlás) mellett, a lokális tulajdonságok is felvehetők (valódi törésig elviselt alakváltozás) [57].

A lapos szakító-próbatestek tönkremenetelének vizsgálata nem új keletű. Tvergaard [80] vizsgálta a négyszög keresztmetszetű lemezeknél a tönkremenetel üregképződéses folyamatát. Westhauser és társai [60] a különböző vastagság /szélesség arányú próbatesteken vizsgálták a keresztmetszet változását és a feszültségállapotot. Az anyagvizsgálatból jól ismert százalékos keresztmetszet csökkenés ( $Z$ ) az új, nagyszilárdságú alumíniumok, illetve acélok megszokottól jelentősen eltérő lokális alakváltozási tulajdonságai miatt új értelmezést igényel. Larour és társai [81] különböző csoportokba sorolható nagyszilárdságú acélokon vizsgálták a keresztmetszet változása közötti eltéréseket. Gruenbaum [82] és társai bemetszett próbatestek töretfelületeit vizsgálták. A globális és lokális alakváltozási tényezők rendszerezésére egyre több úgynevezett alakváltozási térkép kerül kidolgozásra, ami segíti az anyagválasztást. Egy ilyen térképre mutat

példát a 2.25. ábra, ami a különböző csoportokba tartozó nagyszilárdságú acélokat rendszerezi a százalékos szakadásig elviselt nyúlás és a százalékos keresztmetszet csökkenés szerint.



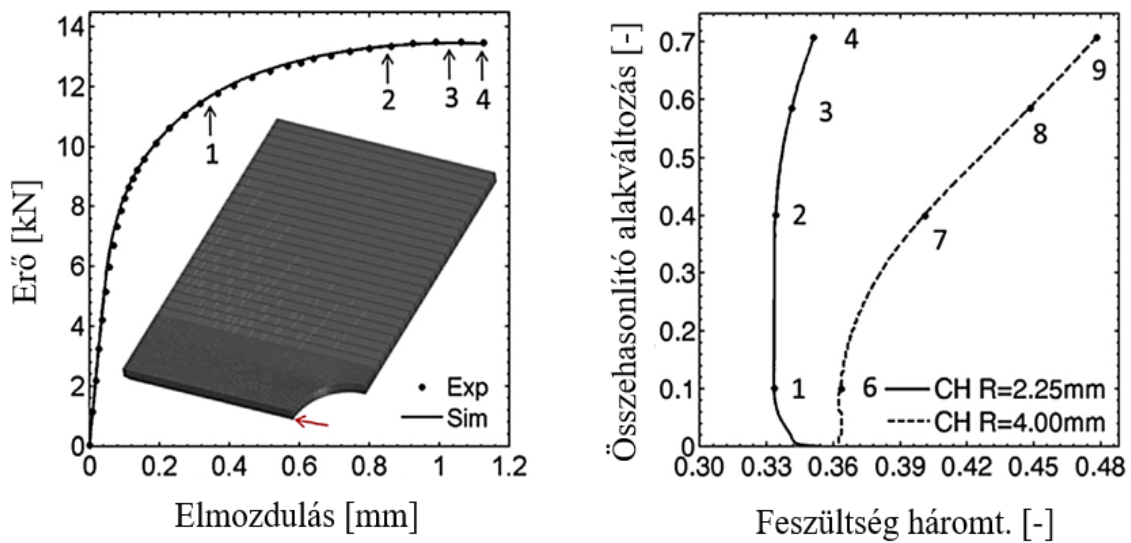
2.25. ábra Globális-lokális alakváltozás

A hagyományos szakítóvizsgálat alkalmazhatósága tehát még napjainkban is megkérdőjelezhetetlen. Fontos azonban megjegyezni, hogy a vizsgálat során egy adott anyagi pont állandó feszültségállapotának fenntartása szinte lehetetlen. A legtöbb vizsgálatnál a lokális feszültségállapot a terheléssel együtt nő még akkor is, ha a terhelés arányos. A feszültség változása a próbatest geometria változásának köszönhető, ami elkerülhetetlen olyan esetekben, amikor nagy alakváltozásokat érünk el. Ebnoether és Mohr [83] például bebizonyították, hogy a hagyományos lapos szakítóvizsgálati próbatestnél a feszültség háromtengelyűség a kezdeti  $\eta = 0,33$ -ról a kontrakció megjelenése után akár  $\eta = 0,6$ -ra is növekedhet a repedés keletkezéséig. A feszültségállapot változása bemetszésekkel módosítható bizonyos mértékben. Szakítóvizsgálatnál tehát nem valósul meg az állandó feszültségállapot kritériuma, így bár alkalmas az alakváltozások jellemzésére, törési határalakváltozás mérésére a klasszikus szakító próbatesteket nem használják.

Bao és Wierzbicki [52] javasolták a hagyományos, illetve a bemetszett próbatestek helyett az olyan próbatestek alkalmazását, amelyek közepén egy furat kerül kialakításra. Bao [54] adott furatátmérő mellett vizsgálta a lemezvastagság változtatását, és eredményei rámutattak, hogy a feszültség háromtengelyűség ezeknél a vizsgálatoknál nem függ jelentősen a vastagság változtatásától. Mohr és Marcadet [15] bebizonyították, hogy a bemetszett próbatestekkel ellentétben a középső lyukkal rendelkező próbatestek (*Central Hole- CH*) feszültség háromtengelyűsége és Lode-szög paramétere nem változik jelentősen. Dunand és Mohr [74] bebizonyították, hogy a CH próbatestek esetében az egytengelyű húzóterhelés hatására a károsodás a legkisebb keresztmetszeten, a lyuk kontúrjánál jön létre.



Roth és Mohr [53] a lyuk átmérőjének változtatását vizsgálták (2.26. ábra). A 20 mm szélességű próbatesten marással alakítottak ki 4,5 mm és 8 mm átmérőjű furatot, majd elemezték a feszültség háromtengelyűség változásának a hatását. Az eredményeik azt mutatták, hogy a kisebb furat esetében kisebb a feszültségállapot változása az alakváltozás növekedése mellett. Az egyenes nyúlás tartományában a CH R= 2,25 mm próbatest a homogén alakváltozás-eloszlásnak megfelelően konstans feszültségállapot értéken áll. A diffúz majd a lokális kontrakció hatására a próbatest keresztmetszete aszimmetrikusan eldeformálódik, mivel a furat mellett a falvastagság erősebben csökken, mint a külső kontúron. Ezzel magyarázható, hogy a feszültségállapot az alakváltozás növekménnyel egyre nagyobb értéket vesz fel. A nagyobb furatú CH R= 4,00 mm próbatesteknél a hidak egymástól távolabb esnek, így ezek két különálló szakító próbatestként viselkednek (a feszültség állapot nagyon kis, 1 mm sugarú furatnál is hasonlóan változik). A CH próbatestek jó alternatívát nyújtanak tehát a törési alakváltozás meghatározására egytengelyű feszültségállapotban, azonban nagyszilárdságú különösen CP acélok esetében- az anyag nem a lyuk kontúráján, hanem attól távol kezd el kontrahálni, ami az egytengelyű húzástól való eltérést eredményez [84].

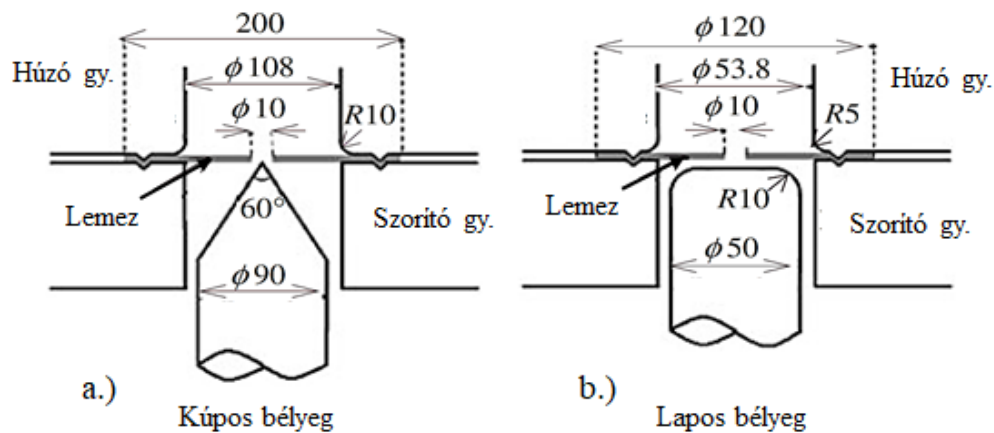


2.26. ábra Furatátmérő hatása a feszültség háromtengelyűsége [53]

A lyuktágító vizsgálat a lyukas próbatestű szakítóvizsgálat alternatívájaként értelmezhető. A vizsgálat során a húzó és szorítógyűrű közé egy kör alakú furattal rendelkező lemez-próbatestet helyeznek, majd olyan szorítóerőt alkalmaznak, amely meggátolja a lemez elmozdulását. A kör alakú furatos lemezt egy hengeres vagy kúpos bélyeggel (melynek tengelyvonala egybeesik a furat középpontjával) a lemezfurat kontúráján való repedés megjelenéséig terhelik. Az anyag minősítésére a lyuk tágíthatósági aránya szolgál (HE), amit a következő összefüggés ír le [66]:

$$HE = \frac{d_f - d_0}{d_0} \quad (28)$$

Az összefüggésben  $d_0$ - a furat kezdeti átmérője,  $d_f$ - pedig a furat átmérője a repedés szemmel látható megjelenésekor. A vizsgálat elvét a 2.27. ábra szemlélteti.



2.27. ábra A lyuktágító vizsgálat elrendezése: a.) kúpos bélyeg esetén, b.) lapos bélyeg esetén

A lyuk tágíthatósági aránya megfeleltethető az egytengelyű húzó igénybevételnél mérhető törési alakváltozásnak. A lyuktágító vizsgálat eredményessége erősen függ a próbatest belső kontúrjának megmunkálásától. A vizsgálat előnye a lyukas szakítóvizsgálattal szemben, hogy ennél biztosított az, hogy a repedés a furat kontúrján jelenjen meg állandó egytengelyű húzó igénybevétel mellett.

### 2.3.3 Egytengelyű húzó-kéttengelyű húzó igénybevételi tartomány próbatest kialakításai

Napjaink kutatásainak célja, hogy az alakváltozási- és feszültségtér lehető legnagyobb tartományában írják le a töréshez tartozó alakváltozást. Autóipari lemezkatrészek esetében az alakítási határdiagram lefedi a jellemző alakváltozási tér nagy részét. Logikus volt tehát, hogy a Nakazima vizsgálat eredményeiből határozzák meg a törésig elviselt alakváltozást az egyes alakítási útvonalakra vonatkozóan.

Az ISO 12004 szabvány pontosan leírja az FLD meghatározásához szükséges vizsgálatokat és a kiértékelés módját. A szabvány szerint a vizsgálatokat különböző hídszélességű próbatesteken végzik el, majd ezek alakváltozása az úgynevezett keresztmetszet-módszerrel (cross-section method) kerül kiértékelésre. A módszer lényege, hogy a szakadás előtti utolsó képen a próbatest tengelyvonalaiban mért alakváltozás eloszlást a meghatározott mérési pontokban inverz parabolával közelítik. A parabola csúcserőteke fogja megadni az alakváltozás határát [11]. Ipari gyakorlatban voltak olyan esetek, amikor a lokalizálódás a szabvány szerint meghatározott értékeknél nagyobb alakváltozásoknál jöttek létre. 2010-ben Volk és Hora [85] kifejlesztették az úgynevezett időfüggő módszert, ami azon alapul, hogy az alakváltozás a lokalizálódó régió kívül konstans a kontrakció megjelenése után, azon belül pedig folyamatosan növekszik. A módszer szerint az alakváltozási határértékeket akkor éri el az anyag, amikor a kontrakciós tartományban a vastagságcsökkenés szignifikáns. Hotz, Merklein és kutatótársaik [86]



összehasonlítva a keresztmetszet- és az időfüggő módszert rámutattak, hogy utóbbinál az alakítási határgörbe felfelé tolódik el.

A kritikus törésig elviselt alakváltozás meghatározására két fizikai megközelítést dolgoztak ki [7] [11]. Az első módszer a direkt kiértékelés az optikai alakváltozás mérés alapján. A direkt kiértékelésnél a törési alakváltozást, az utolsó törés előtti képen megfigyelhető legnagyobb alakváltozási értékek adják. A módszer hiányossága, hogy erősen függ a mintavételezés sebességétől, ami a kontrakciónál gyorsuló alakváltozások miatt a határértékek szórását eredményezi.

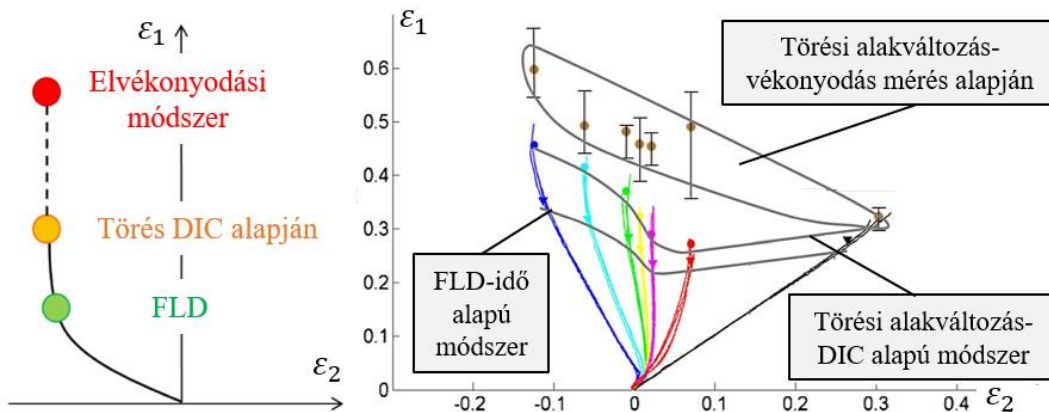
A törésig elviselt alakváltozás meghatározásának másik módszere az úgynevezett elvékonyodási módszer. Ez a módszer az elszakított próbatestek vastagságának változásán alapul. A vizsgálat után a repedés környezetét kimunkálják a próbatestből, és a harmadik főalakváltozást ( $\varepsilon_3$ ) a következő összefüggéssel számítják:

$$\varepsilon_3 = \ln \frac{t}{t_0} \quad (29)$$

Ahol a  $t_0$  a lemez kiinduló vastagsága,  $t$  pedig a töret mikroszkóppal mért vastagsága. Az így kapott harmadik főalakváltozás jóval nagyobb az optikai alakváltozás méréssel meghatározottnál. A kettő közötti különbség  $\Delta\varepsilon_3$ . A jól ismert tény figyelembevételével, miszerint a törés síkalakváltozási állapotban történik [6] [47] [87] [88] ahol  $\beta = 0$ , térfogatállandóság feltételezésével a  $\Delta\varepsilon_1 = -\Delta\varepsilon_3$  összefüggés adódik. A nagyobb törési főalakváltozás tehát a következő összefüggés szerint határozható meg:

$$\varepsilon_1^f = \varepsilon_1^{f^{DIC}} + \Delta\varepsilon_1 \quad (30)$$

Ahol  $\varepsilon_1^f$  az új, törésig elviselt nagyobb főalakváltozás az elvékonyodási módszerrel számolva. A 2.28. ábra összehasonlítja az alakítási határdiagramot, és a törési határdiagramok meghatározásának két kidolgozott eljárását.



2.28. ábra Az alakítási tönkremeneteli határának különböző értelmezései

Wagner és társai [63] a törésig elviselt alakváltozást vizsgálták a nagyobb tartományt leíró Nakazima alapú módszerrel, valamint diszkrét feszültségértékeket adó kísérletek (lyuktágító vizsgálat, bemetszett szakítóvizsgálat, hidraulikus domborító vizsgálat) összehasonlításával.

Rámutattak, hogy bár az FLD bal oldalán van eltérés, a legkisebb szélességű Nakazima próbatest, illetve a lyuktágító vizsgálat eredményei között, a pozitív térnegyedben alkalmazott hidraulikus domborító vizsgálat jó korrelációt mutat a Nakazima alapú kiértékeléssel.

### 3. CÉLKITŰZÉSEK MEGFOGALMAZÁSA

Napjaink autóiparában a korszerű, nagyszilárdságú acélok átvették a hagyományos acélok helyét. Az ezekre jellemző alakítási határdiagramok felvétele, illetve azok nagyszilárdságú anyagokra jellemző sajátosságainak feltérképezése jelentős kutatási tevékenységet indukált. Az egyre bonyolultabb geometriájú, összetett alkatrészek rámutattak arra, hogy a hagyományos módszerrel felvett alakítási határgörbe nem alkalmazható azokban az esetekben, amikor összetett alakváltozási útvonal jelenik meg. Az FLC egyik legnagyobb korlátja, hogy a lokális, azaz kis térfogatra kiterjedő alakváltozások esetén jelentősen alul, vagy túlbecsüli az alakítási határt. További hiányosságként merül fel, hogy nem fedi le a kisebb főalakváltozások negatív tartományának egy részét, így azokban az esetekben, ha az alakításnál nyíró igénybevétel jelenik meg – jellemzően kistrádiuszú egyenes falú húzott darabok esetén –, nem képes az alakváltozás határállapotának definiálására a kontrakció hiánya miatt.

Egy adott anyag alakíthatóságának a tényleges határát annak törésig elviselt alakváltozása határozza meg. Napjaink kutatásai ennek megfelelően a törési határdiagram tehát az FFLC meghatározására és alkalmazási lehetőségeinek vizsgálatára irányulnak. Hangsúlyozza a kutatásom érvényességét, hogy DP acéloknál a globális – tehát a teljes anyagra –, és a lokális – tehát a kis anyagrészre kiterjedő – törésig elviselt alakváltozások között jelentős különbségek vannak.

Bár az FFLC megfelelően jellemzi egy adott lemezanyag törésig elviselt alakváltozását, meghatározására napjainkban még nincs szabványosított módszer, az alkatrészek gyártásának előkészítéséhez azonban mára elengedhetlenné vált végeselemes szoftverekben azonban meghatározó a károsodás megfelelő definiálása. Ehhez az adott alakváltozási (vagy feszültség) állapotnak megfelelő törési alakváltozásának a meghatározása szükséges, melyet szabványok nélkül eltérő kialakítású próbatestekkel, változó megfontolások mellett értelmeznek. A mérések közötti különbségek azonban eltérő eredményekhez vezethetnek, valamint az egyes anyagok összehasonlíthatósága is megkérdőjelezhetővé válik.

Bár a próbatestek és az alkalmazott vizsgálati módszer között vannak eltérések, a gyakorlat a lemezalakítás területén közös: a törési alakváltozás meghatározásának a törési vastagság adja az alapját (kivételt képez a tisztán nyíró igénybevétel, ahol a lemez vastagsága nem változik meg). Ennek megfelelően a próbatestekkel kapcsolatban a legfőbb követelmény, hogy olyan kialakításúnak kell lenniük, melyen van lehetőség a vastagság mérésére a törésig történő terhelés után. A reprezentatív és összevethető eredmények elérése érdekében további elvárás, hogy az alakváltozási útvonal a teljes terheléstörténet során állandó legyen a repedés keletkezéséig.

Disszertációm célja, hogy meghatározzam a törésig elviselt alakváltozást, az autóiipari lemezalkatrészek számára releváns alakváltozási tartományban. Kutatásaim tárgyát a nagyszilárdságú, autóiiparban jellemzően alkalmazott DP acélok képzik. Az 1mm vastagságú DP600, DP800 és DP1000 lemezek elvégzendő vizsgálataim két nagy részre oszthatók, a főalakváltozások terében, ennek megfelelően két célt határoztam meg.

Az egyik célom, hogy meghatározzam a törési alakváltozást az egy-, illetve kéttengelyű húzás közötti tartományban. Az alakítási határdiagram feletti tartományban a törési viselkedés meghatározásának lemezalkatrészekre vonatkozóan létezik egy általánosan alkalmazott, bár nem szabványosított módszere, amit a 2.3.3 fejezetben részletesen ismertettem. A törési határdiagram egy-, illetve kéttengelyű húzás közötti tartományban történő meghatározásához tehát hagyományos Nakazima vizsgálatot fogok elvégezni az említett DP acélokon, majd a próbatestek törési lemezvastagsága alapján származtatom a törési alakváltozás pontjait.

A másik célom, hogy a tiszta nyírásra vonatkozóan, illetve a nyírás és az egytengelyű húzás közötti tartományban meghatározzam a törési alakváltozásokat. Nyíró igénybevétel esetére a törésig elviselt alakváltozásnak meghatározására számos próbatest és vizsgálati módszer került kidolgozásra, a torziós vizsgálattól, a különböző kialakítású húzással terhelt nyíró igénybevételi próbatesteken át, egészen a technológiai jellegű meghatározásig. A próbatesteket és vizsgálati módszereket tanulmányozva problémaként merült fel, hogy az egyszerűen gyártható próbatestek alkalmassága megkérdőjelezhető, a bonyolult geometriával rendelkező próbatestek gyártása pedig jelentős költségtöbbletet von maga után. Célom tehát, egy olyan próbatest létrehozása, amely általánosan elérhető berendezésekkel, költséghatékonyan gyártható, mégis megfelel a legújabb fejlesztésű próbatestekkel szemben támasztott elvárásoknak.

Az új nyíró igénybevételi próbatest fejlesztéséhez először megvizsgálom az irodalomban alkalmazott korszerű próbatestek viselkedését, majd azt, hogy milyen hatással van azokra a próbatest geometriájának megváltoztatása. A geometria elemzése után az egyes – lemezalkatrészek gyártásához jellemzően alkalmazott – technológiák, törésig elviselt alakváltozásra gyakorolt hatását vizsgálom.

A napjainkban általánosan alkalmazott próbatestek vizsgálata után, végelelemes modellezés segítségével egy olyan próbatest geometriát fejleszték – kiindulva a szabvány által előírt próbatest geometriából –, melynek gyártása egyszerűen és költséghatékonyan megoldható. Az egyes fejlesztett geometriák esetében vizsgálom, hogy a kritikus, próbatestekkel szemben támasztott feltételek fennállnak-e mind a feszültségállapot, mind alakváltozási állapot szempontjából. Az új nyíró igénybevételi próbatest geometriájának felhasználásával további próbatesteket fejleszték a törési határ kiterjesztésére a nyíró-szakító tartományba. A végelelemes modellezéssel a három anyagminőségre megalkotott próbatestek legyártásra kerülnek, és fizikai mérésekkel határozom meg velük a törési alakváltozás határát a nyírással terhelt alakváltozási tartományban.

Disszertációm végén a két tartományban (nyíró-, illetve egytengelyű húzó-, valamint egytengelyű húzó- és kéttengelyű húzó igénybevételek közötti tartományokban) meghatározott törési pontok kombinációjával veszem fel a törési határdiagramot az autóiipari lemezek szempontjából releváns alakváltozási tartományban. Az alakváltozási térben elhelyezett törési határpontok transzformációjával a törési pontokat a feszültségtérben vizsgálva meghatározom a vizsgált DP acélokra vonatkozó törési modelleket.

Összefoglalva a következő célokat tűztem ki a kutatási tevékenységem során:

- Megvizsgálom, hogy van-e lehetőség a tiszta nyíró alakváltozási útvonalat követő próbatestek gyártására jellemzően alkalmazott technológia (szikraforgácsolás) kiváltására egy gazdaságosabb, könnyebben megvalósítható technológiával.
- A napjainkban alkalmazott nyíró igénybevételi próbatestek kontúr geometriája összetett. Céлом, hogy létrehozzak a tiszta nyíró alakváltozási útvonalat követő próbatestet egyszerű geometriai elemek alkalmazásával.
- A jelenleg alkalmazott próbatestek kontúrjainak különböző anyagminőségekre történő optimalizálása – azok összetett geometriája miatt – hosszadalmas folyamat. Az új egyszerű geometriájú próbatestre vonatkozóan céлом megvizsgálni a szilárdság és a geometria kapcsolatát, ezzel lehetővé téve az egyszerű optimalizálást.
- Céлом továbbá, hogy az új, nyíró alakváltozási útvonalat követő próbatest geometriáját felhasználva nyíró-szakító alakváltozási útvonalakat követő próbatesteket hozzak létre, hogy a geometria egyszerű módosításával lefedhető legyen az egytengelyű húzó és tiszta nyíró alakváltozási útvonalak közötti tartomány.
- A Nakazima vizsgálatával, valamint az új próbatestek felhasználásával meghatározott törési határalakváltozási pontokra matematikai közelítő görbéket illeszttek.

#### 4. NAPJAINK NYÍRÓ IGÉNYBEVÉTELI PRÓBATESTEINEK ELEMZŐ VIZSGÁLATA

Az 2.3.1. alfejezetben részletesen ismertettem a törésig elviselt alakváltozás meghatározásának módjait nyíró igénybevétel esetén. Ismertettem a napjainkban jellemzően alkalmazott vizsgálati eljárásokat és próbatesteket. Doktori kutatómunkám egyik fő célkitűzése, hogy létrehozzak egy olyan egytengelyű húzással terhelhető nyíró próbatestet, amely biztosítja az elvárt feszültségi és alakváltozási állapotokat, emellett egyszerű kialakítású és könnyen gyártható.

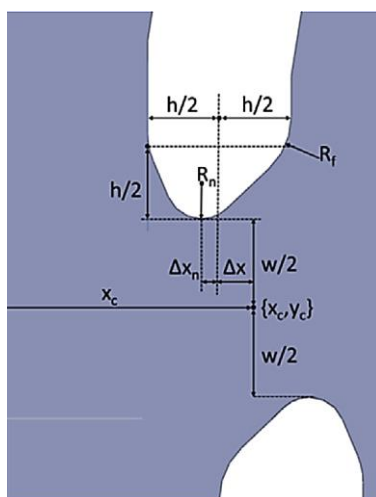
Ahhoz, hogy egy új próbatestet hozzak létre, célszerűnek tartottam, hogy a napjainkban elterjedten alkalmazott próbatesteken végezzek elemző vizsgálatokat. A korábbiakban ismertettem, a hagyományosan alkalmazott próbatestek hátrányait úgy, mint az inhomogén alakváltozás eloszlás a Miyauchi próbatestnél, vagy a vizsgálati tartomány elfordulása a szabványosított próbatestnél. A szakirodalmi áttekintés alapján levonható következtetés, hogy az ún. Butterfly és Smiley próbatestek közelítik meg a legjobban a nyíró próbatestekkel szemben kitűzött elvárásokat. A 2.20. ábrán szemléltetett Butterfly próbatest legyártásához az anyag vastagságának csökkentésére van szükség, amely vékonylemezek esetén nehezen megoldható. Mivel kutatásaim elsősorban a nagyszilárdságú autóiipari DP lemezek törésig elviselt alakváltozásának meghatározására irányulnak – melyek túlnyomó többségben vékonylemezek –, az újonnan kialakított próbatest geometriát vastagság csökkentés nélkülinek tervezem.

A húzó igénybevétellel terhelt állandó vastagságú hagyományos nyíró próbatestek egyik problémája a nyíródó zóna elfordulása, amit a Miyauchi próbatestekhez hasonló két nyíródónás elrendezéssel kompenzáltak a Smiley próbatestek esetén. A másik jellemző probléma, hogy a vizsgálati tartomány kontúrján fellépő húzó igénybevétel hatására hamarabb jöhet létre repedéskeletkezés – és terjedés –, mint a nyíródó zóna középső tartományában, ami a törésig elviselt alakváltozás alulbecsléséhez vezet. A Roth és Mohr [53] által megalkotott kombinált iterációs-szimulációs kiértékelési eljárás optimalizálja a bemetszésűcsúcs geometriáját, azzal a céllal, hogy a repedés keletkezésének várható helye a vizsgálati tartomány közepe legyen, tehát ne a kontúrról induljon ki a repedés, ezáltal alulbecsülve a lemezanyag tönkremeneteli határát.

Mindezeket figyelembe véve célszerűnek tartottam, hogy fizikai előkísérleteket végezzek a Roth és Mohr által módosított Smiley próbatesteken (a továbbiakban Mohr-Smiley vagy MS) megismerve a mérés menetét és a kiértékelés folyamatát.

A próbatest geometriai analízisének első lépése volt, hogy megismertem a nyíródó zóna pontos kialakítását. Az MS próbatestet Till és Hackl [70] munkája inspirálta, amelyben Miyauchi

próbatestéhez hasonlóan két párhuzamos vizsgálati tartományt alkalmaznak. A vizsgálati zónák kiterjedésének – tehát azok magasságának és szélességének – tervezésénél Mohr és Roth szem előtt tartotta a szabályt miszerint a méreteknak lemezvastagsággal azonos nagyságrendűnek kell lennie. Ennek célja az volt, hogy megelőzzék a nyírás okozta kihajlást, és egyben az inhomogén alakváltozási mező létrejöttét is. Az MS próbatest legnagyobb újítása a nyíró zóna határának eltérése a hagyományos köríves lekerekítéstől. Az optimális zóna-kontúr létrehozásánál egy alakoptimalizálási peremfeltételt definiáltak, melynek lényege az volt, hogy a próbatest geometriája akkor megfelelő, ha a károsodási tényező a vizsgált zóna belső tartományában nyíró igénybevétel hatására hamarabb éri el a károsodást – ebben az esetben a repedés keletkezését és megindulását – jelentő, Lemaitre modellel meghatározott  $D=1$  értéket, mint a külső kontúron a húzó igénybevétel következtében. Az optimalizálási feladatban vizsgált próbatest kialakítás geometriai paramétereit a 4.1. ábra foglalja össze.



4.1. ábra A Smiley MS próbatest optimalizálási paramétereit [53]

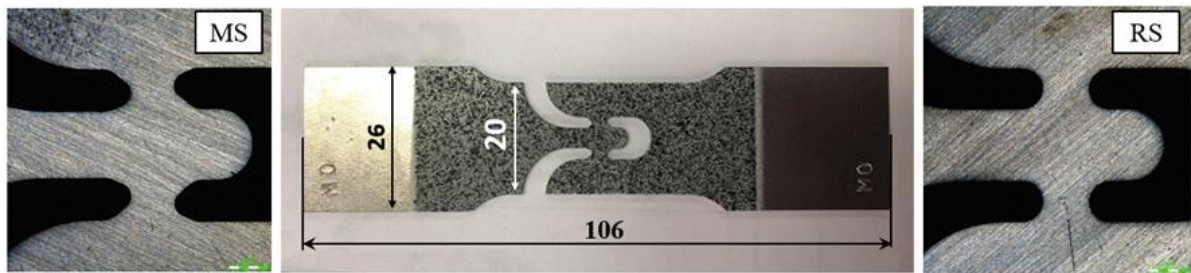
A teljes optimalizálás végrehajtásához Roth Mohr szerzőpárosnak hozzávetőlegesen 200 szimuláció futtatására volt szükség. Az 4.1. táblázatban összefoglaltam a DP800 MS próbatest vizsgálati zónájának geometriai adatait. Célszerűnek gondoltam megvizsgálni a fizikai mérések során továbbá, hogy milyen hatással van a törésig elviselt alakváltozásra, ha az MS optimalizált geometriája helyett egy egyszerű lekerekítést alkalmazunk. Az MS próbatest bemetszéseinek térbeli pozícióját megtartva létrehoztam tehát egy egyszerűsített geometriát, ahol a zónakontúr egy félkörív (a továbbiakban Rádiuszos Smiley- RS). Az MS és RS próbatestek geometriai paramétereit a 4.1. táblázatban foglaltam össze.

4.1. táblázat Az MS és RS próbatestek geometriai adatai

	$x_c$ [mm]	$\Delta x$ [mm]	$h$ [mm]	$w$ [mm]	$R_n$ [mm]	$\Delta x_n$ [mm]	$R_f$ [mm]
MS	2,85	0,05	2,04	2,36	0,62	0,14	1,03
RS	2,85	0,05	2,04	2,36	1,02	-	-

Az MS, illetve RS próbatestek DP800 anyagminőségből a 4.1. táblázatban meghatározott geometriai kialakítással a Spinto Hungaria Kft, miskolci telephelyén, egy SODICK VL600 típusú

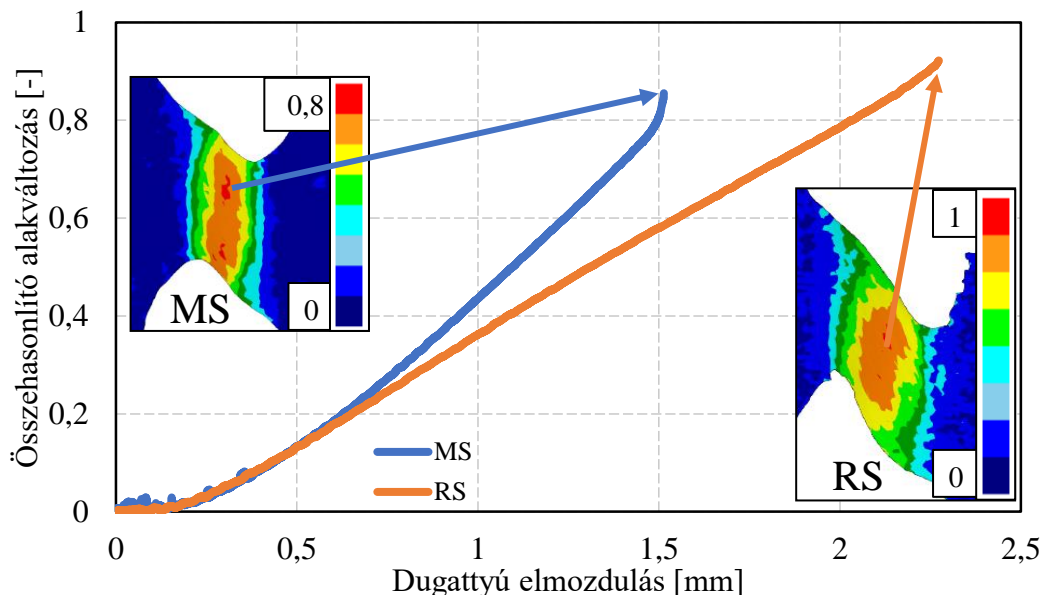
huzalszikra forgácsoló berendezéssel lettek kimunkálva. Az elkészült és vizsgálatra előkészített próbatesteket a 4.2. ábra szemlélteti.



4.2. ábra Az MS és RS kimunkált próbatestek

A kimunkált próbatestek a Bay Zoltán Nonprofit Ltd. miskolci telephelyének Mechanikai Anyagvizsgáló Laboratóriumában került elszakításra. A vizsgálatokat egy Instron E 10000 biaxiális elektro-dinamikus szakító-berendezésen végeztem. A próbatestek alakváltozását DIC (Digital Image Correlation- digitális képkorrelációs eljárás) technológiával mértem. Ehhez a vizsgálat előtt a fehér színű alapozófesték réteget vittem fel a próbatest felületére, amire fekete színű véletlen elrendezésű mintázat került. A szakítás sebessége állandó 0,2 mm/perc volt, az alakváltozás mértékét pedig 10 kép/másodperc (FPS) mintavételezési sebességgel rögzítettem.

A két próbatest mérési eredményeit elsőként a dugattyú elmozdulás – összehasonlító alakváltozás diagramok alapján vettem össze (4.3. ábra).



4.3. ábra MS és RS próbatestek alakváltozása a hosszirányú elmozdulás függvényében

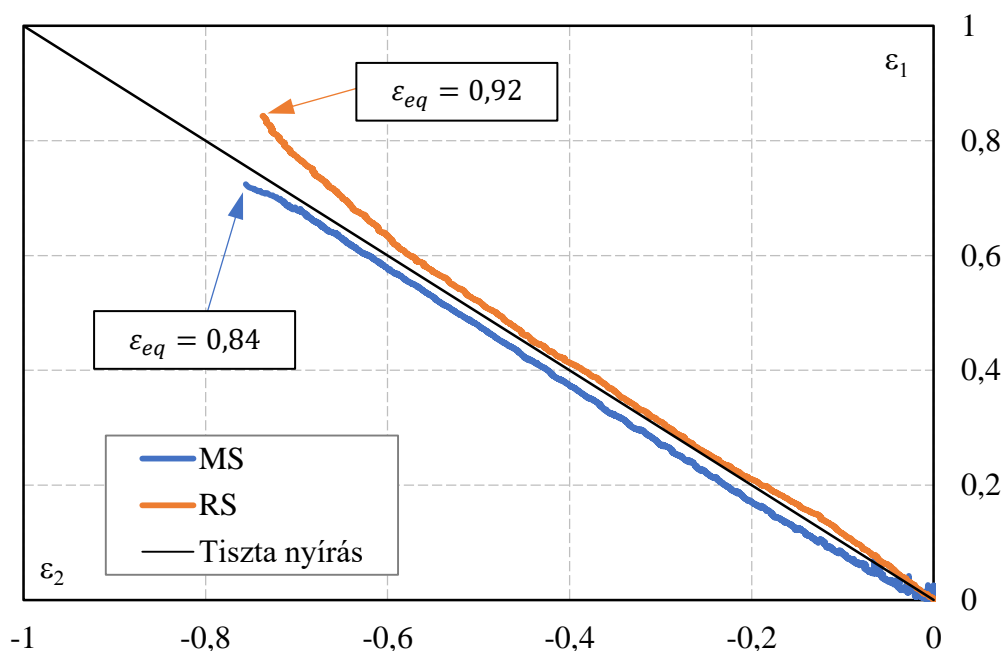
A próbatestek von Mises összehasonlító alakváltozásának értékeit a hosszirányú elmozdulás függvényében, valamint az alakváltozás eloszlását a szakadás előtti utolsó felvételen a 4.3. ábra foglalja össze. Az ábrával kapcsolatban elmondható, hogy az alakváltozás mind a két próbatest esetében monoton növekvő, azonban az MS próbatest alakváltozása meredekebben nő, mint az RS próbatesté, ami a képlékenyen alakváltozó zónák kiterjedése közötti különbséggel



magyarázható. További különbség, hogy az MS próbatest hamarabb, kisebb elmozdulás után szakad, mint az RS próbatest. A törésig elviselt alakváltozást, a szakadás előtti utolsó kép összehasonlító alakváltozás maximuma alapján értelmeztem. Ez az MS próbatest esetében 0,84 RS próbatestnél 0,92 volt.

Az MS próbatestnél, a vizsgálati tartomány kimunkálási kontúrjának geometriája miatt a repedés megjelenésének várható helye, a vizsgálati tartomány közepe. A rádiuszos próbatest nem rendelkezik az optimalizált kontúrral. Ehhez a próbatesthez a szakirodalom szerint tehát a kontúron megjelenő húzó igénybevétel miatt kisebb törési alakváltozás értéknek kellene megjelennie.

A két próbatestet összehasonlítottam a főalakváltozások koordinátarendszerében, az alakváltozási útvonalak szerint is. A 4.4. ábrán vékony fekete vonallal feltüntettem a tiszta nyíró igénybevételhez tartozó  $\beta = -1$  alakváltozási útvonalat. Az ábra alapján egyértelműen látszik, hogy az alakváltozási útvonalak között eltérés van. A két próbatest közül az MS alakváltozási útvonala áll közelebb a tiszta nyíró igénybevételnek megfelelő alakváltozási útvonalhoz.



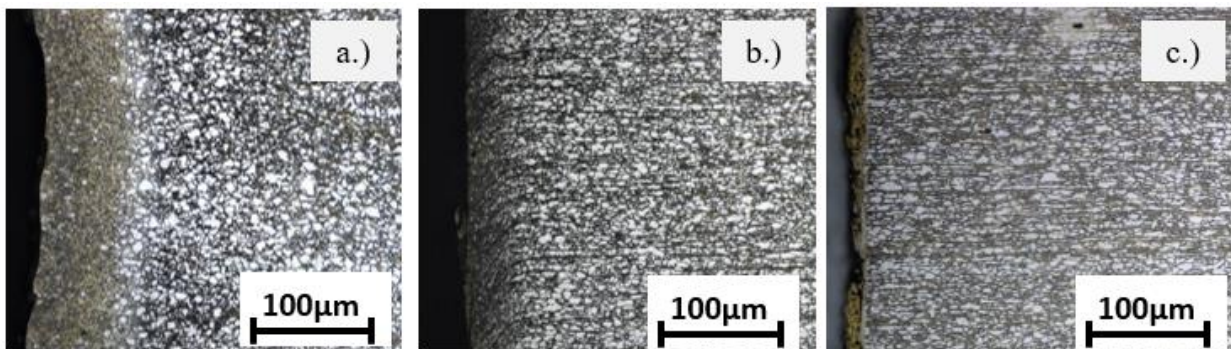
4.4. ábra Alakváltozási útvonalak összehasonlítása MS és RS próbatesteknél

A 4.4. ábrán látható, hogy az RS próbatest esetében a kontúr geometriájának megváltoztatása az alakváltozási útvonal módosulását eredményezte. Nagyobb alakváltozási értékeknél a főalakváltozások egyre inkább eltérnek a tiszta nyírás alakváltozási útvonalától az egytengelyű húzó igénybevétel irányába. Az eddig elvégzett vizsgálatok alapján azt a következtetést lehet levonni, hogy a próbatestek geometriai kialakítása egyértelműen meghatározza a vizsgálati tartomány alakváltozásának folyamatát. A mérések alapján levonható legfőbb következtetés, hogy a nyíró zónát határoló bemetszések helyzete és alakja nem csak a repedés keletkezés helyét, hanem az alakváltozási útvonalat is befolyásolja.

#### 4.1 A próbatest gyártási technológiájának hatása

Lemezről készült próbatestek kimunkálása napjainkban jellemzően lézervágással történik. A lézervágott kontúr mentén a hőbevitelből származó anyagszerkezeti változások minimális mélységben észlelhetők és a meghatározott anyagvizsgálati mérőszámok értékére elhanyagolható hatásuk van. A nyíró próbatesteknél viszont a próbatest kontúrján fellépő húzófeszültség miatt fennállhat a veszélye, hogy a próbatest kimunkálási technológiája érdemben befolyásolhatja a mérési eredményeket. Ennek tisztázására egy olyan kísérletsorozatot végeztem, amiben DP800-as 1 mm vastag lemezből MS geometriájú próbatestek kerültek kimunkálásra lézervágással (MS-lézer), marással (MS-marás) és szikraforgácsolással (MS-szikra). Mindhárom gyártási technológiával kimunkált próbatestből 3-3 párhuzamos vizsgálatot végeztem és összevettem a mérési eredményeket.

Elsőként mindhárom technológiával készült próbatestből, mintadarabok kerültek kimunkálásra a kontúrtartomány szövetszerkezetének vizsgálatára. Ezeket a darabokat a beöntés, a lemez síkjával párhuzamos csiszolás, polírozás, majd 5%-os Nital maratószer alkalmazása után mikroszkópon vizsgáltam. A 200x-os nagyítás mellett elkészült mikroszkópi képeket a 4.5. ábra foglalja össze.

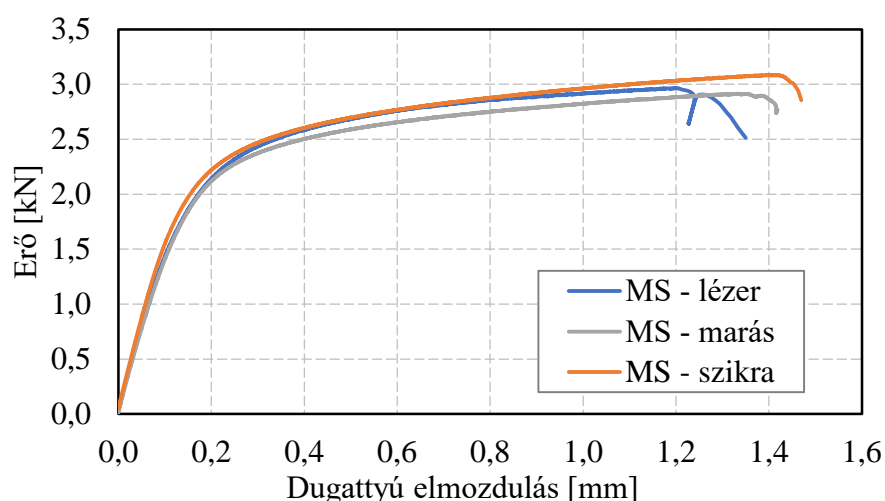


4.5. ábra A szövetszerkezet változása ( $N=200x$ ): a.) lézervágásnál b.) marásnál c.) szikraforgácsolásnál

A 4.5. ábra c.) részén látható, hogy a szikraforgácsoló próbatest esetében nem jött létre változás az anyag szövetszerkezetében. A 4.5. ábra b.) része a forgácsolás (ebben az esetben marás) hatását mutatja. A kontúrhoz közeli szemcsék a forgácsleválasztás hatására torzultak, de ez a deformáció minimális. A 4.5. ábra a.) részén a lézervágott próbatest mintájának képe látható. A szövetkép alapján, ahol a lézer az alapanyaggal érintkezett, egy finomszemcsés szövetet hozott létre. A nagy sebességgel haladó lézer megolvastotta az adott anyagrészt, majd a lemez relatív tömege miatt létrejövő gyors hőelvonás átkristályosította a vágáshoz közeli sávban.

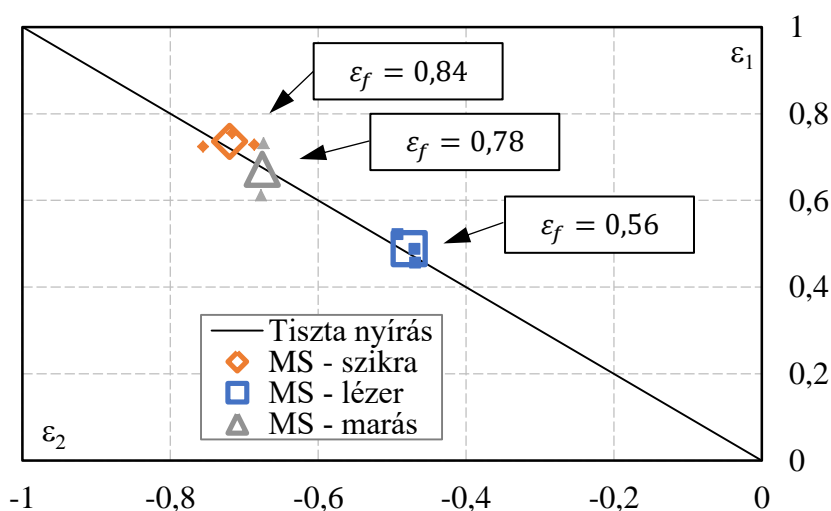
Ahogy az előbbieken látható volt a próbatest kimunkálási technológiája hol kisebb, hol nagyobb mértékben megváltoztatta a kiinduló szemcseszerkezetet a kérdés az volt, hogy ez befolyásolhatja-e mérés eredményeként meghatározott határalakváltozás értékét. Ezért elsőként összevettem a mérések során regisztrált erő-elmozdulás diagramokat.

A különböző eljárásokkal kimunkált próbatetek szakítódigramjai között eltéréseket a 4.6. ábra szemlélteti. Ez alapján kijelenthető, hogy mind a három módszerrel megmunkált próbatest szakítógörbéi együtt futnak. Lényegi eltérés csak a lézervágással kimunkált próbatest szakítógörbéjének végpontjában van, mivel az itt mért 1,28 mm-es hosszváltozás elmarad a marással készített (1,44 mm) és a szikraforgácsolt (1,49 mm) majdnem azonosnak tekinthető szakadási hosszától.



4.6. ábra Különböző eljárásokkal kimunkált próbatetek szakítódigramjai

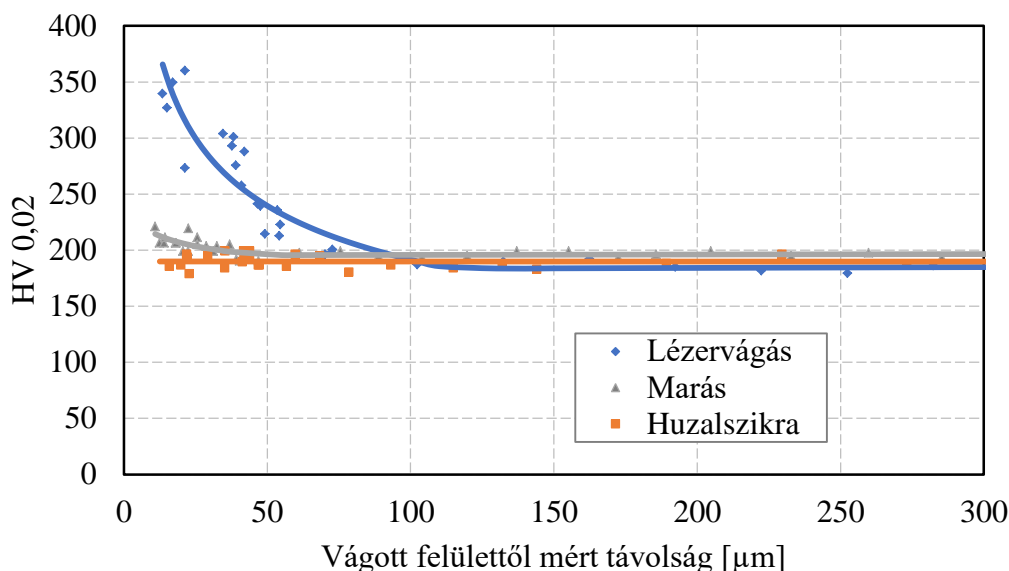
A szakítóvizsgálatok során DIC technikával rögzítettem a lemez síkjában mért főalakváltozásokat így előállíthattam az egyes technológiai eljárásokkal kimunkált próbatetek alakváltozási útvonalait és a meghatározhattam a törési határalakváltozás értékeit is. A szakadás előtti utolsó kép alapján meghatározott törési főalakváltozásokat a 4.7. ábra foglalja össze.



4.7. ábra Törési határalakváltozási értékek különbözőképpen kimunkált próbatesteknél

A 4.7. ábrán feltüntetett törési határalakváltozások értékeinek összevetéséből kijelenthető, hogy a lézervágással megmunkált próbatetek törési határalakváltozásai rendre elmaradnak a

marással és a szikraforgácsolással megmunkált próbatetek törési határ-alakváltozásaitól. Ez összhangban van a szakítódiagramon bemutatott szakadási hosszváltozások különbségével is. Ezen különbségek magyarázatára a fentiekén túl a keménységeloszlást is meghatároztam a megmunkált felülettől mérve az alapanyag irányában.



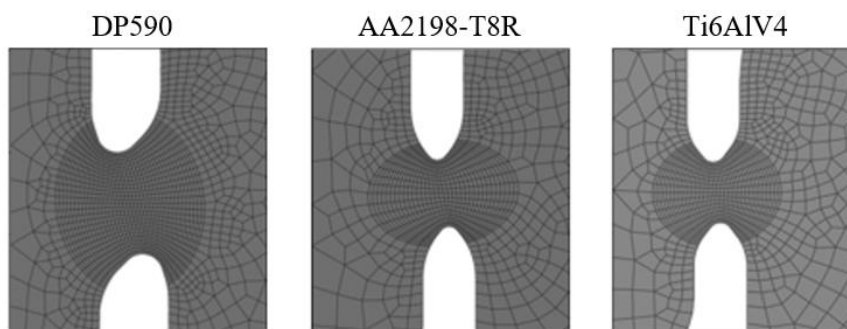
4.8. ábra Keménységeloszlás a megmunkálási felülettől mért távolság függvényében

A keménységeloszlás-mérés eredménye a 4.8. ábrán is azt támasztja alá, hogy a lézervágott próbatetek a lézervágás hatására 0,1 mm-es rétegben az anyagszerkezet megváltozik. Összevetve a 4.5 ábrával egyértelmű, hogy egy átkristályosodott finomszemcsés szemcseszerkezet jön létre, aminek keménysége eltér az alapanyagtól. A marással és szikraforgácsolással megmunkált próbatetek keménysége az alapanyag keménységétől még a megmunkálás felszínéhez a lehető legközelebb mérve is csak a keménységmérés szórásának tartományában változik.

Az elvégzett vizsgálatokat összegezve kijelenthető, hogy bár a lézervágással táblalemezből kimunkált anyagvizsgálati próbatetek rendkívül elterjedtek, de nyíró igénybevételre tervezett próbatetek megmunkálására a technológiai eljárás sajátosságaként előállt felületközei anyagszerkezeti változások miatt – illetve az ezek hatására létrejövő, kontúrról induló repedések miatt –, előnyben kell részesíteni a marási és szikraforgácsolási eljárásokat.

## 5. ÚJ PRÓBATEST FEJLESZTÉSE VÉGESELEMES MÓDSZERREL

Az előző fejezetben bemutattam a Mohr és Roth által módosított smiley próbatesten (MS) végzett fizikai kísérleteket. Első lépésben a geometria változtatásának hatását vizsgáltam, melynek eredményeiből az a következtetést vonható le, hogy a bemetszés-csúcs nem csak a repedéskeletkezésre van hatással, hanem az alakváltozási útvonalra is. Második lépésben a megmunkáló technológia, vizsgálatra gyakorolt hatását elemeztem és az eredmények arra engedtek következtetni, hogy a gyártási eljárás erősen befolyásolja a törési határalakváltozás értelmezését. Az MS próbatesten a repedés valószínűleg nem a nyírózó zóna kontúrján keletkezik, de alapvető problémát jelent, hogy a bemetszés geometriája az egyes anyagcsoportok esetében jelentősen eltér egymástól. Az 5.1. ábra az MS próbatestek bemetszési geometriája közötti különbségeket mutatja DP590, AA2198-T8R, valamint Ti6Al4V anyagok esetén.



5.1. ábra Az MS próbatest anyagminőségtől függő változása [53]

Kutatásaim egyik célja, hogy létrehozzak egy olyan húzással terhelhető nyíró igénybevételi próbatestet, amely alkalmas a DP acélcsoport törési határ-alakváltozásának vizsgálatára, valamint kis költségek mellett egyszerűen és gyorsan gyártható. Ebben a fejezetben a bemetszés geometria numerikus modellezésre alapozott meghatározását ismertetem.

Az új kialakítású próbatest geometria tervezését és optimalizálását az MSC szoftvercsalád Marc végeselemes modellező programjában végeztem. Az optimalizáció célfüggvényeként az irodalmi áttekintés és előzetesen végzett fizikai mérések tapasztalataiból a következő szempontrendszert fogalmaztam meg:

1. A nyírózó zóna alakváltozás eloszlása a teljes alakváltozás során, egy lokális maximummal kell, hogy rendelkezzen, melynek pozíciója lehetőség szerint a nyírózó zóna közepe.
2. A főalakváltozásokkal leírt alakváltozási útvonal – a nyírózó zóna legnagyobb alakváltozási értékű pontjában vizsgálva – meg kell hogy feleljen, a tiszta nyírásnak

tehát, a főalakváltozások hányadosa,  $\beta = -1$  értéket kell, hogy felvegyen a teljes alakváltozás során.

3. A terhelés során a feszültségállapotoknak is meg kell felelniük a tiszta nyírásnak, azaz a teljes alakváltozás során a feszültség háromtengelyűségnek ( $\eta$ ), és a Lode-szög paraméternek ( $\xi$ ) a nyíródó zóna legnagyobb alakváltozási értéket felvevő pontjában a teljes alakítási folyamat során zérus közeli értéket kell felvennie.

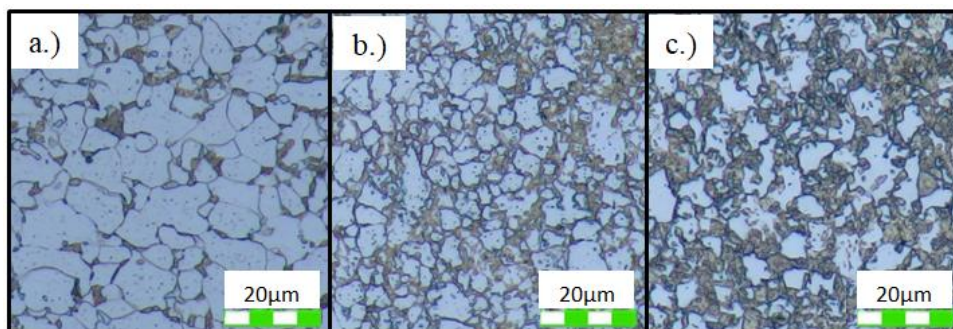
Az 1. és 2. pontoknak való megfelelést az alakváltozás eloszlásának elemzésével, valamint az alakváltozási útvonal ábrázolásával vizsgálom. A feszültségállapotokat az összehasonlító alakváltozás függvényében ábrázolom, melyet a következő összefüggés ír le:

$$\varepsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (31)$$

A próbatestek feszültségállapotát a feszültség háromtengelyűség és Lode-szög paraméterek összehasonlító alakváltozás értékek függvényében történő ábrázolása alapján értékeltem. A feszültségállapotok közül előbbit a (2), utóbbit – síkfeszültségi állapotot feltételezésével – a következő (32) összefüggés [19] alapján határoztam meg.

$$\xi = -\frac{27}{2} \eta \left( \eta^2 - \frac{1}{3} \right) \quad (32)$$

Kutatásom során három DP acélminőséget vizsgáltam (DP600, DP800 és DP1000). A DP acélok jelentőségét az ipari alkalmazásokban a nagy szilárdságuk ellenére biztosított jó globális alakíthatóságuknak köszönhetik. A vizsgált DP acélok jellemző ferrit- martenzites szövetszerkezetét az 5.2. ábra szemlélteti. Ezek az acélok jellemzően 0,1% körüli karbontartalommal rendelkeznek, a két szövetelemből álló szerkezetet az interkritikus hőmérsékleten való hőntartás utáni szabályozott hűtéssel érik el. Az így hőkezelt acél tulajdonságait (szilárdságát) alapvetően a martenzit mennyisége határozza meg, amit széles skálán tudnak változtatni az interkritikus hőmérséklet megfelelő megválasztásával.



5.2. ábra a.) DP600- b.) DP800- c.) DP1000- acél, szövetszerkezete

Ahogy az 5.2. ábrán is látszik, az egyes vizsgált anyagminőségeknél a legszembetűnőbb különbség a ferrit és martenzit arány. Béres és Weltsch [89] a martenzit térfogathányaddal változó tulajdonságok vizsgálata során meghatározták a disszertációmban vizsgált DP acélok ferrit-martenzit arányát, ezek alapján: a DP600 acél martenzit aránya ~26%; a DP800 acél martenzit aránya ~42%; és a DP1000 acél martenzit aránya ~65%-ra adódott.



## 5.1 Modellezés összeállítása, kiértékelés menete

Kutatásom egyik célja, hogy végeselemes modellezéssel létrehozzak egy olyan próbatestet, amely megfelel az előzőekben leírt célfüggvénynek. A végeselemes modellezés pontosságát alapvetően határozza meg az alkalmazott anyagmodell, azaz a vizsgált anyag, terhelésre adott válaszána matematikai leírása. Ebben a fejezetben a bevitt anyagmodell ismertetése után bemutatom a szimuláció összeállításának módját, majd azt, hogy milyen módszerrel fogom kiértékelni az új próbatest-geometriák egyes változatait. Jelen kutatásnak nem célja az anizotrópia hatásának a vizsgálata, tehát a disszertációmban vizsgált nyíró, nyíró-egytengelyű húzó, valamint egytengelyű húzó- kéttengelyű húzó igénybevételi tartományokban kimunkált próbatestek hossz tengelye minden anyagminőség tekintetében a hengerlésre merőleges iránnyal esik egybe. Ennek megfelelően lineárisan rugalmas, izotrópikusan keményedő, izotróp anyagmodellt alkalmaztam.

### 5.1.1 A DP600 – DP800 – DP1000 acélok anyagmodelljei

Egy lineárisan rugalmas anyag viselkedése két állandóval határozható meg. Az első az úgynevezett Young modulus, ami a feszültség és a hosszirányú alakváltozás közötti kapcsolatot írja le. A második a Poisson tényező, amely a hossz, illetve a keresztirányú alakváltozások arányát határozza meg. Az általam vizsgált három anyagminőség rugalmas viselkedésének anyagparamétereit szakirodalmi kutatások alapján az 5.1. táblázatban foglaltam össze [90][91][92][93][94]:

*5.1. táblázat Rugalmas viselkedés anyagparamétere*

	DP600	DP800	DP1000
Young modulus ( $E$ ) [GPa]	201	206	206
Poisson tényező ( $\nu$ )	0,28	0,29	0,3

Fémes ötvözetekre jellemző, hogy a terhelés folyamatos növelésének hatására először rugalmas, majd képlékeny alakváltozás jön létre. A képlékeny alakváltozás az anyag folyási határát túllépve jelenik meg, ezért a rugalmas viselkedés leírása után szükség van a folyási feltétel definiálására is. A folyási határfelület matematikai leírásának számos módja ismert. Ezek közül – mivel disszertációmnak nem témája a lemezek hengerlésből eredő anizotrópiájával változó anyagtulajdonságok vizsgálata –, a képlékeny anyagoknál széles körben alkalmazott, izotróp anyagokra vonatkozó von Mises összefüggést választottam, melynek matematikai formáját a (33) képlet mutatja [95]:

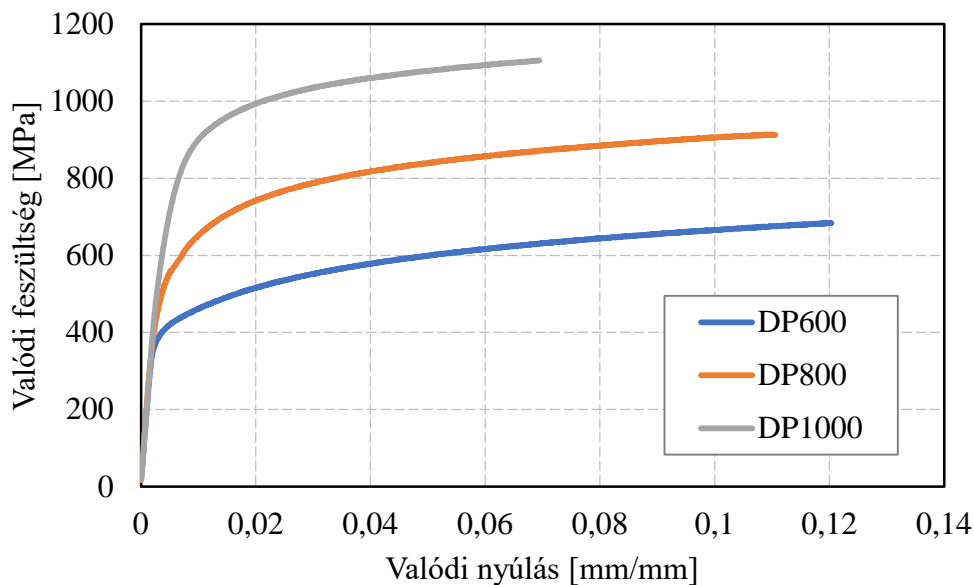
$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (33)$$

ahol:  $\bar{\sigma}$  a folyási feszültség;  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  pedig az egyes főirányokban mért feszültségek.

Az adott alakváltozó anyag rugalmas viselkedését a folyáshatár átlépése után a képlékeny viselkedés váltja fel. A maradó képlékeny alakváltozás létrejötte a folyáshatár, így a folyási

határfelület megváltozását eredményezi. A vizsgált anyag képlékeny viselkedésének leírásához tehát elengedhetetlen a keményedés módjának, ezzel együtt a folyási határfelület változásának leírására. A folyási határfelület megváltozásának többféle leírásmódja ismert, azonban szem előtt tartva, hogy esetemben a terhelés iránya és mértéke nem változik az alakítás során izotróp keményedési modellt választottam.

Az anyag alakítási keményedésének az ún. folyásgörbéjének a meghatározásához szabványos szakító próbatestek kerültek kimunkálásra mind a három vizsgált lemezanyagból. A próbatesteket egytengelyű húzó igénybevétellel szakadásig terheltük, miközben a vizsgálati tartományban az elmozdulásokat extenzométerrel mértük. Az egyes anyagok szakítóvizsgálatával meghatározott valódi feszültség valódi nyúlás diagramjait az 5.3. ábra szemlélteti.



5.3. ábra Valódi feszültség, valódi nyúlás összefüggések

A képlékeny alakváltozás tartományában az összetartozó valódi feszültség és valódi logaritmus alakváltozás értékek adják a folyásgörbét. A folyásgörbe szakítóvizsgálattal történő meghatározásának sajátossága, hogy az alakítási szilárdságot csak kis alakváltozási tartományban lehet megmérni, mivel a próbatest kis alakváltozások után eléri a maximális erőt, majd elszakad. Ezért a szakítóvizsgálattal meghatározott értékeket különböző matematikai függvények felhasználásával extrapoláljuk. A számos ismert matematikai közelítés közül a lemezalakítás területén gyakran alkalmazott [96], Swift és Hockett-Sherby modellek összekapcsolásával létrehozott, úgynevezett kombinált Swift Hockett-Sherby approximációs összefüggést alkalmaztam, amit a következő matematikai formában (34) lehet felírni:

$$\sigma = (1 - \alpha') \{ C (\varepsilon_p + \varepsilon_0)^m \} + \alpha' \{ \sigma_{sat} - (\sigma_{sat} - \sigma_i) e^{a\varepsilon_p^p} \} \quad (34)$$

Ebben  $C$  a keményedési együttható,  $m$  a keményedési kitevő,  $\varepsilon_0$  a képlékeny alakváltozás megindulásához tartozó érték,  $\varepsilon_{pl}$  a képlékeny alakváltozás értéke,  $\sigma_{sat}$  az úgynevezett

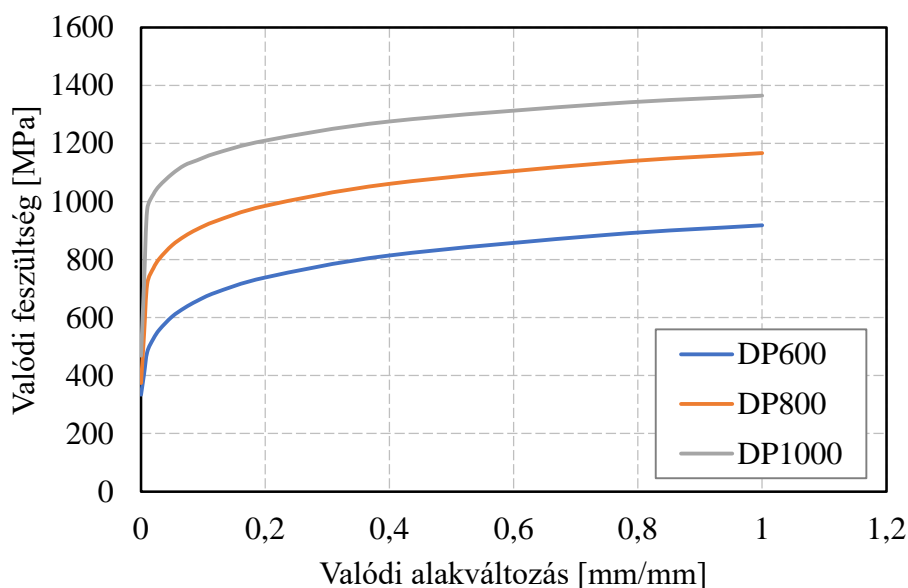


szaturációs feszültség,  $\sigma_i$  pedig a kezdeti folyáshatár. A Swift féle megközelítés nagy alakváltozások esetén nagyobb, a Hockett-Sherby nagyobb alakváltozásoknál kisebb feszültségértékeket becsül. A valódi feszültségeket a két tényező arányával  $\alpha'$ -val lehet meghatározni, amely az adott anyagcsoportra jellemző érték. Az 5.2. táblázatban összefoglaltam a folyásgörbét leíró paramétereket a DP600, DP800, és DP1000 anyagokra vonatkozóan.

5.2. táblázat A vizsgált anyagok kombinált Swift Hockett-Sherby paraméterei

	$\varepsilon_0$	$m$	$C$ [MPa]	$\sigma_i$ [MPa]	$\sigma_{sat}$ [MPa]	$a$	$p$	$\alpha'$
DP600	0,00101	0,151	943,3	334	868,1	3,04	0,483	0,25
DP800	0,001	0,135	1256	355	952,5	8,03	0,513	0,25
DP1000	0,001	0,0899	1430	468	1175	6,2	0,372	0,25

A táblázatban bemutatott paraméterek alapján a kiterjesztett folyásgörbéket az 5.4. ábra szemlélteti.

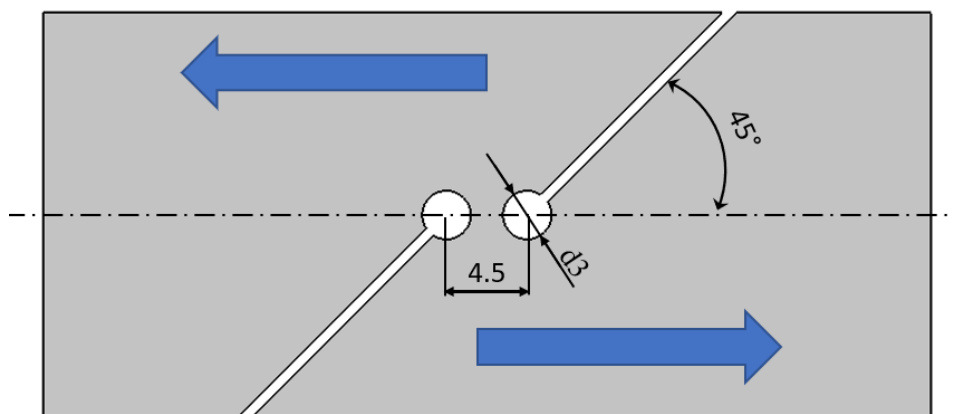


5.4. ábra Kiterjesztett folyásgörbék

Mivel alapvető céloom a megfelelő alakváltozási útvonalat biztosító próbatest létrehozása volt, és nem volt céloom a törési viselkedés meghatározása, a képlékeny alakváltozás felső határát jelentő törési modell nem került definiálásra a szimulációkban. Az egyes változatok numerikus modellezési eredményeinek összehasonlításához azonban szükség volt a törésig elviselt alakváltozás értékének alkalmazására. Az nyíró igénybevételi törésig elviselt összehasonlító alakváltozásokhoz az egyes anyagokra, szakirodalmi adatokra támaszkodva [15] [53] [97] a következő értékeket használtam fel:  $\varepsilon_f^{600} = 1,05$ ;  $\varepsilon_f^{800} = 0,86$  és  $\varepsilon_f^{1000} = 0,74$ .

### 5.1.2 A modellezés összeállítása

A szakirodalmi áttekintés alapján kijelenthető, hogy a legtöbb egytengelyű húzó igénybevétellel terhelt nyíró próbatest két jellemző geometriai elemet tartalmaz. Az egyik a nyíró zóna kontúrját meghatározó elem, a másik a nyíró zónát a lemez külső szélével összekötő ún. nyitás, amely lehetővé teszi a nyíró zóna oldalainak elmozdulását. A nyíró próbatest alkalmazhatóságát alapvetően a nyíró zóna kialakítása határozza meg. Az első vizsgált próbatest jellemző geometriai méreteit a már említett ASTM szabvány, valamint a szakirodalmi áttekintés alapján választottam meg.



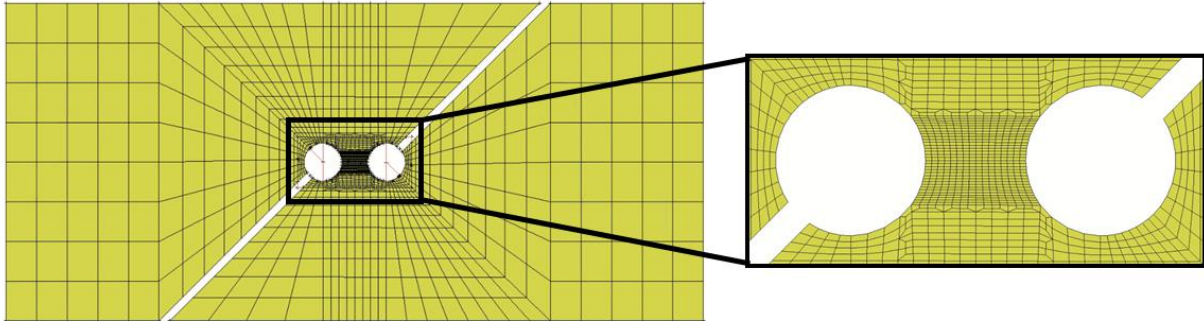
5.5. ábra Első változat – kétfuratos próbatest

Az első próbatest változat (5.5. ábra) a tengelyvonalban elhelyezett, két 3 mm átmérőjű furattal rendelkezett, amelynél furatok középpontja közötti távolság 4,5 mm volt. Az 1 mm vastagú lemeznél a nyíró zóna magassága tehát 1,5 mm-re adódik, ami a szakirodalomnak megfelelően a lemezvastagsággal egy nagyságrendű, tehát várhatóan nem fog fellépni a nyíró igénybevételi képlékeny instabilitás. A próbatest hossz méretét úgy választottam meg, hogy az hozzávetőlegesen megfeleljen a későbbi DIC vizsgálatoknál a befogó pófákon kívüli próbaterész hosszának. Az, hogy a próbatestet nem teljes kiterjedésében vizsgáltam előnyös volt a számítási idő tekintetében is, mivel így kevesebb hálóelemre, volt szükség.

A nyíró igénybevételi próbatest kialakításának fontos aspektusa, hogy a nyíró zónában az alakváltozást létrehozó elmozdulások egymással párhuzamosak legyenek, és ellentétes irányban történjenek. A nyíró zóna egyes részeinek várható elmozdulását az 5.5 ábrán feltüntetett nyilak mutatják. Ezt az elmozdulást a furatok és a próbatest külső kontúrját összekötő egyenes nyitások teszi lehetővé.

Az 5.5 ábrán bemutatott próbatest kontúrját 2D-s görbeként importáltam a Marc Mentat 2018 végeelemes szoftverbe. Az előkísérleti szimulációk eredményei azt mutatták, hogy amennyiben síkalakváltozást feltételezve 2D modelleken végezzük a kísérleteket, akkor a vastagság irányú feszültség komponens hiányában az eredmények nem mutatják az alakváltozási útvonal esetleges eltérését a tiszta nyírástól. 3D-s modell építésénél azonban a modellezések eredményei akkor lesznek csak pontosak, ha a kellő hálóelem áll rendelkezésre vastagság irányban is.

Vékonylemezek esetében bevett szokás a háromdimenziós nyolccsomópontú, úgynevezett téglatest hálóelem alkalmazása. Ennek létrehozásához első lépésben a 2D geometriát osztottam fel négycsomópontú síkbeli hálóelemekre.



5.6. ábra A próbatest végeselemes hálóval

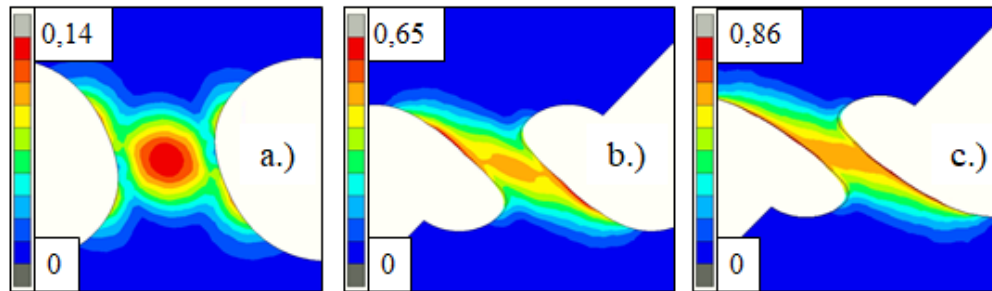
Az 5.6. ábra szemlélteti a behálózott próbatestet. Mivel a szimulációk azt mutatták, hogy alakváltozás jellemzően csak a két furat között jön létre, a nyíró zónán kívül nagyobb hálóelemeket, a nyíró zónában pedig az átlagosnál kisebb élhosszúságú hálóelemeket alkalmaztam, így az átlagos hálóelem élhossz a nyíró zónában 0,08 mm volt. A próbatest négycsomópontú hálóelemeit annak síkjára merőlegesen terjesztettem ki ahhoz, hogy létrehozzam a téglatest hálóelemeket. Mivel a vastagság irányú alakváltozás az optimálisan működő nyíró próbatesteknél elhanyagolható, a felületre merőlegesen 4 hálóelem alkalmazása elegendő volt. Az így elkészült nyolc csomópontú hálóelemeket a szoftver 7-es típusú elemeként definiáltam.

Ezt követően a próbatest egytengelyű húzóterhelését adtam meg 3 mm elmozdulásig 300 lépésben, állandó időlépcsővel. A követelményrendszernek megfelelő nyíró és nyíró-szakító próbatestek geometriai kialakítását célzó vizsgálatokat a DP800-as anyagminőség felhasználásával végeztem, majd ezt követően vizsgáltam a többi anyag típusra (DP600 és DP1000). Mivel a végeselemes modellem nem tartalmazta az anyag alakítási határállapot vizsgálatához szükséges károsodási modellt ezért a geometria optimalizálási feladatainál a modellezés tönkremeneteli alakváltozási határállapotához a DP800 anyag tekintetében a szakirodalmi kutatás alapján meghatározott  $\varepsilon_f^{800} = 0,86$  összehasonlító törési alakváltozás értékét használtam.

### 5.1.3 A modellezés kiértékelése

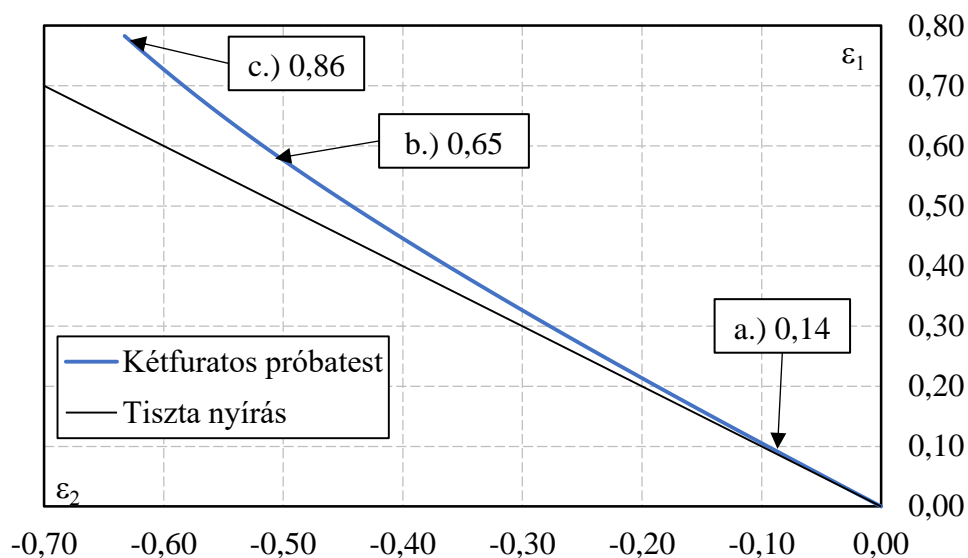
A különböző geometriai kialakítású próbatesteket azonos elven értékeltem ki, ami megfelelt a fejezet elején megfogalmazott szempontrendszernek. A szimuláció lefuttatása után először az összehasonlító alakváltozás eloszlását vizsgáltam (1. szempont). Képlékeny alakváltozás csak a próbatest nyíró zónájában jön létre, így az 5.7. ábrán a zóna alakváltozását szemléltetem a folyamat három időpillanatában. Az 5.7. ábra a.) részletén az alakváltozás kezdeti stádiuma látható. A vizsgált új próbatest alakváltozása itt koncentrikus eloszlást mutat, tehát a legnagyobb alakváltozás a zóna középső részén figyelhető meg. Az alakítás későbbi szakaszában (5.7. ábra

b.) még mindig megfigyelhető, hogy a legnagyobb alakváltozás a zóna középső tartományában van, azonban az eloszlása már eltér a koncentrikustól. Az 5.7. ábra c.) részlete a vizsgálat végén mutatja az összehasonlító alakváltozás eloszlását. Az alakítás ezen stádiumában az alakváltozás egy keskeny homogén sávra koncentrálódik a zóna középső tartományában. Az alakváltozás sávos eloszlása a zónában a húzó igénybevétel megjelenésére utal. Ezzel az összehasonlító alakváltozások eloszlására felállított értékelési szempontnak ez a geometriai változat nem felel meg.



5.7. ábra Összehasonlító alakváltozás eloszlása a kétfuratos próbatesten az alakítás különböző stádiumaiban: a.) kezdeti, b.) közbenső, c.) törés előtti

Fontos további értékelési szempont, hogy az alakváltozási útvonal feleljen meg a tiszta nyírásra jellemző alakváltozási útvonalnak a teljes alakítási folyamat során (2. szempont). Az 5.8. ábra a nyíródó zóna felületén meghatározott pontban (a nyíródó zóna középpontja) szemlélteti a főalakváltozások felhasználásával előállított alakváltozási útvonalat. Az ábrán fekete vékony vonal jelzi az ideális, tiszta nyíró igénybevételhez tartozó alakváltozási útvonalat.

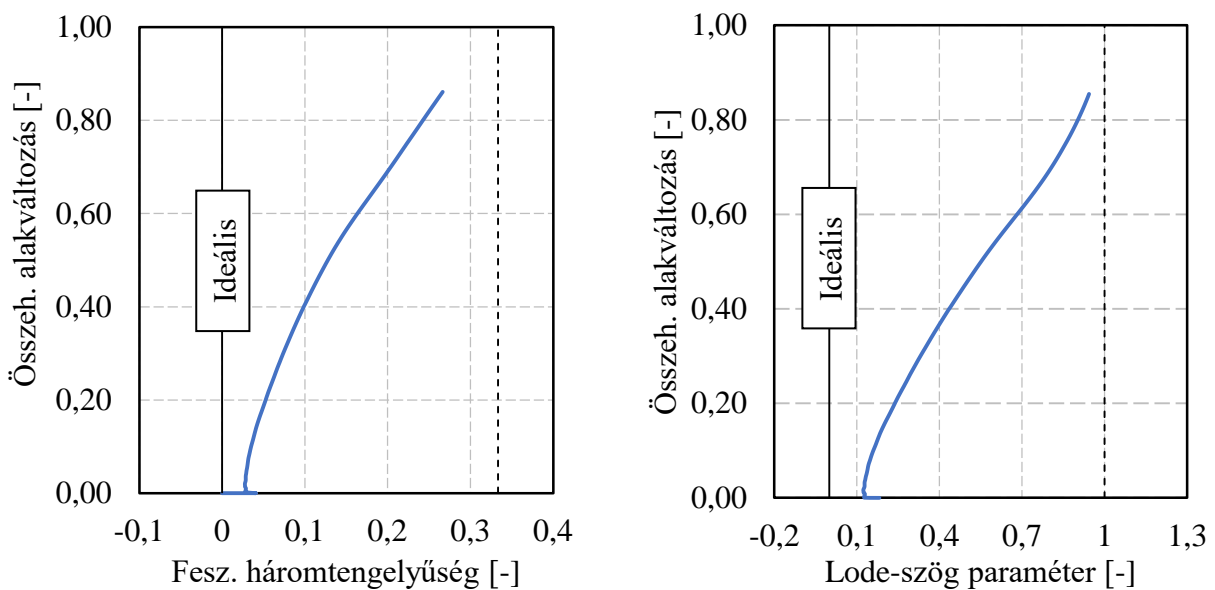


5.8. ábra Kétfuratos próbatest alakváltozási útvonala

Az alakváltozási útvonal 5.8. ábrán kék színnel jelölt görbéje alátámasztja az összehasonlító alakváltozás eloszlások alapján (5.7. ábra) levont következtetéseket. Az alakváltozás útvonal kezdetben megfelelt a tiszta nyíró igénybevételnek, viszont nagyobb összehasonlító alakváltozás

értékeknél az egytengelyű húzó igénybevétel irányába mozdult el. A jelenség az állandó lemezvastagságú próbatestek már ismertett problémájával, azaz a nyíró zóna elfordulásával magyarázható.

Az 5.9. ábra a kétfuratos próbatest feszültség háromtengelyűség, illetve a Lode-szög paraméter változását szemlélteti az összehasonlító alakváltozás függvényében (3. szempont). Az ábrán a fekete folytonos vonallal jelöltük a tiszta nyíró igénybevételnek megfelelő feszültség háromtengelyűség és Lode-szög paraméter (ideális) értékét. A vizsgált paraméterek az alakváltozás növekedésével szinte azonnal eltérnek az ideális értékektől, ami arra enged következtetni, hogy a zóna az alakváltozás növekedésével folyamatosan elfordul az egytengelyű húzó igénybevétel irányába.



5.9. ábra Kétfuratos próbatest feszültség háromtengelyűség és Lode-szög paraméter változása

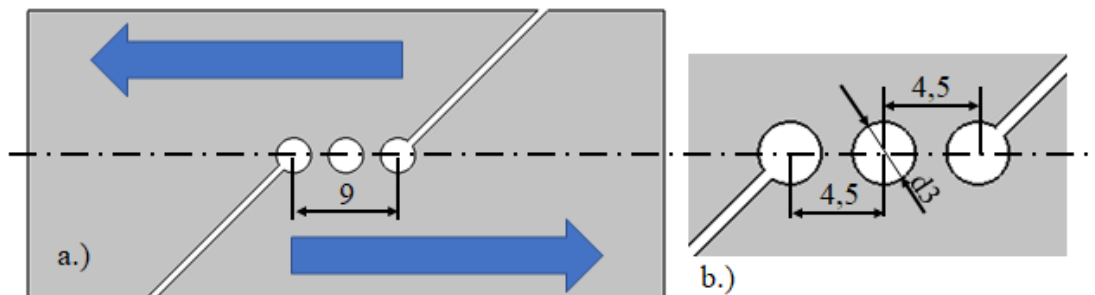
Az első vizsgált kétfuratos próbatest – hasonlóan az ASTM szabványosított próbatesthez –, nem alkalmas tehát a tiszta nyíró igénybevétel mellett törésig elviselt alakváltozás meghatározására, mivel az alakváltozás növekedésével a nyíró zóna elfordul így egyre növekvő húzó igénybevétel is fellép. A vizsgálatok alátámasztják tehát a feltételezést, miszerint a szabványos kialakítású próbatest nem tartja fenn a tiszta nyíró igénybevételt a teljes alakváltozási folyamat során.

## 5.2 A próbatest geometriai változatainak vizsgálata

Az oldalirányú erők hatásának kiküszöbölésére – melyek a nyíró zóna elfordulását is létrehozzák – Miyauchi javasolta a kettős nyíró zóna alkalmazását. Ennek megfelelően a geometriát először úgy módosítottam, hogy az két nyíró zónát tartalmazzon. Ennek legegyszerűbb módja az volt, hogy az 5.5. ábrán bemutatott kétfuratos próbatestet módosítva

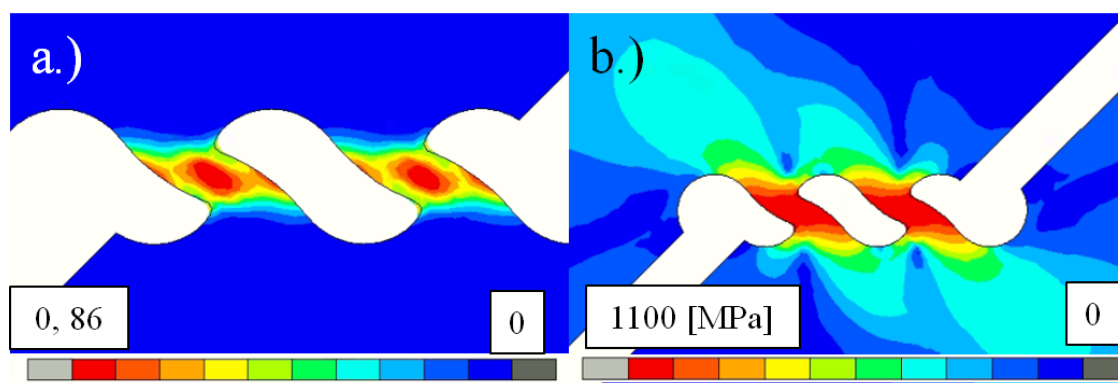
három egy vonalba eső furatot alakítok ki, így hozva létre két egymás mellett elhelyezkedő nyíró zónát. Az így elkészült három furatú próbatestet az 5.10. ábra szemlélteti.

Az 5.10. ábrán látható, hogy a próbatest oldalainak a húzó igénybevétel hatására létrejövő elmozdulása, a nyíró zónákban párhuzamos, egymással ellentétes irányú elmozdulást hoz létre. A három furat méreteit és helyzetét az 5.10. ábra b.) részlete ismerteti.



5.10. ábra a.) háromfuratú próbatest geometriája, b.) nyíró zóna méretei

Az 5.11. ábra a.) részlete a tönkremeneteli összehasonlító határalakváltozásnál mutatja az alakváltozás eloszlását. Ahogy az ábrán is látszik, a két zónában hasonló alakváltozás eloszlások jönnek létre. A legnagyobb alakváltozás a zóna középső tartományára koncentrálódik. Az 5.11. ábra b.) részlete a próbatest feszültségeloszlását szemlélteti az adott alakváltozási állapotban. A nyíró zónákban a feszültségeloszlás megfelelő, a nyíró zóna közepére koncentrálódik, és eloszlása párhuzamos az igénybevétel tengelyével, ami szintén alátámasztja a nyíró feszültségállapotot. Problémát jelenthet azonban a középső furat környezetének feszültségállapota. Ahogy az az ábrán is látszik, az alakítás hatására létrejövő, zónán kívüli feszültségterek között átfedés van. A két alakváltozó zóna mentén a feszültségterek közötti átfedés problémát jelenthet a tiszta nyíró feszültségállapot létrejöttében.

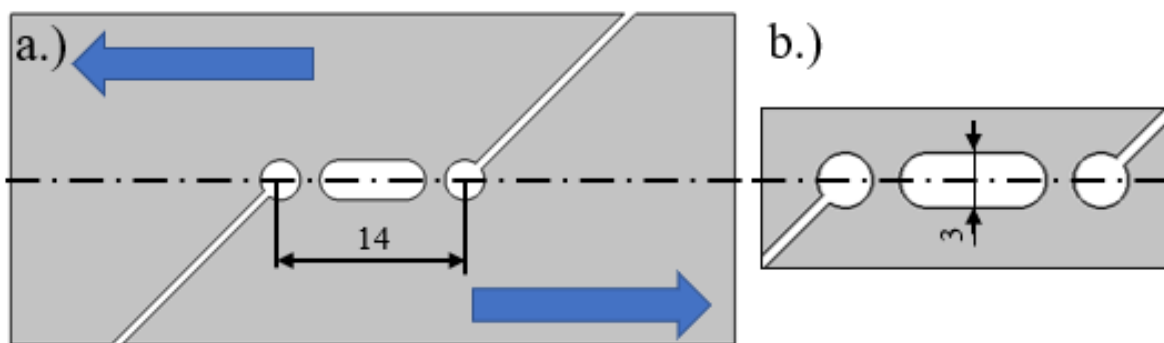


5.11. ábra A háromfuratú próbatest a.) alakváltozás- és b.) feszültség eloszlása a tönkremeneteli határalakváltozási állapotban

Olyan próbatest kialakításra van tehát szükség, amely biztosítja, hogy az egyes nyíró zónák önmagukban is alkalmasak legyenek a törésig elviselt nyíró alakváltozás meghatározására külső, feszültségállapotot módosító hatások elkerülése mellett. A feszültségterek közötti átfedés megszüntetésének legegyszerűbb módja, hogy a közöttük lévő távolságot növeljük. A próbatest-

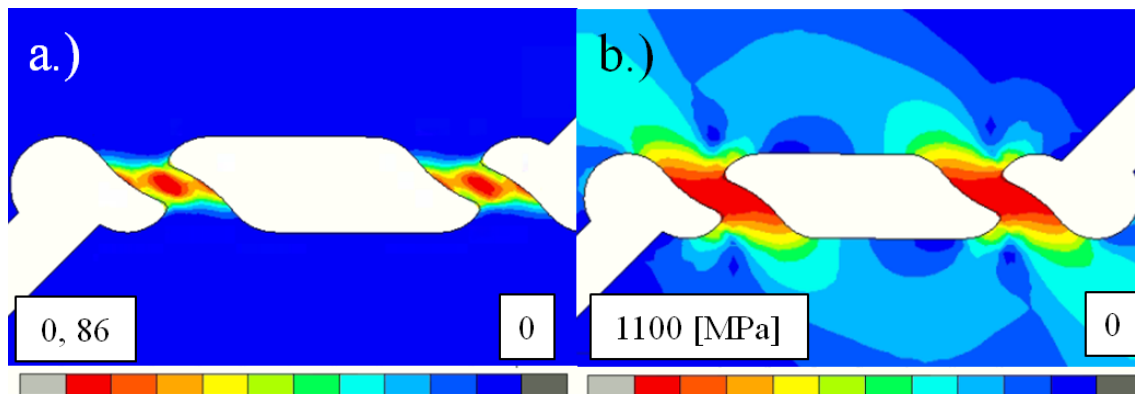


geometria módosítása során a középső furat alakját változtattam úgy, hogy a nyírózó zónák méretei ne változzanak. Mivel a zónák közötti távolság minimalizálása elősegítheti a későbbi DIC méréseket, a távolságot egyszerre csak kis mértékben növeltem, és a végeselemes modellek feszültségeloszlása alapján határoztam meg azt a legkisebb távolságot, amelynél a feszültségterek egyértelműen elkülönülnek. Az így meghatározott próbatest geometriát kéthidas próbatestnek neveztem el (5.12. ábra).



5.12. ábra a.) kéthidas próbatest geometriai kialakítása, b.) a nyírózó zóna méretei

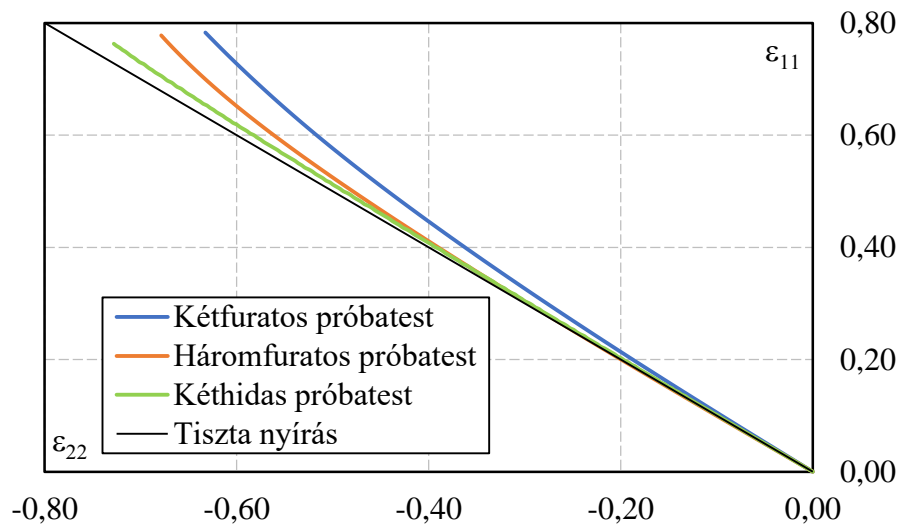
Az 5.13. ábra kéthidas próbatest alakváltozás-, és feszültségeloszlást mutatja a tönkremeneteli határalakváltozási állapotban. Az 5.13. ábra a.) részletén látható, hogy a hidak közötti távolság növelésével az alakváltozás eloszlás nem változott meg – az előző vizsgált darabhoz hasonlóan – a legnagyobb alakváltozás a nyírózó zóna közepére koncentrálódik. A feszültségeloszlás azonban jelentős különbséget mutat, a két nyírózó zóna körül létrejövő feszültségtér között az átfedés a háromfuratos próbatestnél bemutatotthoz képest elhanyagolható.



5.13. ábra A kéthidas próbatest a.) alakváltozás- és b.) feszültség eloszlása a tönkremeneteli határalakváltozási állapotban

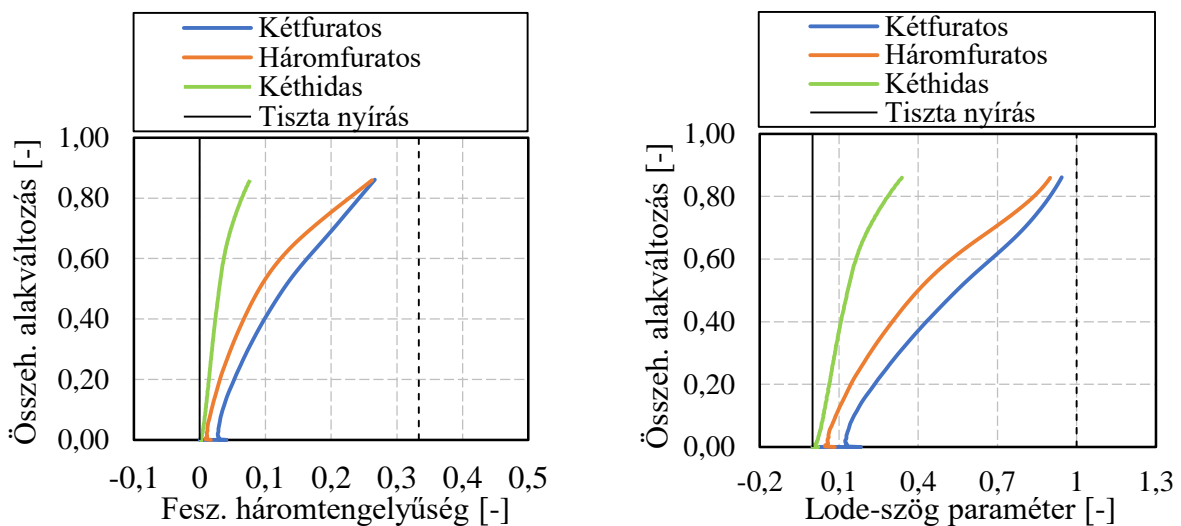
Az 5.14. ábra a három eddig vizsgált próbatest alakváltozási útvonalát hasonlítja össze, a  $\varepsilon_f = 0,86$  feltételezett határalakváltozásig. Ahogy azt az ábra mutatja, az alakváltozási útvonalat befolyásolja az is, hogy a vizsgált próbatest egy, vagy két nyírózó zónával rendelkezik. A hagyományos egyzónás próbatestnél az alakváltozás útvonala kezdetben megegyezik a nyíró igénybevétellel, viszont az alakítás növekedésével egyre inkább az egytengelyű húzó igénybevételnek megfelelő irányba tér el a fekete folytonos vonallal jelölt tiszta nyírás

alakváltozási útvonalától. Ezzel szemben a kétfúrós próbatestek az alakváltozás majdnem teljes tartományában közelítik a tiszta nyíró igénybevételnek megfelelő alakváltozási útvonalat.



5.14. ábra A különböző próbatestek alakváltozási útvonalai

Az 5.15. ábra a feszültségállapotokat hasonlítja össze az eddig vizsgált próbatestek esetében. Az alakváltozások elemzésénél látható volt, hogy mindegyik próbatest eltér a tiszta nyírástól az egytengelyű húzó igénybevétel irányában. Ezt az eltérést a feszültségek is egyértelműen tükrözik, a feszültségértékek az alakváltozás növekményével minden vizsgált esetben növekednek.



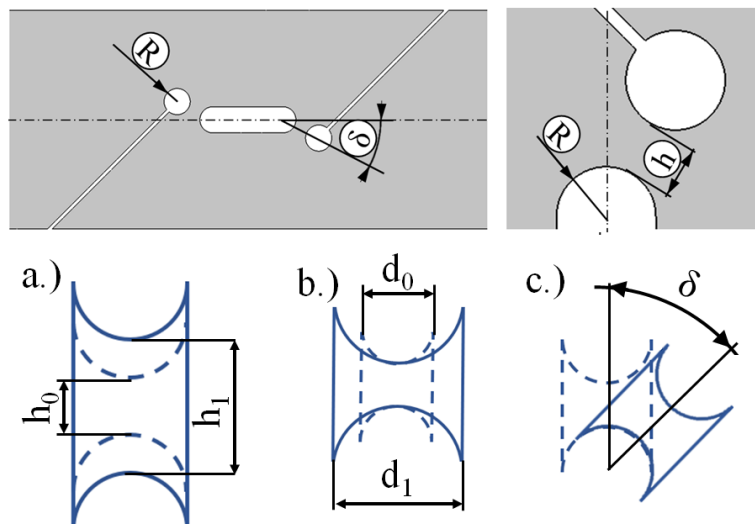
5.15. ábra Próbatestek összehasonlítása a feszültség háromtengelyűség és Lode-szög paraméter függvényében

Ahhoz, hogy tiszta nyíró igénybevételi próbatestet hozzak létre, a geometria további módosítására volt szükség. A következő részfejezetben megvizsgálom, hogy az egyes geometriai elemek módosítása (a híd geometriájának és pozíciójának változtatása) milyen hatással van az alakváltozási és feszültségállapotokra a tiszta nyíró igénybevételt minden szempontból legjobban közelítő kéthidas próbatest geometria tekintetében.



### 5.3 Az új nyíró próbatest geometriai vizsgálata

Az előző fejezetben összehasonlítottam az egy és két nyíró zónával rendelkező próbatest alakváltozását. Bár a kéthidas próbatestre kevésbé jellemző a nyíró zóna elfordulása, az alakváltozási útvonala az egytengelyű húzás irányában eltér a tiszta nyírástól. Ebben a fejezetben azt vizsgálom, hogy milyen hatással van a kéthidas próbatest egyes geometriai elemeinek mérete és térbeli helyzete a nyíró zónában ébredő alakváltozási és feszültségállapotokra.



5.16. ábra A nyíró zóna geometriai vizsgálatának paramétereit: a.) zónamagasság, b.) zónaszélesség, c.) a nyíró zóna terhelés tengelyével bezárt szöge

A geometria módosításának részletes elemzésére azért van szükség, mert az optimális próbatest geometria eltérhet az anyagtulajdonságok függvényében, a geometria hatásának pontos ismerete elősegíti a próbatestek adott anyagra történő optimalizálását. Az 5.16. ábra összefoglalja azokat a geometriai paramétereket, amelyeket meghatározzák a nyíró zóna méreteit és pozícióját a terhelés tengelyéhez képest. Az 5.16. a.) részlete a nyíró zóna magasságának ( $h$ ) változtatását mutatja be, aminek következménye, hogy megváltozik a furatok közötti távolság. A furatok átmérőjének változtatásával a nyíró zóna szélességét lehet változtatni. A nyíró zóna szélességének megváltozását azonos zónamagasság mellett az 5.16. ábra b.) részlete szemlélteti. Az 5.16. ábra c.) részlete a nyíró zóna terhelés tengelyével bezárt szögének értelmezését szemlélteti.

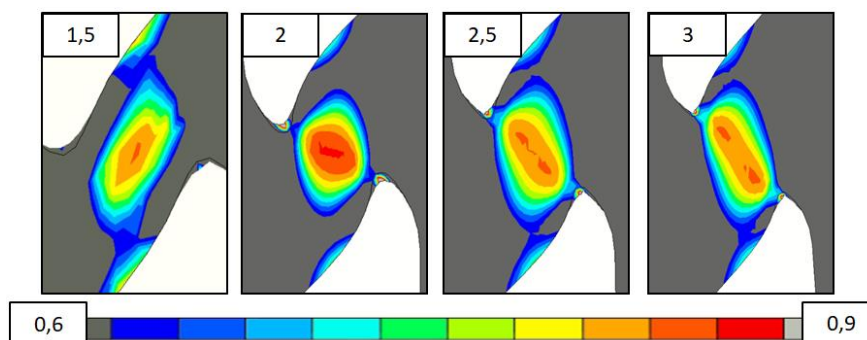
5.3. táblázat A geometriai elemek vizsgálati mátrixa

Vizsgált paraméter	Zónamagasság ( $h$ ) [mm]	Zóna szélesség ( $d$ ) [mm]	Elforgatás szöge ( $\delta$ ) [°]
Vizsgálat típusa			
Magasság	1,5; 2; 2,5; 3	3	0°
Szélesség	1,5	2,5; 3; 3,5	0°
Szög	1,5	3	-30°; -15°; 0°; 15°; 30°

A vizsgálatok során egyszerre csak egy paraméter hatását vizsgáltam, ilyenkor a másik két paramétert változatlan értéken tartottam. A vizsgált geometriai méreteket és kombinációikat az 5.3. táblázattal szemléltetett vizsgálati mátrix foglalja össze.

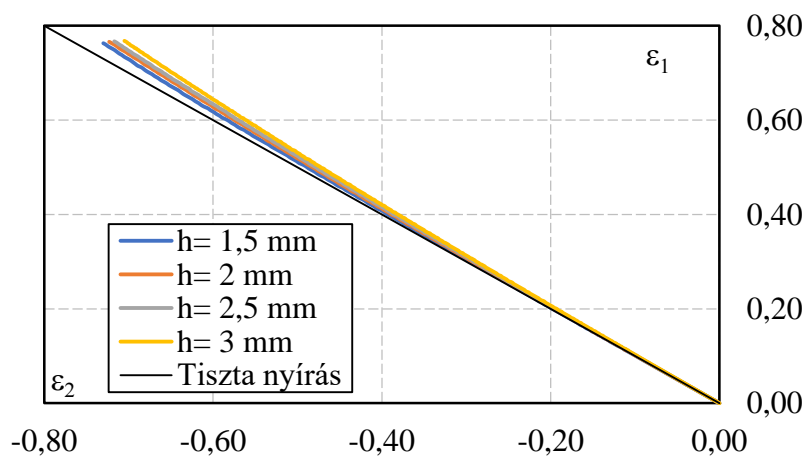
### 5.3.1 A nyírózó zóna magasságának hatása

Elsőként a próbatest furatai közötti távolság – a nyírózó zóna magassága – összehasonlító alakváltozás eloszlására gyakorolt hatását vizsgáltam. Ennek a geometriai paraméternek a vizsgálatánál elsősorban azt kell szem előtt tartani, hogy a nyíró képlékeny instabilitás elkerülése érdekében a zóna magasságának a lemez vastagságával közel azonosnak kell lennie, valamint figyelembe kell venni azt, hogy az alakváltozások mérése optikai mérőrendszer felhasználásával fog történni ezért a zóna magassága nem lehet túl kis méretű. A modellezés – és a későbbi mérések – során a lemezvastagság 1mm volt, így a nyírózó zóna magasságának legkisebb vizsgált értéke az optikai mérőrendszerrel még elfogadhatóan kiértékelhető 1,5mm-re választottam, majd ezt az értéket 0,5 mm-el növeltem 3 mm-rel bezárólag. A hídmagasság összehasonlító alakváltozás eloszlására gyakorolt hatását az 5.17. ábra szemlélteti.



5.17. ábra Híd magasságának hatása az összehasonlító alakváltozás eloszlására

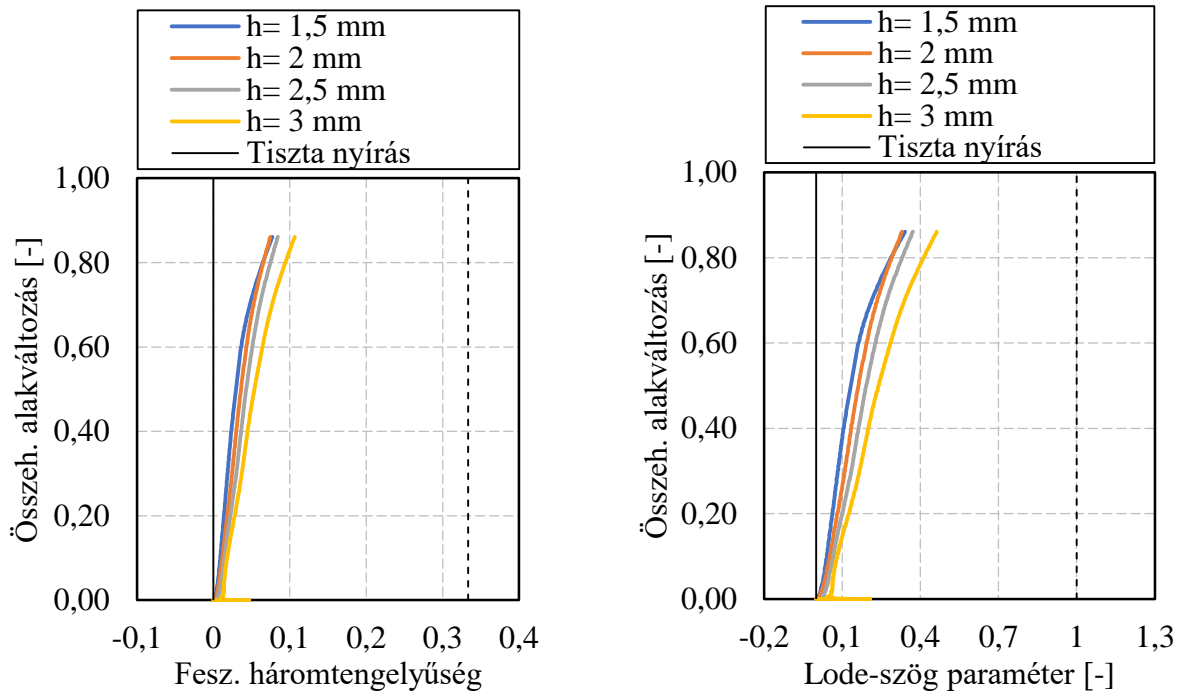
Az ábrán megfigyelhető, hogy a 3 mm magasságú nyírózó zónánál a legnagyobb alakváltozások két elkülönülő, a kontúrhoz közelebbi pontban jelennek meg. A legkisebb híd magasságnál (1,5 mm) a maximális alakváltozási érték a zóna közepére koncentrálódik. Ez azt jelenti, hogy a kisebb híd magasság az alakváltozás eloszlás szempontjából kedvezőbb. Ezt követően vizsgáljuk meg az eredményeket az alakváltozási útvonalak tekintetében.



5.18. ábra Híd magasság hatása az alakváltozási útvonalakra

Az 5.18. ábra az alakváltozási útvonalakat szemlélteti az egyes hídmagasságok esetére. Az alakváltozási útvonalak a kéthidas elrendezésének következményeként megközelítőleg lineáris

jelleget mutatnak, tehát merevedségük az alakváltozás során nem változik. Az alakváltozási útvonalak alapján kijelenthető, hogy az 1,5 mm-es híd magasságú próbatest van a legközelebb a tiszta nyíró igénybevételhez.



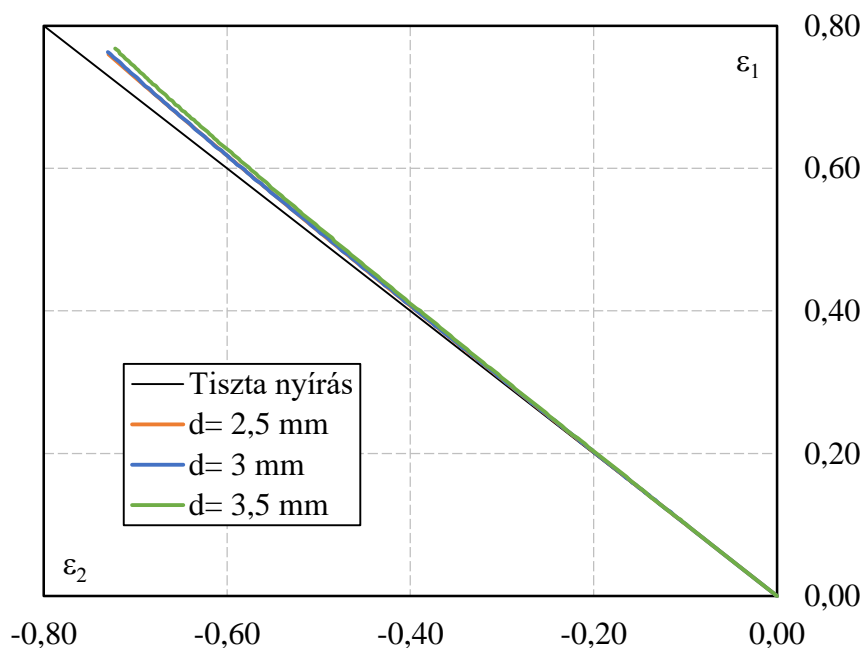
5.19. ábra Hídmagasság hatása a feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög paraméter változására

Az 5.19. ábra szemlélteti a feszültség háromtengelyűség, és a Lode-szög paraméter változását az összehasonlító alakváltozás függvényében, változó hídmagasság mellett. Az alakváltozással változó feszültségállapotokat az egyes próbatesteken a legnagyobb összehasonlító alakváltozás értéket felvevő pontjában lettek meghatározva. Ahogy az az ábrán is látszik, az alakváltozás kezdetétől az 1,5 mm híddal rendelkező próbatest esetében lehet megfigyelni a tiszta nyírást leginkább közelítő függvényeket.

A nyíró zóna magasságának változtatásával mind az alakváltozási, mind a feszültségállapot változik a próbatesten belül. Az alakváltozás eloszlása szempontjából a nyíró zóna magassága a maximális alakváltozás helyzetét befolyásolja. Amíg a kisebb, 1,5 mm hídszélesség mellett a legnagyobb alakváltozás egy pontban koncentrálódik, addig a 3 mm-es próbatestnél a próbatest két lokális maximummal rendelkezik. A feszültségállapotra jellemző paramétereket figyelembe véve a kisebb zóna magasságú próbatest nagyobb tartományban közelíti a tiszta nyíró igénybevételt. Bár a mérések kivitelezését könnyítené a nagyobb hídmagasság, az alakváltozás eloszlását és a kedvezőbb feszültségállapotot szem előtt tartva a továbbiakban a nyíró próbatest fejlesztését a legjobb eredményeket adó 1,5 mm-es hídmagassággal fogom folytatni.

### 5.3.2 A nyírózó zóna szélessége

Nyíró igénybevételi próbatesteknél általánosan érvényes a szabály, hogy a nyírózó zóna magasságának a lemezvastagsággal közel azonos méretűnek kell lennie, azonban a zóna szélességére nincs meghatározva ilyen összefüggés. Ezért megvizsgáltam, hogy az 5.16. ábra b.) részén a jelölt a furatátmérő változtatásával befolyásolható nyírózó zóna szélessége miként befolyásolja a próbatest alakváltozási útvonalát és feszültségállapottal összefüggő mérőszámait. Három különböző furatátmérővel végeztem vizsgálatokat ( $d_1= 2,5$  mm,  $d_2= 3$  mm,  $d_3= 3,5$  mm), majd a már ismertetett kiértékelési szempontrendszer szerint ábrázoltam az eredményeket.

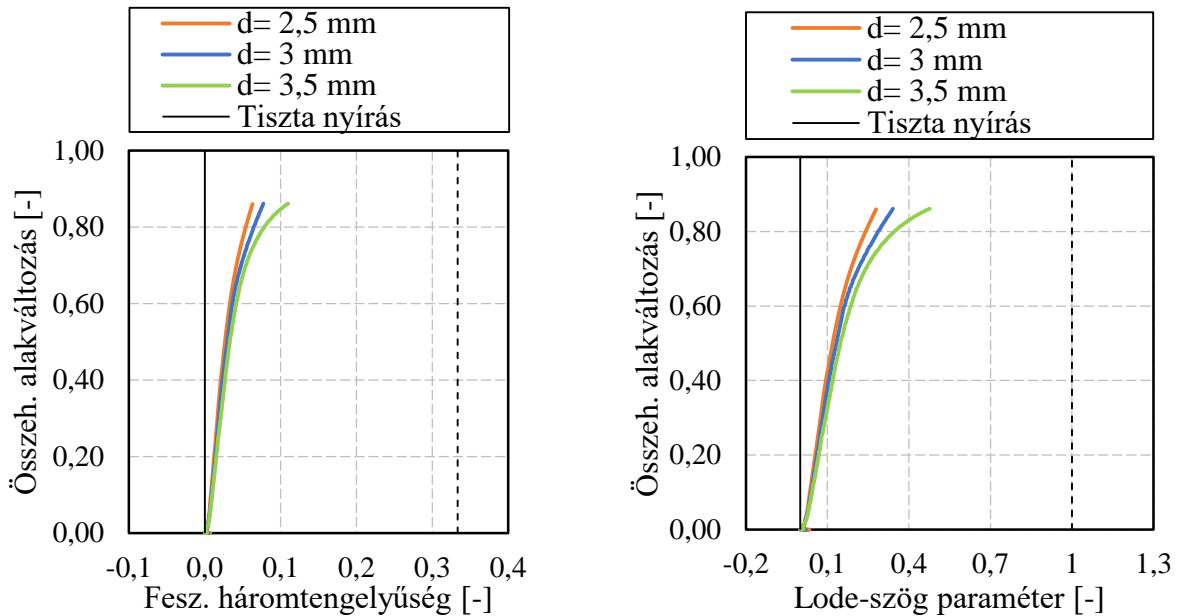


5.20. ábra A nyírózó zóna szélességének hatása az alakváltozási útvonalra

Az 5.20. ábra a nyírózó zóna szélességének alakváltozási útvonalra gyakorolt hatását mutatja be. Az 5.20. ábrán fekete színű vékony vonallal jelöltem a tiszta nyírásnak megfelelő alakváltozási irányt. A legnagyobb vizsgált szélesség (3,5 mm átmérő) esetében az alakváltozás a kezdetben megfelel a tiszta nyírásnak, azonban nagyobb alakváltozási értéknél megjelenik az egytengelyű húzó igénybevétel is. Jobb eredményt mutatott a legkisebb vizsgált szélesség (2,5 mm átmérő), amely az alakváltozás teljes tartományában a legjobban közelítette a tiszta nyírás alakváltozási útvonalát. Látható, hogy a kezdeti alakváltozási irány mind a három esetben azonos, a szélesség változtatása csak azt befolyásolja, hogy mekkora alakváltozás után tér el a próbatest ettől az útvonaltól. Összességében kijelenthető, hogy a nyírózó zóna szélességének a vizsgált mérettartományban nincs érdemi hatása az alakváltozási útvonalra.

Az 5.21. ábra a feszültség háromtengelyűség, illetve a Lode-szög paraméter változását szemlélteti az összehasonlító alakváltozás növekményének függvényében. Az ábra egyértelműen azt mutatja, hogy a tiszta nyírásra jellemző feszültség háromtengelyűséget a nyírózó zóna szélességének növelésével (furat átmérőjének csökkentésével) lehet a leghatékonyabban elérni.

A legjobb eredményt a legkisebb még gyártható 2,5 mm furatátmérővel rendelkező próbatest adta. A nagyobb, 3,5 mm-es furattal rendelkező próbatest alakváltozása a kezdeti állapot után folyamatosan eltér az egytengelyű húzó igénybevételnek megfelelő érték irányában.



5.21. ábra Hídszélesség hatása a feszültség háromtengelyűsége és a Lode-szög paraméterre

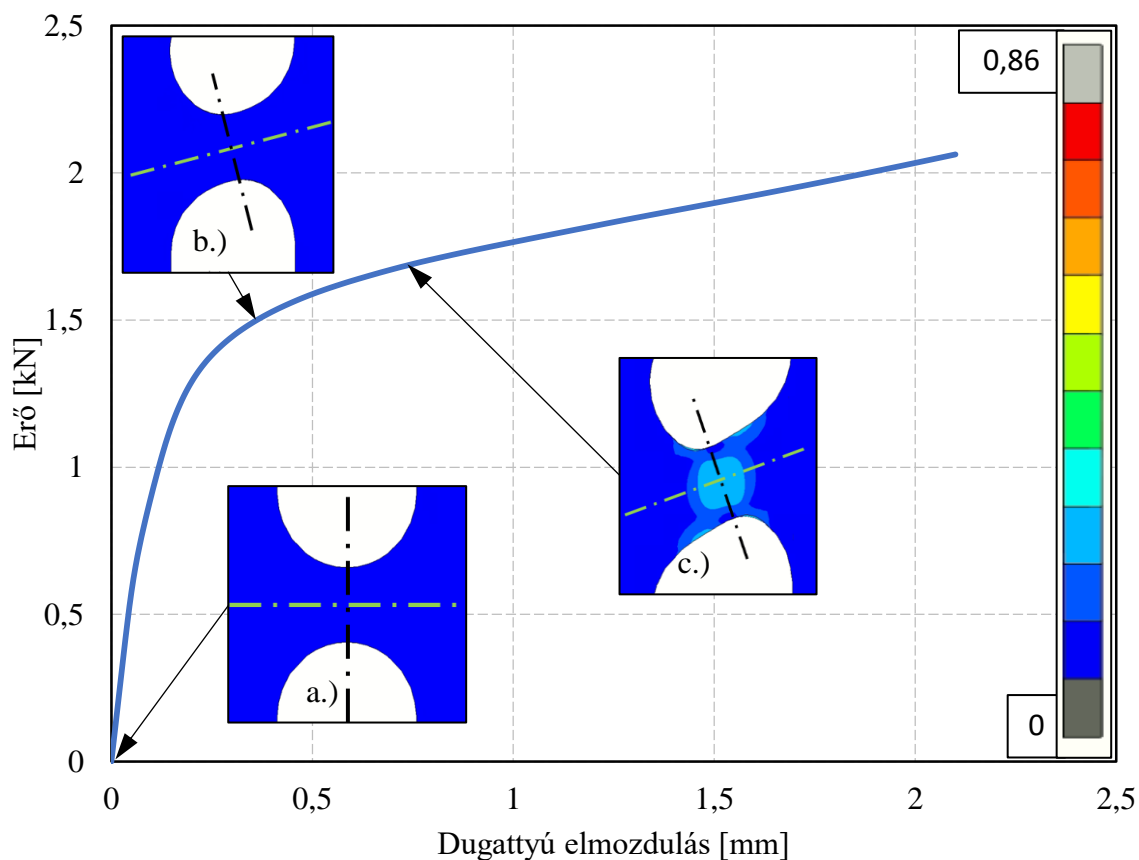
A vizsgálatok alapján azt a következtetést lehet levonni, hogy a nyíró zóna szélessége (adott zónamagasság mellett) hatással van, az alakváltozási és feszültségállapotokra is. Minél kisebb a zóna szélessége annál kisebb mértékű az alakítás során megjelenő húzó igénybevétel, tehát jelen próbatest esetében a még gyártható legkisebb furatátmérő alkalmazására kell törekedni. Ebben az esetben – mivel a 2,5 mm-es, illetve 3 mm-es átmérőjű furattal rendelkező próbatestek jelentős eltérést nem mutattak –, a későbbi gyártásra vonatkozó lehetőségeimet figyelembe véve a 3 mm-es furatátmérővel kialakítható zónaszélességet alkalmaztam a továbbiakban.

### 5.3.3 A nyíró zóna terhelés tengelyével bezárt kezdeti szöge

Ahogy azt már korábban említettem, a nyíró zóna terhelés tengelyével bezárt szöge hatással van az alakváltozási útvonalra. A 2.23. ábra szerint, amikor a terhelés tengelye és a nyíró zóna tengelye közötti szög  $0^\circ$  tiszta nyíró igénybevétel lép fel. Az előző részfejezetekben a kéthidas próbatest kialakítása ennek megfelelően történt, de az alakváltozási útvonal még így sem felelt meg a tiszta nyírás alakváltozási útvonalának. A jelenség vizsgálatához elemeztem az összehasonlító alakváltozás eloszlásának változását a kéthidas próbatesten úgy, hogy a terhelés tengelye és a nyíró zóna által bezárt szög  $0^\circ$  volt.

Az 5.22. ábra az erő- elmozdulás értékekkel összhangban mutatja az alakváltozás kezdeti tartományában az összehasonlító alakváltozás eloszlását. Ezen látható, hogy a kiinduló állapotban (a.) részlet) a nyíró zóna tengelye párhuzamos a terhelés tengelyével. Látható azonban az is, hogy a 0,34 mm elmozduláshoz tartozó b.) ábra-részlet az összehasonlító

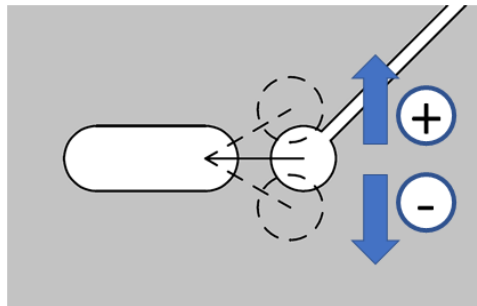
alakváltozás eloszlása szempontjából még nem mutat érdemi változást. Ennél az ábránál azonban már megfigyelhető a nyírózó zóna elfordulása. Az 5.22. ábra c.) részletén 0,75 mm-elmozdulásnál már megfigyelhető a képlékeny alakváltozás érdemi megjelenése, azonban nyírózó zóna tengelye már elfordult. A jelenség azzal magyarázható, hogy az állandó lemeztvastagságú próbatesteknél már az alakítás elején a rugalmas alakváltozás során olyan oldalirányú erők lépnek fel, melyek hatására a zóna, terheléssel bezárt szöge megváltozik. A próbatest ezen viselkedésének elemzésére ebben a fejezetben azt vizsgáltam, hogy az új kialakítású próbatest nyírózó zónájának terhelés tengelyével bezárt kiinduló szöge milyen hatással van az alakítási útvonalra, illetve a feszültségállapotot jellemző mérőszámokra.



5.22. ábra Kéthidas próbatest erő-elmozdulás diagramja összhangban az összehasonlító alakváltozás eloszlásával

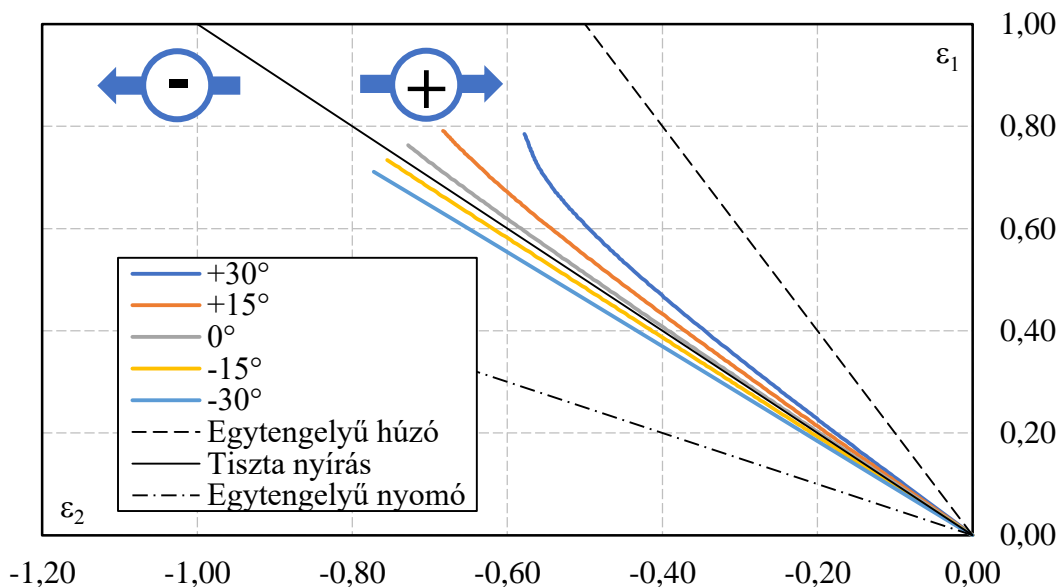
A terhelés tengelyével kezdeti szöget bezáró nyírózó zónát a kör alakú furat pozíciójának változtatásával módosítottam. A módosítás során, a híd magasságán (kör és lekerekítés középpontja közötti távolság) valamint a híd szélességén (átmérők) nem változtattam.

A forgatás irányának értelmezését az 5.23. ábra szemlélteti. A próbatestek az ábra alapján '+' és '-' jelöléssel, valamint az elforgatás tengelyhez képesti szög megadásával lettek azonosítva. A 0°-os próbatesten kívül mindkét forgatási irányban 2-2 további próbatestet hoztam létre 15°-os, illetve 30°-os elforgatással.



5.23. ábra Terhelés irányához viszonyított kezdeti szögeltérés értelmezése

A négy különböző kiinduló szögeltéréssel rendelkező próbatest geometriával futatott szimulációk alakváltozási útvonalra gyakorolt hatását az 5.24. ábra szemlélteti. Az ábrán feltüntetett alakváltozási útvonalakat minden esetben a nyírózó zóna középső, legnagyobb összehasonlító alakváltozással rendelkező pontja alapján határoztam meg. Az összehasonlításhoz első lépésben célszerű a  $0^\circ$ -os próbatest alakváltozásából kiindulni.

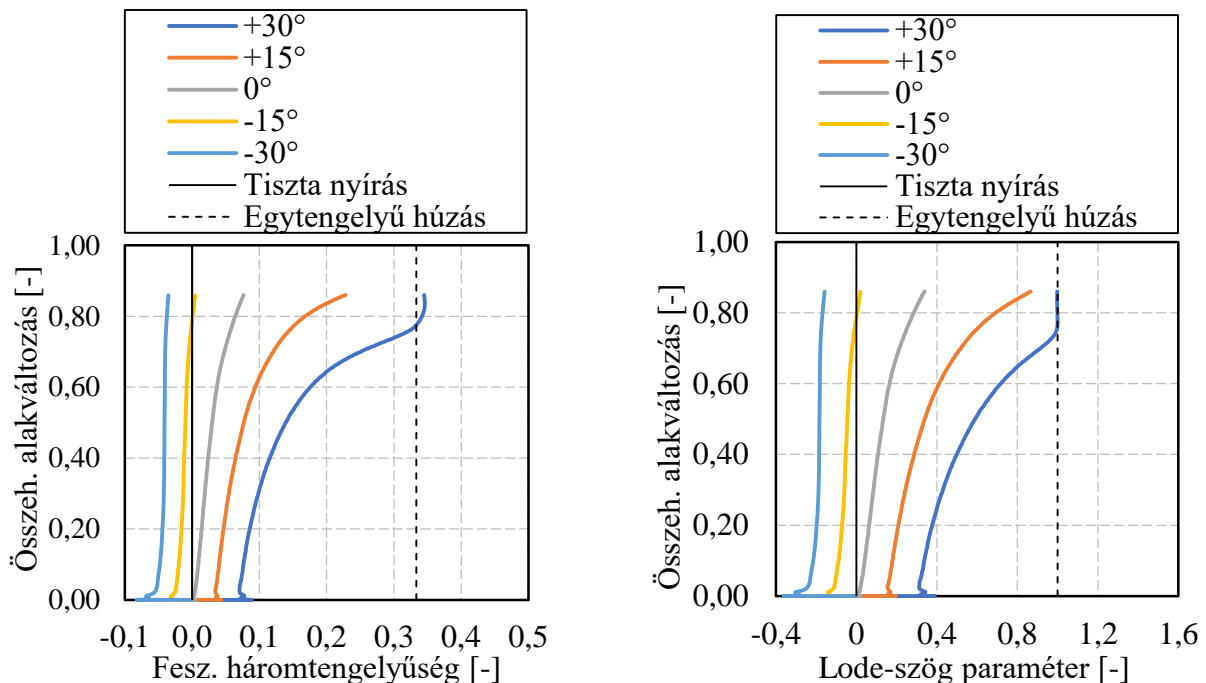


5.24. ábra A nyírózó zóna kezdeti szögeltérésének hatása az alakváltozási útvonalakra

A 2.23. ábrával ellentétben az alakváltozás a  $0^\circ$ -os próbatestnél – ahogy azt már korábban ismertettem –, nem felel meg a tiszta nyírásnak. A terhelő erő a zónát elfordítja, így az alakváltozási útvonal az egytengelyű húzó igénybevétel irányában tér ki már a terhelés elején. Abban az esetben, ha a nyírózó zóna szögét pozitív irányban forgatjuk el  $15^\circ$ , illetve  $30^\circ$ -kal az alakváltozási útvonalra a növekvő húzó igénybevétel lesz jellemző. Ez az elrendezés a későbbiekben a tiszta nyírás és az egytengelyű húzás közötti törésig elviselt alakváltozás meghatározásánál lesz alkalmazható. Abban az esetben, ha a nyírózó zóna tengelyét a terhelés tengelyéhez képest negatív irányban forgatjuk el az alakváltozási útvonal a  $0^\circ$ -nál megfigyelthez képest az egytengelyű nyomó igénybevétel irányába mozdul el.



Az 5.25. ábra a nyírózó zóna kezdeti szögének megváltozásának a feszültségállapot jellemzésére alkalmazott mérőszámokra gyakorolt hatását szemlélteti. A pozitív irányú forgatás eredményeként a feszültségek az összehasonlító alakváltozás növekményével egyre inkább az egytengelyű húzó igénybevétel irányában térnek el. A  $+15^\circ$  és  $+30^\circ$  próbatestek feszültségállapotát figyelembe véve arra lehet következtetni, hogy a zóna pozitív irányú forgatásával az eredmények egyre kisebb alakváltozás mellett eléri az egytengelyű húzó igénybevétel feszültségállapotát. A negatív irányban elforgatott nyírózó zónával rendelkező próbatestek esetében a feszültségállapot az elforgatás mértékével összhangban közelíti a tiszta nyírást. Ha  $0^\circ$  és  $-15^\circ$  próbatesteket vizsgáljuk, azt látjuk, hogy előbbinek a feszültségállapota még nem közelíti meg megfelelően a tiszta nyírást utóbbi pedig már túl is haladja azt az egytengelyű nyomás irányában. Bár utóbbi ( $-15^\circ$ -os) közelíti a leginkább a tiszta nyírásra jellemző feszültségállapotot, de az egytengelyű nyomás tartományának irányából teszi azt.



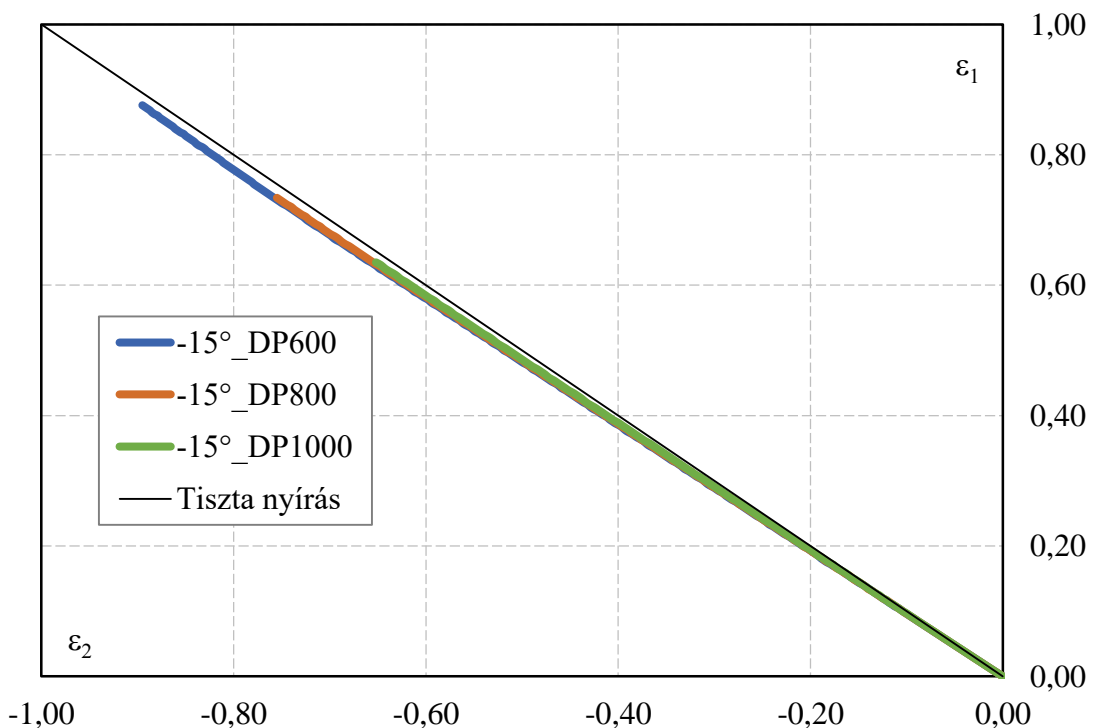
5.25. ábra A nyírózó zóna tengelyének kezdeti szögelfordulásának hatása a feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög paraméter változására

A modellezések alapján belátható, hogy a tiszta nyírás és egytengelyű húzás közötti tartományban a törési alakváltozás meghatározásához a szakirodalommal összhangban pozitív irányban kell eltérni a terheléssel párhuzamos elrendezéstől. Érdekes azonban megfigyelni, hogy a törésig elviselt tiszta nyíró alakváltozás eléréséhez a szakirodalomban meghatározott  $0^\circ$  nem megfelelő állandó lemezvastagságú próbatest esetén. A tiszta nyíráshoz a terhelés tengelyével bezárt szög negatív irányban történő elforgatására van szükség ahhoz, hogy kompenzálni lehessen a kezdeti oldalirányú erők hatását. Az eredmények alapján tehát kijelenthető, hogy a homogén vastagsággal rendelkező egyszerű geometriájú nyíró próbatestek esetében szükség van a nyírózó zóna negatív irányú elforgatására melynek hatására a rugalmas alakváltozás után a nyírózó zóna szöge a terhelés tengelyével egybeeső lesz.



## 5.4 Nyíró próbatest optimalizálása DP acélminőségekre

Az előző fejezetekben megvizsgáltam, hogy a geometria különböző módosításai milyen hatással vannak a nyíró próbatest alakváltozási-, illetve feszültség állapotára. Az 5.24. és 5.25. ábrák alapján azt a következtetést lehet levonni, hogy ahhoz, hogy tiszta nyíró igénybevételnek megfelelő alakváltozási-, illetve feszültségállapotot érjünk el, szükség van a terhelés tengelyéhez képest a nyíródó zóna negatív irányú kezdeti elforgatására, mivel az – még a képlékeny alakváltozás előtt – a rugalmas alakváltozás során, a kezdeti állapotához képest elfordul. Ebben a fejezetben azt vizsgálom, hogy a különböző szilárdságú DP lemez alapanyagok esetében hogyan változik az alakváltozási útvonal, illetve a feszültségállapot. Mivel a célom elsősorban egy nyíró igénybevételi próbatest létrehozása volt ezért az előző alfejezetben bemutatott próbatest kialakítások közül a legjobb eredményt adó  $-15^\circ$ -os nyíródó zóna elforgatással rendelkező próbatest geometrián vizsgáltam, hogy a különböző DP acélminőségek befolyásolhatják-e a vizsgált alakváltozási-, illetve feszültségállapotokat. Az anyagminőség hatását az alakváltozási útvonalakra az 5.26. ábra foglalja össze.

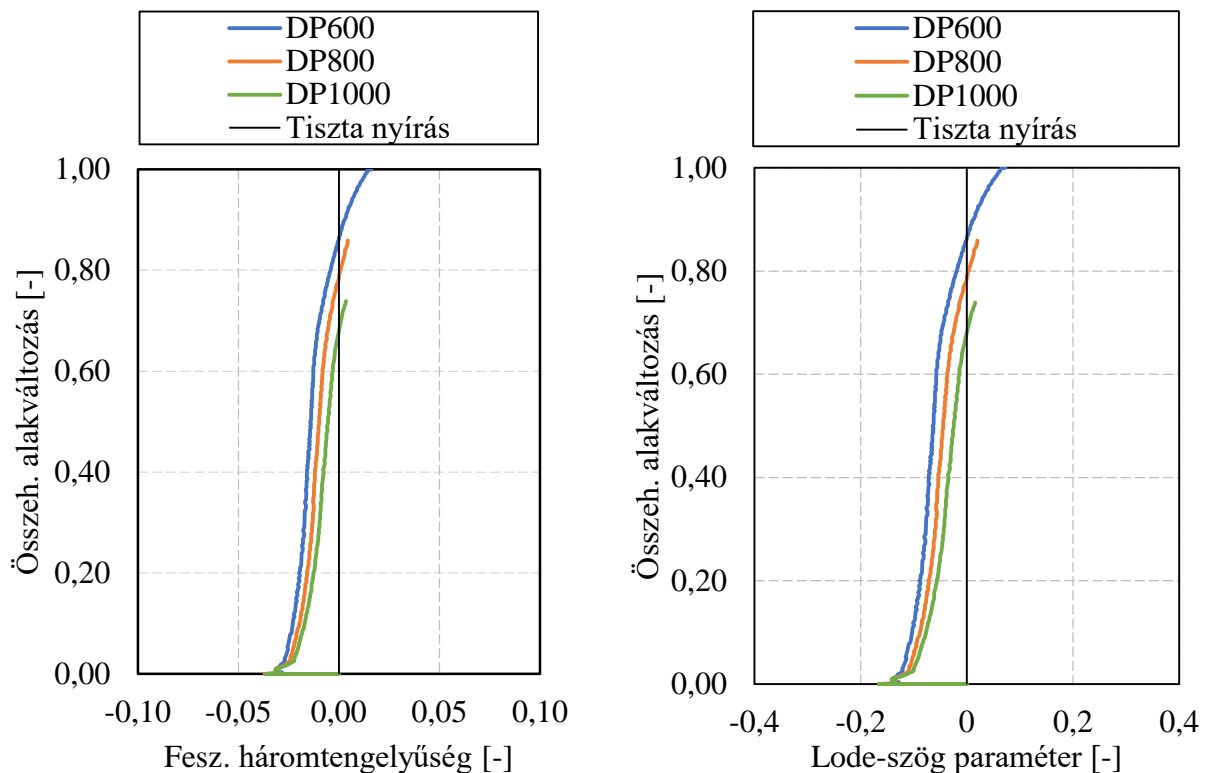


5.26. ábra Alakváltozási útvonalak DP600, DP800 és DP1000 acélminőségek esetén

Az alakváltozási útvonalak az 5.26. ábra alapján nem mutatnak releváns különbséget. Mind a három anyagminőség esetében az útvonalak a nyomó-nyíró igénybevételi tartományban futnak, a tiszta nyíró alakváltozási útvonal alatt. Ezek alapján kijelenthető, hogy az új próbatest-geometria esetében mind a három vizsgált anyagnál szükség van a nyíródó zóna kezdeti negatív irányú elforgatására ahhoz, hogy a zóna a teljes alakítás során a tiszta nyírásnak megfelelő alakváltozást mutasson. Egyértelműen látszik az 5.26. ábra alapján az is, hogy a tiszta nyíró alakváltozási útvonalat jobban közelítő próbatest kialakítás mind a három vizsgált anyag esetében  $-15^\circ$ -nál

kisebb elforgatással lehet létrehozni, így mind a három esetben szükség lesz a próbatest geometriák további optimalizálására.

Az 5.27. ábra a három DP anyagminőséggel futtatott próbatest feszültségállapotára jellemző paramétereket szemlélteti a növekvő összehasonlító alakváltozás függvényében. A feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög paraméter változásai alátámasztják azt a feltételezést, miszerint az anyagminőség befolyásolja a nyíró igénybevételi próbatest tiszta nyírásra vonatkozó optimális geometriáját. A  $-15^\circ$ -kal elforgatott nyírózó zónával futtatott szimulációk azt mutatták, hogy a DP800 acélhoz képest a nagyobb szilárdságú DP1000 acél jobban közelíti a tiszta nyírás állapotát. A kisebb szilárdságú DP600 acél ezzel szemben az egytengelyű nyomó igénybevétel irányában tér el a vizsgált DP800-tól. Előbbi esetben tehát az optimalizálásnál a DP800 anyag nyírózó- zóna szögétől kisebb, utóbbi esetben nagyobb elforgatásra lesz szükség a tiszta nyíró igénybevételi próbatest létrehozásához.



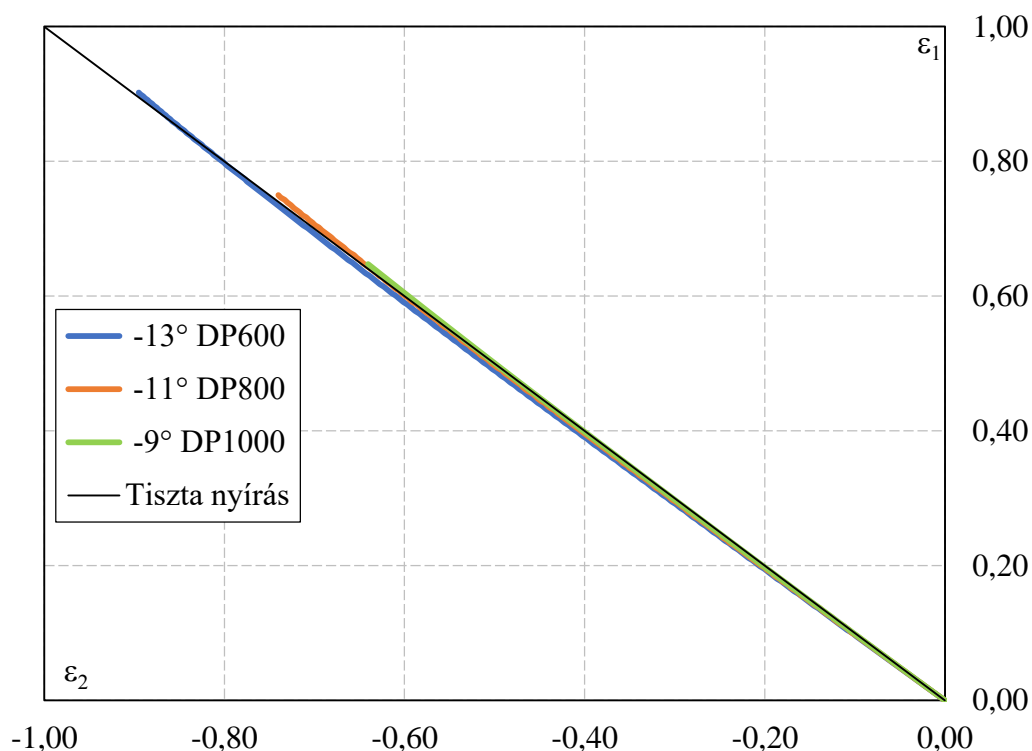
5.27. ábra Anyagminőség hatása a  $-15^\circ$ -os kezdeti szögelfordulással kialakított próbatest feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög paraméter változására

#### 5.4.1 Paraméterek meghatározása különböző DP acélminőségekre

Az előző részfejezetekben megvizsgáltam, hogy milyen hatása van az újonnan kialakított próbatest geometriai elemeinek, valamint a lemez alapanyagának a próbatest alakváltozási- és feszültségállapotára. Ebben a fejezetben a különböző DP anyagminőségekre optimalizálom az új fejlesztésű próbatestet. Disszertációm célja az volt, hogy a létrehozott egyszerűen gyártható próbatest optimalizálását is hatékonyan – lehetőleg egy paraméter változtatásával – lehessen

végrehajtani. A geometriai elemek közül a nyírózó zóna magassági (5.3.1. alfejezet) szélességi (5.3.2. alfejezet) méreteit rögzítettem, előbbit 1,5 mm-re utóbbit 3 mm-re választottam meg. Ebben a fejezetben a különböző acélminőségekre optimalizálását, a nyírózó zóna elforgatásával fogom végrehajtani szem előtt tartva, hogy a tiszta nyíráshoz lehető legközelebbi alakváltozási- és a feszültségi állapotot hozzam létre.

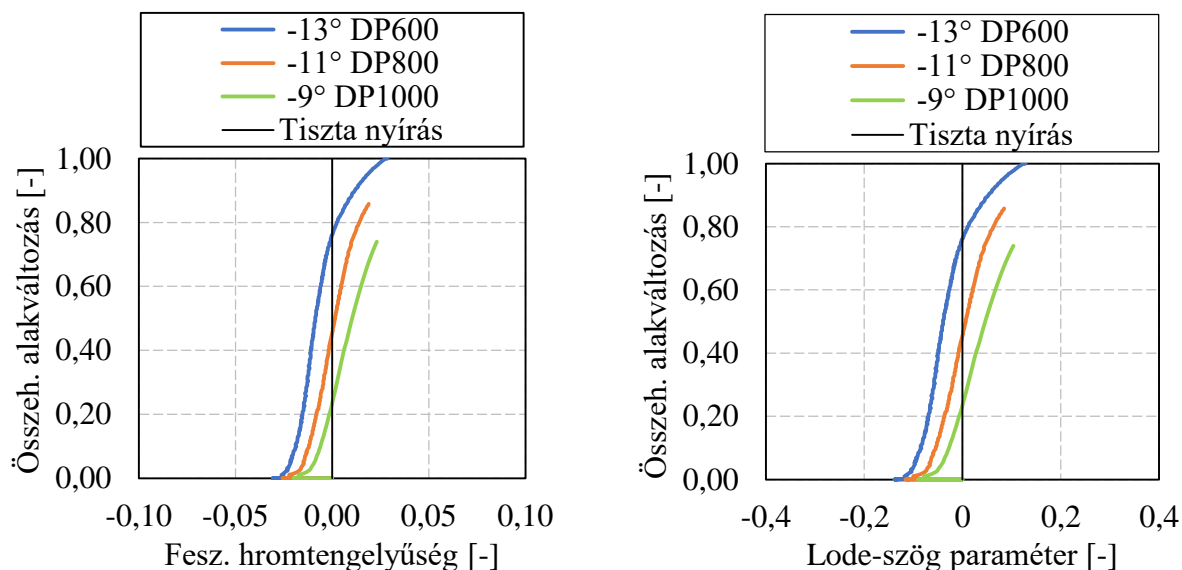
Elsőként a fejezet elején megfogalmazott célfüggvények közül a tiszta nyírási alakváltozási útvonalhoz legközelebb eső alakváltozási útvonalhoz tartozó elforgatási szöget határoztam meg. Mivel az 5.26. ábra alapján csak kisebb finomhangolása szükséges a  $-15^\circ$ -os elforgatásnak, ezért mindhárom acélanyag tekintetében a  $-15^\circ$ -os elforgatást  $-2^\circ$ -onként elkezdtem csökkenteni rendre  $-15^\circ$ ,  $-13^\circ$ ,  $-11^\circ$  stb. egészen  $-5^\circ$ -ig. Ezt követően ábrázoltam az egyes elforgatási szögekhez tartozó alakváltozási útvonalakat mindhárom acélminőségre. Az optimális nyírózó zóna elforgatási szögeket mindhárom acélminőségre összesítve az 5.28. ábra mutatja be.



5.28. ábra A tiszta nyírás alakváltozási útvonala szempontjából ideális nyírózó zóna elforgatási szögek a DP600, DP800 és DP1000 acélminőségeknél

Az 5.27. ábra eredményeit alapul véve az elforgatási szög változtatásával meghatározható mindhárom acélminőség tekintetében a tiszta nyíró igénybevétel feszültségi állapotához legközelebb álló elforgatási szög értéke is. Itt a forgatási szög változtatási tartományában azonban már szem előtt kell tartani, hogy az alakváltozási útvonalaknak is a tiszta nyíró alakváltozási útvonalhoz legközelebb kell állnia, ezért a forgatási szög a két szempontrendszerrel történő megfeleltetés szempontjából nem független paraméter. Elvégezve a feszültségállapot szempontjából két meghatározó paraméter a feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög

paraméter szempontjából a forgatási szög optimalizálását és szem előtt tartva az 5.28. ábra eredményeit az 5.29. ábrán bemutatott elforgatási szögeket kaptam.



5.29. ábra A feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög paraméter változása az optimális nyírózó zóna elforgatási szögeknél DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségeknél

Összességében a numerikus modellezések eredményei alapján tehát arra lehet következtetni, hogy adott anyagcsoport különböző szilárdságú acéljai esetében az optimalizálás, pusztán a nyírózó zóna szögének a változtatásával elérhető.

## 5.5 Nyíró-szakító próbatest optimalizálása DP acélminőségekre

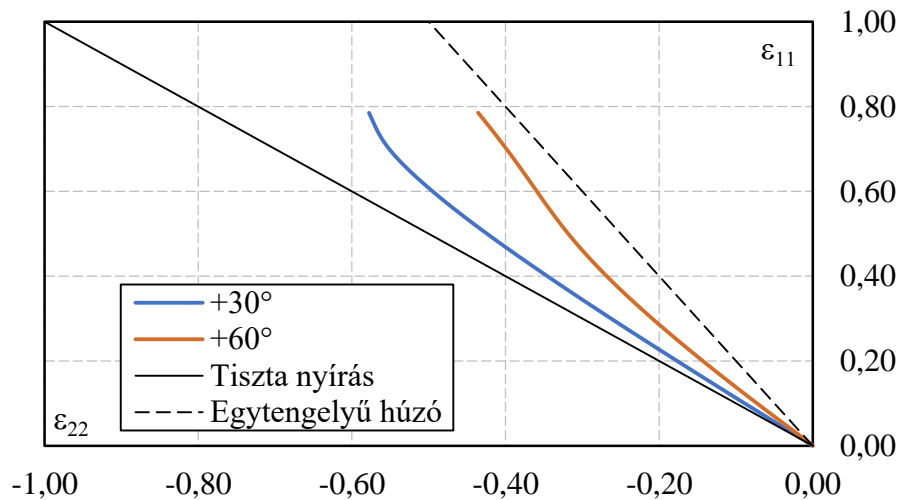
A nyíró igénybevételi próbatestek tervezése után a nyíró-szakító próbatestek vizsgálatai következtek. A törésig elviselt alakváltozás meghatározásánál bevett szokás a tiszta nyírás, illetve az egytengelyű húzás közötti tartományban, hogy az alkalmazott nyíró igénybevételi próbatest alakváltozási zónájának terheléssel bezárt szögét változtatva hoznak létre új próbatesteket. Előzetes vizsgálataim eredményeiből levont tapasztalatokkal is megerősítve ezt a módszert alkalmaztam a nyíró szakító próbatestek tervezése során is.

Az előző alfejezetben bemutattam a nyíró igénybevételi próbatest fejlesztésének lépéseit, melynek során vizsgáltam a furat pozíciójának hatását. A szimulációk azt az eredményt adták, hogy tiszta nyíró igénybevétel eléréséhez szükség van a nyírózó zóna negatív elforgatására. A vizsgálatok arra is rámutattak (5.24. ábra), hogy abban az esetben, ha a furatot pozitív forgatási irányában forgatom el, akkor az alakváltozási útvonalak mind inkább az egytengelyű húzó igénybevétel irányába mozdulnak el. Ezt a módszert használtam fel a nyíró- szakító igénybevételi próbatestek létrehozásánál.

A törési határdiagram meghatározásához a nyíró-szakító tartományban minimum két törési-határalakváltozási pontra van szükség, így két új próbatest geometriát kellett létrehoznom. Az

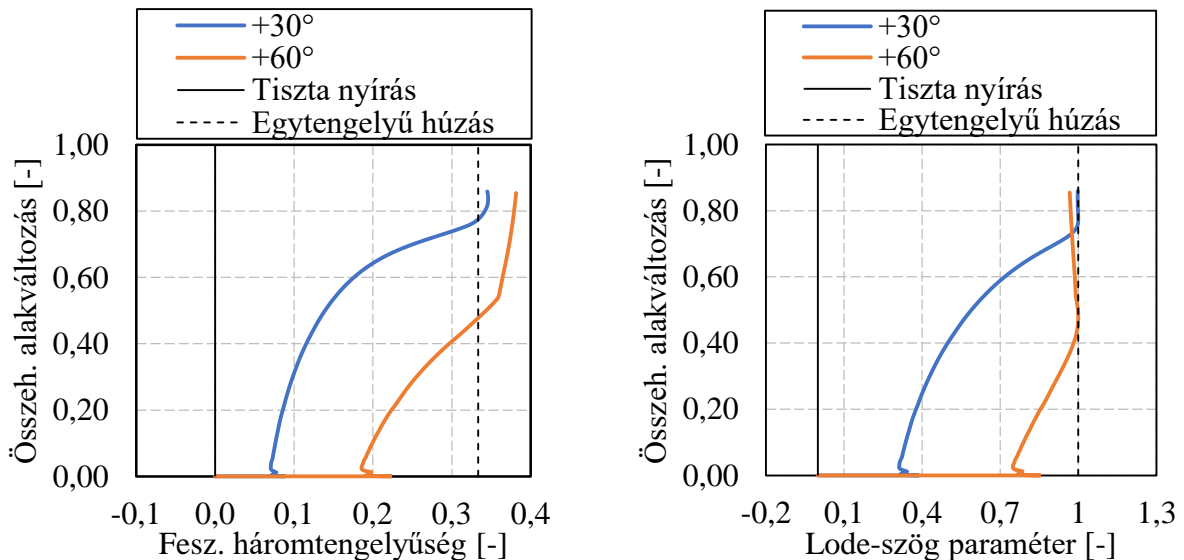
eddigyi eredmények, illetve a 2.23. ábrán bemutatott összefüggés alapján úgy döntöttem, hogy a két próbatestet a vizsgálati tartomány  $+30^\circ$ , illetve  $+60^\circ$ -os elforgatásával hozom létre.

A DP800 anyagmodellel felhasználásával a vizsgált két próbatest alakváltozási útvonalát szemlélteti az 5.30. ábra. Ahogy az ábrán is látszik, a két próbatest alakváltozási útvonala megfelelően elkülönül egymástól, így az eredmények várhatóan jól le fogják fedni a tartományt.



5.30. ábra Nyíró szakító próbatestek alakváltozási útvonalai DP800 anyagminőség esetén

Az 5.31. ábra  $+30^\circ$ -os és  $+60^\circ$ -os nyíró zóna elforgatások esetében mutatja a feszültség háromtengelyűség, illetve a Lode-szög paraméter változását a növekvő összehasonlító alakváltozás függvényében.



5.31. ábra A feszültség háromtengelyűség és a Lode-szög paraméter változása DP800 nyíró-szakító próbatest esetén

Az 5.31. ábrán látható, hogy a  $+30^\circ$ , illetve a  $+60^\circ$  próbatestek, az alakváltozási útvonalak alapján vártaknak megfelelően eltérő feszültségállapotokat mutatnak. Mind a két próbatestnél

megfigyelhető a feszültségállapotot jellemző értékek növekedése az alakváltozással. Bár a +60°-kal jelölt próbatest a nagyobb alakváltozásoknál eléri az egytengelyű húzásnak megfelelő feszültségállapotot, ez a valóságban vélhetően nem jön létre, mivel ebben a tartományban a törésig elviselt alakváltozás várható értéke kisebb lesz, mint a jelenleg a szimulációkhoz alkalmazott  $\varepsilon_f^{DP800} = 0,86$  határalakváltozási érték.

Ahogy azt már korábban említettem, a nyíró-szakító tartományban két jól elkülönülő törési-alakváltozási pontra van szükség a törési határgörbe meghatározásához. Ezeknél a pontoknál azonban – a nyíró próbatestekkel szemben –, nem található a szakirodalomban pontos előírás az alakváltozási útvonalra, illetve a feszültségállapotokra. Valószínűleg ebből kifolyólag lehetnek majd különbségek az anyagminőség tekintetében az alakváltozási útvonalakban és feszültségi állapotot jellemző paraméterekben, de a határalakváltozási pont a megadott tartományos belül fog létrejönni. A nyíró-szakító próbatestek esetén anyagminőségtől függetlenül a +30°-os és +60°-os nyíródó zóna elforgatással elkészített próbatesteket fogom használni a további fizikai méréseimnél.

## 6. A FIZIKAI MÉRÉSEK ÉS EREDMÉNYEIK

Disszertációm egyik célja az volt, hogy meghatározzam a törésig elviselt alakváltozást a főalakváltozások koordináta rendszerének minél szélesebb tartományában a DP600, DP800 és DP1000 acélokra vonatkozóan. A 2.3. fejezetben csoportosítva bemutattam az egyes vizsgálati módszereket, amelyek alkalmasak a törésig elviselt nyíró igénybevétel meghatározására. Az elvégzett szakirodalmi elemzés alapján, a törési alakváltozás minél teljesebb alakváltozási térre vonatkozó meghatározását lemez próbatest alkalmazásával, az alkalmazott igénybevétel, illetve a vizsgálat jellege szerint három jól elkülöníthető lépésben hajtottam végre. Elsőként szabványosított Nakazima próbatesteken végzett mérések alapján meghatároztam a klasszikus FLC görbét, amit kiterjesztettem a törési határalakváltozásra (FFLC). Ezt követően az újonnan kifejlesztett nyíró próbatestekkel meghatároztam a tiszta nyírás alakváltozási útvonalához tartozó határalakváltozás értékét. Ezek után a szintén új geometriai kialakítású nyíró-szakító próbatesteken elvégzett mérésekkel meghatároztam a tiszta nyíró és egytengelyű húzó alakváltozási útvonalak közötti határalakváltozási értékeket.

A teljes alakváltozási térben törési alakváltozások meghatározására irányuló mérések során az egyes alakváltozási irányokban, eltérő geometriájú próbatesteket alkalmaztam. A különböző próbatesteknél mind az egyes főalakváltozások mértéke, mind azok eloszlása változó, így a hagyományos alakváltozást mérő módszerek alkalmazására nem volt lehetőség. Ahhoz, hogy az alakváltozásokról megfelelő képet kapjak, optikai mérőrendszert alkalmaztam.

A vizsgált próbatestek a terhelés módja alapján két nagy csoportba oszthatók: egytengelyű húzással terhelt nyíró és nyíró-szakító próbatestek, valamint a félgömbvégződésű nyomófejű terhelt – az alakítási határdiagram felvételére is alkalmas –, szabványosított Nakazima próbatestek. A rendelkezésre álló lehetőségek miatt a próbatestek alakváltozása két különböző, de azonos elven működő optikai mérőrendszerrel került regisztrálásra. Az eltérő terhelések, illetve mérések eltérő próbatest előkészítést igényelnek.

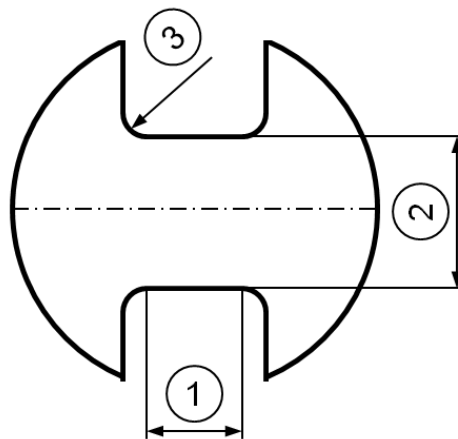
### 6.1 Próbatestek és vizsgálatok kivitelezése

Disszertációmban a törési határdiagramot kizárólag lemez-próbatestek alkalmazásával határoztam meg. A klasszikus alakítási határgörbe (FLC) meghatározásához, egy anyagminőség és egy alakváltozási útvonal tekintetében 3 db azonos geometriájú próbatest került kialakításra. Mivel az ISO-12004 szabvány öt alakváltozási útvonalon rögzíti az FLC felvétel menetét ezért egy anyagminőséget nézve  $5 \times 3 = 15$  db próbatest lett előkészítve és szakadásig terhelve. A tiszta nyíró igénybevétel törési határ-alakváltozásának meghatározására anyagminőségként 8 db új

fejlesztésű próbatestet használtam. A nyíró-szakító igénybevétel esetén két alakváltozási útvonalon anyagminőségként  $2 \times 4 = 8$  db próbatestet használtam. A vizsgálati próbatestek tehát 1 mm vastagságú, DP600, DP800, illetve DP1000 nagyszilárdságú acéllemezekből lettek kimunkálva. A külső kontúrok lézervágással készültek, a végleges geometriához a nyírással is terhelt próbatesteknél a vágás után a nyíródó zóna kontúrja marással készült.

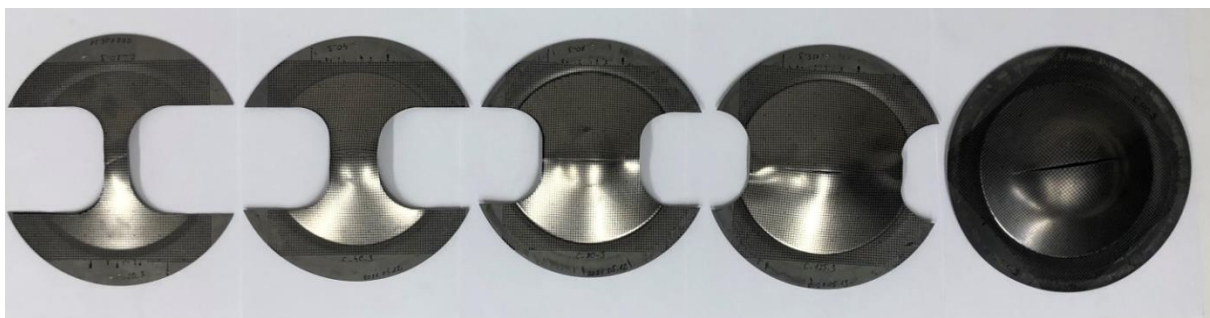
### 6.1.1 Hagyományos FLC próbatestek és vizsgálatuk

A törési határgörbe (FFLC) meghatározására az egytengelyű és kéttengelyű húzó igénybevétel közötti tartományban általánosan elterjedt módszer az FLC meghatározásánál alkalmazott Nakazima vizsgálat. A vizsgálat lényege, hogy a különböző alakváltozási útvonalakat azonos módon kialakított, eltérő hídszélességű próbatestekkel érik el. A vizsgálatra szabvány [4] is rendelkezésre áll, így a próbatestek geometriája a 6.1 ábrán szemléltetett szabványos próbatestnek megfelelően készültek.



6.1. ábra Szabványos Nakazima próbatest és főbb geometriai paraméterei [4]

Az ábrán az 1. és 3. méret minden egyes próbatest esetén 30 mm volt. A különböző alakváltozási útvonalak a próbatest 2-vel jelölt szélességével változtathatók. A vizsgálatoknál mind a három DP acélra öt különböző hídszélesség került kimunkálásra (20 mm, 40 mm, 80 mm, 125 mm, 200 mm) lézervágással, a már említett 1 mm-es táblalemezekből.



6.2. ábra Tönkremenetelig alakított különböző hídszélességű Nakazima próbatestek

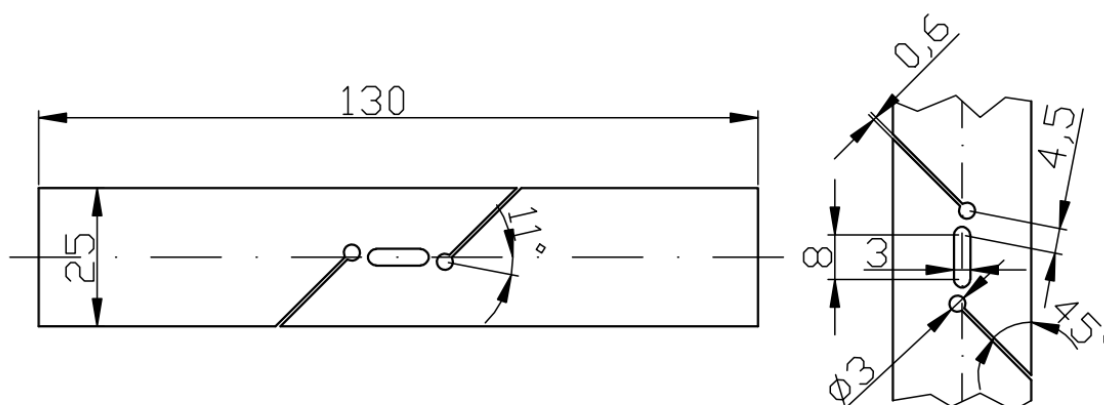
A 6.2. ábra a lézervágással kimunkált majd a vizsgálatok során elszakított próbatesteket szemlélteti. A Nakazima próbatesteknél az optikai mérések elvégzése egy négykamerás mérő és



kiértékelő rendszerrel történt. A Vialux Autogrid kamerarendszer esetén, a próbatest felületére szabályos geometriai alakzatot kell felvinni az alakváltozás méréséhez, így a vágást követően szitanyomással 2 mm osztástávolságú négyzetrács háló került a próbatest felszínére. A vizsgálat lényege, hogy az előkészített, hálózott próbatestet egy húzó és egy szorítógyűrű között rögzítjük úgy, hogy meggátoljuk a lemez vizsgálati tartományon kívül eső részének az elmozdulását. Ennek elérésére (hídszélességtől függően), 250-300 kN terhelőerő szorította a lemezt a vizsgálat során végig. A próbatestet, rögzítése után, annak síkjára merőlegesen, egy félgömb végződésű nyomófej terhelte állandó elmozdulási sebességgel egészen a lemez szakadásáig. A vizsgálat eredményeit befolyásolhatja a megfelelő mintavételezés, így a szabványnak megfelelő 1 mm/min terhelési sebesség mellé 10 FPS képrögzítési sebességet választottam.

### 6.1.2 Nyíró és nyíró-szakító próbatestek előkészítése és vizsgálata

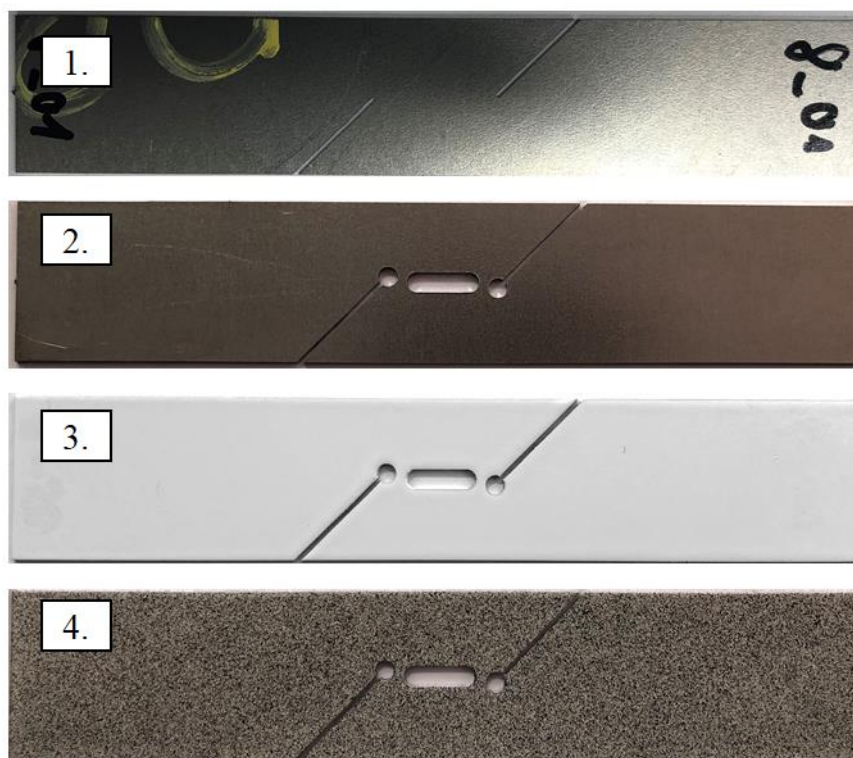
Az 5. fejezetben bemutattam az új nyíró, illetve nyíró-szakító igénybevételnek kitett próbatest geometria fejlesztésének folyamatát. A három vizsgált acélminőség tekintetében ezen próbatestek geometriája egyedül a kör alakú furat pozíciójában (terhelés tengelyével bezárt szöge) különböznek.



6.3. ábra Nyíró próbatest DP800 anyagminőségből

A 6.3. ábra egy DP800 anyagra optimalizált nyíró igénybevételi próbatest végleges geometriáját mutatja. A nyíró igénybevétellel terhelt próbatesteknél – ahogy arra már többször rámutattam – az alkalmazhatóságot a nyíródó zóna kontúrjának gyártástechnológiája erősen befolyásolja. A 4.1. fejezet eredményei alapján az új próbatest gyártási technológiájának a forgácsolást választottam. Különböző megfontolások mellett az egész próbatest elkészíthető lenne forgácsolással, azonban a rendelkezésre álló lehetőségeket figyelembe véve a folyamat gyorsítása érdekében a próbatest külső kontúrja lézervágással készült el. Ez nem befolyásolja a nyíródó zóna alakváltozási állapotát, mert kellően távol van tőle. Ennek megfelelően az oldalsó nyitás oldalai közötti távolság 0,6 mm. Ennek a nyitásnak a szélessége nem befolyásolja a próbatest alkalmasságát (amennyiben a szélességének növelésével nem változtatjuk a nyíródó zóna geometriáját), tehát van lehetőség más módszerrel történő elkészítésére is.

A 6.4. ábra a teljes gyártási és vizsgálat előkészítési folyamatot szemlélteti. Az ábrán 1-el jelölt rész a gyártási folyamat első lépéseként létrehozott geometriát (külső kontúr, valamint a leendő kör alakú furatok és a próbatest oldalai közötti nyitás) szemlélteti. Az ábrán 2.-vel jelölt rész a marás utáni állapotot szemlélteti. A maráshoz, egy erre a próbatestre tervezett befogókészülékbe került elhelyezésre a lézervágott darab, majd egy 2 mm átmérőjű keményfém szerszámmal (Tivoly Alcrona 2,0) került kimunkálásra a két kör és az egy elnyújtott kör alakú furat. Marás során a nyírózó zóna kontúrjain sorja képződik. Mivel a vizsgálat érzékeny a kontúr tulajdonságaira, a sorja csiszolással került eltávolításra.

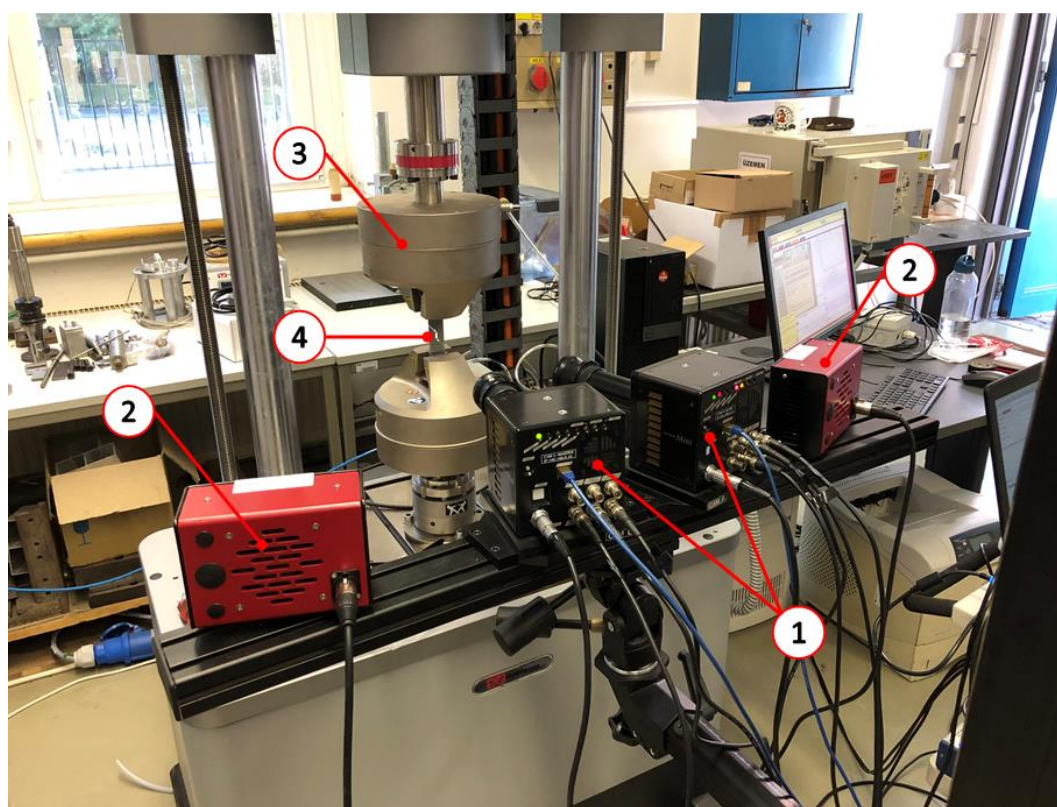


6.4. ábra DP800 nyíró próbatest előkészítésének lépései

Az optikai alakváltozás mérés során a próbatestre irányított kamerák képekben rögzítik a terheléstörténetet. A terhelés után a mérőrendszer szoftvere a próbatest felszínére előzőleg felvitt referenciapontoknak az egymás után következő képeken megfigyelt helyzetváltozása alapján számítja azok elmozdulását, majd származtatja ebből az alakváltozásokat. Gyártás után tehát a próbatest további előkészítésére volt szükség. A GOM- Aramis rendszerrel történő méréshez a próbatest felületére sztochasztikusan elhelyezett (általában fekete színű) festékpontokra van szükség (ezek szolgáltatják a már említett referenciapontokat). A nagyobb kontraszt elérése érdekében azonban bevett módszer, hogy a fekete festékpontok felvitele előtt a próbatest felületét fehér festékkel alapozzák. A vizsgálatához tehát a próbatest vizsgálni kívánt felületét először tisztítottuk, majd alapoztuk fehér festékkel (6.4. ábra 3.), a próbatest csak ezután kapta meg a méréshez szükséges mintázatot (6.4. ábra 4.).

A próbatestek lézervágása Felsőzsolcán az Industar Kft.-ben történt, forgácsolás pedig a Miskolci Egyetem Szerszámgépészeti és Mechatronikai Intézetében. Mind a nyíró igénybevételi,

mind a nyíró-szakító próbatetekeken végzett méréseket a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft.-ben végeztem. A próbatetek terhelésére egytengelyű húzó igénybevételt alkalmaztam, amit a befogópofák állandó elmozdulási sebessége biztosított. Az előkísérletek azt mutatták, hogy a szakadás a nyíró próbatetek esetében 2 mm körüli befogó elmozdulásnál következik be. A kis elmozdulás mellett létrejövő nagy alakváltozást figyelembe kellett venni a megfelelő mintavételezéshez. A befogópofák relatív elmozdulási sebességét így 0,2 mm/perc-re választottam. A kis terhelési sebesség lehetőséget adott a megfelelő mintavételezésre, melynek sebessége változott a vizsgálat során: a rugalmas alakváltozás tartományában 5 FPS-t, az egyenes nyúlásnak megfelelő tartományban 10 FPS-t, a szakadás várható bekövetkezése előtt 15 FPS-t alkalmaztam. Az egyes mintavételezési sebességeket az előkísérletek eredményei alapján határoztam meg. A próbatetek alakváltozásáról a képeket egy Titanar objektívvel szerelt Photron Fastcam kamera készítette. A terhelést egy Instron E10000 biaxiális elektro-dinamikus berendezés szolgáltatta.

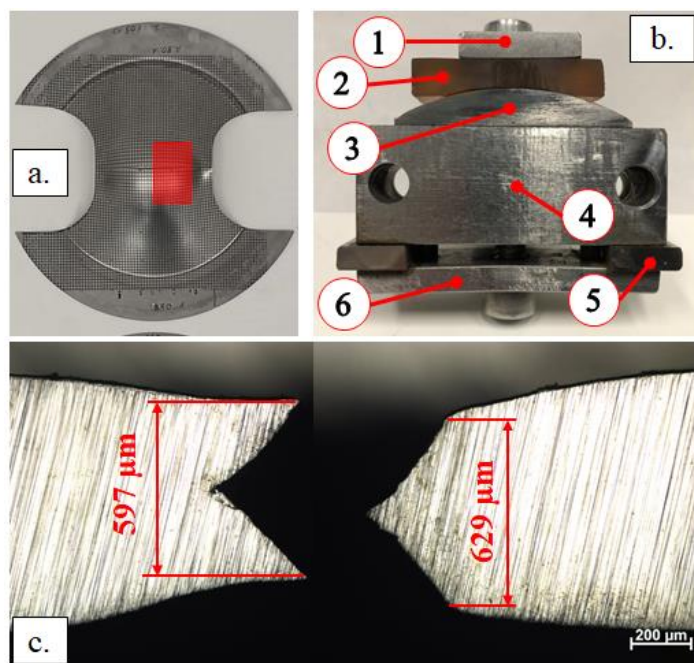


6.5. ábra Vizsgálati elrendezés egytengelyű húzással terhelt próbatesteknél

A 6.5. ábra a vizsgálati elrendezést szemlélteti. Az ábrán 1. jelöli a két, szögben álló kamerát az objektívekkel, amelyek az alakváltozás közben készítették a felvételeket a próbatestról, valamint az azon levő festékpontok elmozdulásáról. Mivel az optikai mérés sarkalatos paramétere a megvilágítás, az ábrán 2-vel jelöltem a reflektorokat, melyek a kamerával párhuzamos kék fényel világítják meg a próbatestet, így téve lehetővé a jobb minőségű képek elkészítését. Az ábrán 3. jelöli a 16 bar-os hidraulikus befogókat, és a közéjük helyezett 4.-el jelölt próbatestet.

## 6.2 Törési határalakváltozás meghatározása az FLC feletti tartományban

Az egy- és kéttengelyű húzó igénybevétel közötti tartományban a törési alakváltozás meghatározásának több módja ismert. Vékonylemez vizsgálatoknál elterjedt módszer az alakítási határdiagram felvételére alkalmas Nakazima próbatestekkel végzett vizsgálat alkalmazása. Ahhoz, hogy a Nakazima próbatestekkel a törési alakváltozást meghatározzuk, első lépésben a szabványosított Nakazima vizsgálatot kell elvégezni. Disszertációmnak nem célja az ISO 12004 szabvány részletes ismertetése, így a következő részfejezetekben csak a vizsgálatok eredményeit, továbbá a törési határalakváltozás meghatározásának módszerét ismertetem. Az így kapott eredményeket összevetem a hagyományosan alkalmazott alakítási határértékekkel. A teljes ún. FLC tartomány lefedésére mind a három anyagminőségből 5 db – mindegyik alakváltozási útvonalhoz 3 ismétlő vizsgálatot lehetővé tévő – különböző hídszélességű próbatest került legyártásra lézervágással. Ez összesen egy anyagminőségben belül 15 db próbatestet jelentett.



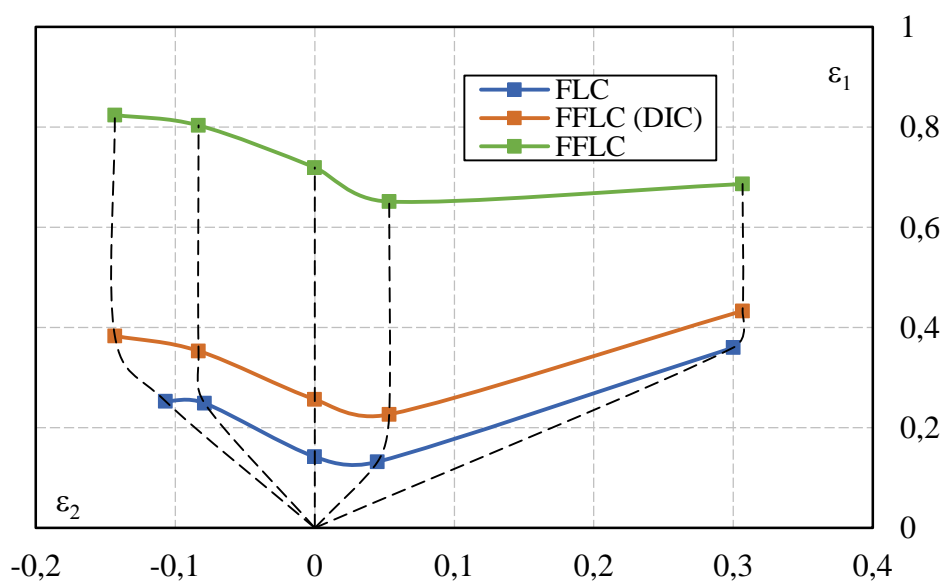
6.6. ábra Tönkremenetelhez tartozó vastagságirányú alakváltozás meghatározása: a.) szakadás körüli tartomány kimunkálása, b.) mintaelőkészítő, c.) vastagságmérés

A Nakazima próbatestek vizsgálatánál a 2.28. ábrán szemléltetett alakítási határállapotok különböző értelmezéseit vizsgáltam (FLC, FFLC). Ehhez először az ISO 12004 szabványnak megfelelően szakadásig terheltem a DP acélminőségekből gyártott próbatesteket. Második lépésben az ún. törési lemezvastagság módszerrel meghatároztam a törési alakváltozásokat. A vastagság mérése a félgömb alakra alakított próbatesteken bonyolultabban kivitelezhető folyamat, mint az egytengelyű húzó igénybevétellel terhelt nyíró próbatestnél, a mérés kivitelezhetőségét megkönnyítő mérőkészülék és a vastagságmérés menetét a 6.6. ábra mutatja be.

Ahhoz, hogy mérni tudjam a lemezvastagság megváltozását, a félgömbvégződésű bélyeggel szakadásig terhelt próbatestekből első lépésben a próbatesten megjelenő repedést is magába



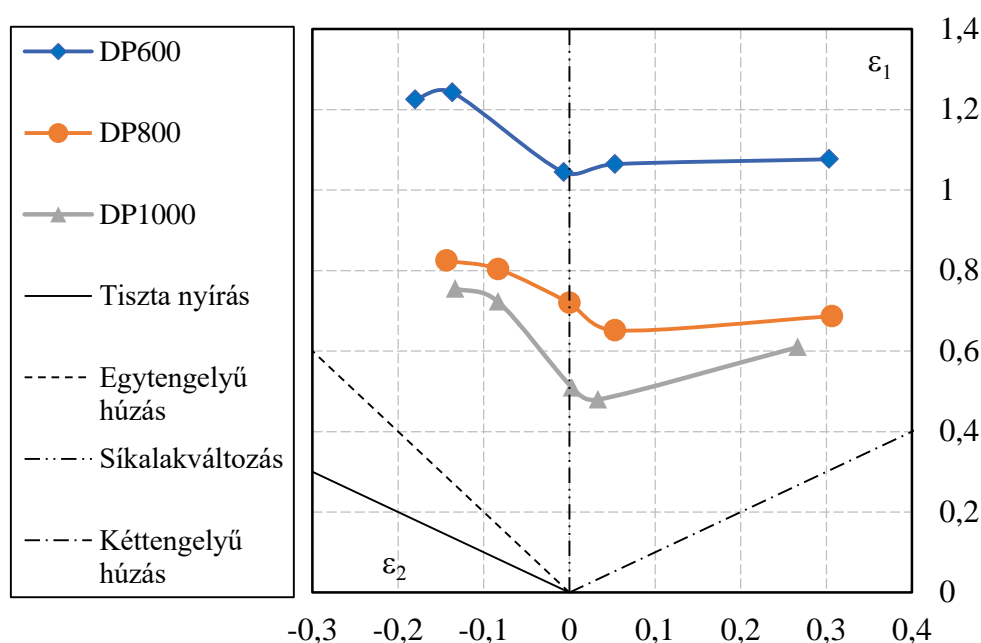
foglaló tartomány került kimunkálásra (6.6. ábra a.) piros téglalappal jelölt tartomány). Bevett szokás szerint a kimunkált, és a törési helyet is magába foglaló tartományt ezután általános csiszolatkészítési eljárásnak megfelelően műgyantába rögzítik, majd csiszolatot készítenek. Az így elkészült mintákon végzik el a törési lemezvastagság mérését mikroszkóp segítségével. Mivel ez az adott vizsgálati szám miatt (3x15 db) meglehetősen hosszadalmas folyamat lett volna, a csiszolás és a vastagságmérés kivitelezésére egy mintaelőkészítő készülék (6.6. ábra b.) került megtervezésre és legyártásra, amely lehetőséget nyújt a darabok műgyantába öntés nélküli rögzítésére, csiszolására, majd ezek után a darabok vastagságának mérésére. A szakadás kimunkált környezetét az ábra b.) részén 1-el jelölt nyomólap, a 2-vel jelölt gumipárnán keresztül szorítja a 3-mal jelölt gömbszeletre. A 4-el jelölt alaplapra szerelt gömbszelet sugara megegyezik a vizsgálat során alkalmazott bélyegével, így a vizsgálat során, a szakadás időpontjának megfelelő elrendezésben van lehetőség méréseket végezni. Az 5-tel jelölt ellendarabok a csiszolás folyamata során biztosítják a megtámasztást, ezeket a 6-tal jelölt ellendarab szorítja az alaplaphoz. A leírt módszerrel az elszakított próbatestből kimunkált, majd csiszolt darabokról készült mikroszkópi képet, valamint a mért vastagságot a 6.6. ábra c.) része szemlélteti. A vastagság irányú alakváltozás meghatározására a próbatest két töretfelületén mért, egymással szemben lévő vastagságok átlagát használtam fel.



6.7. ábra FFLC meghatározásának lépései DP800 acélminőségre

A Vialux Autogrid rendszerben először a szakadás előtti utolsó képen meghatároztam a főalakváltozások értékét (később ezeket az értékeket használtam fel az  $FFLC_{DIC}$  vagyis a digitális képpkorrelációs technológiával meghatározott törési határdiagramhoz). Az egyes próbatestek vastagság változásának ismeretében a már ismertetett (29) és (30) képletek alapján határoztam meg a törési határhoz tartozó pontokat. A vizsgálatok során meghatározott klasszikus FLC görbét, a meghatározott töréshez tartozó görbét ( $FFLC_{DIC}$ ) és a alakítási határdiagram feletti tartományban lévő törési határalakváltozási görbét (FFLC) a Nakazima vizsgálattal lefedhető alakváltozási tartományban a 6.7. ábra szemlélteti DP800 acélminőségre.

A 6.7. ábrán látható, hogy az egyes vizsgált alakváltozási határok közül a klasszikus FLC görbe fut a legalacsonyabban, ami azzal magyarázható, hogy a szabványos módon meghatározott alakítási határgörbe a kontrakció kezdetéhez tartozó határállapotokat írja le. Az FLC-től nagyobb alakváltozási értékek tartoznak az  $FFLC_{DIC}$  határgörbéhez, amit a szakadás előtti utolsó képen a legnagyobb főalakváltozások értéke határoz meg. A 6.7. ábrán vékony szaggatott fekete vonalak jelölik az egyes próbatest hídszélességhez tartozó alakváltozási útvonalakat. Az alakváltozási útvonalak alátámasztják a tényt, miszerint a kontrakció megjelenése után a kisebbik főalakváltozások értéke csökkenni kezd, a törés pedig síkalakváltozási állapotban megy végbe. Az anyag tényleges tönkremeneteli határalakváltozási görbét az  $FFLC$  mutatja. Az FLC és  $FFLC_{DIC}$  valamint  $FFLC$  diagramok alátámasztják az az irodalomban ismert tényt, miszerint a DP acélok általános jellemzője, hogy a lokális alakváltozó képességük jelentősen nagyobb, mint a globális.

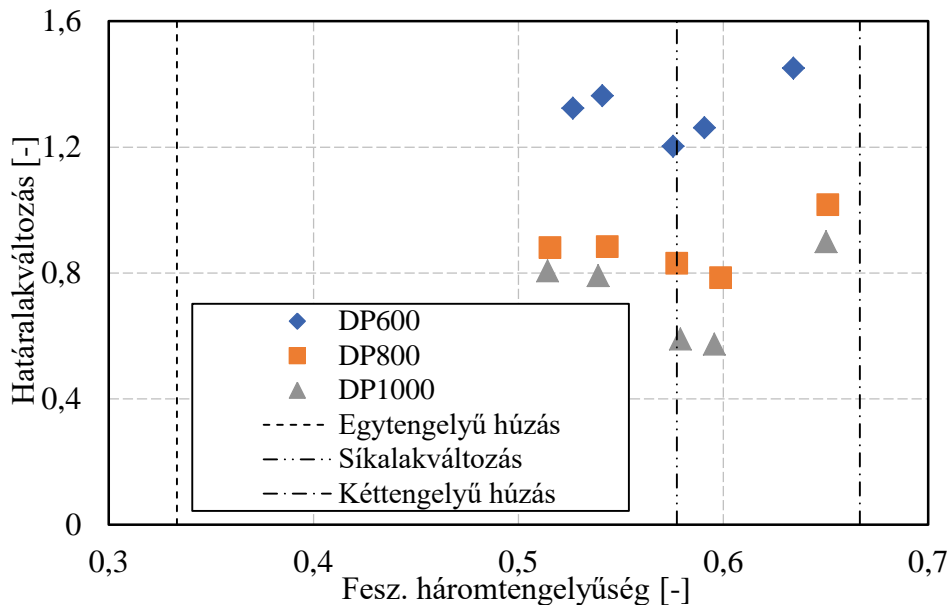


6.8. ábra FFLC görbék DP600, DP800 és DP1000 acélminőségekre

A 6.8. ábrán a három vizsgált anyag alakváltozási térben meghatározott FFLC görbéi egy diagramban láthatók. Alapjaiban a görbék alakja és egymáshoz viszonyított helyzete megegyezik az ezen acélminőségek jól ismert FLC görbéinek alakjával és helyzetével, csak az alakváltozási határ tönkremenetelnél történő értelmezése miatt egységesen fentebb, a nagyobb határalakváltozási értékeknél futnak.

Ahhoz, hogy a vizsgált acélok törési összefüggéseit meghatározzam – az esetleges későbbi végeleemes szoftverbe importálás céljából –, az alakváltozási tér mellett szükség van az egyes pontok feszültségi térben történő értelmezésére is. Mivel DIC technológiával csak a próbatest alakváltozásáról kapunk információt, a törési feszültségállapotokat az FFLC pontjainak feszültség térbe konvertálása (2.3. fejezet) alapján határoztam meg. Ehhez első lépésben

meghatároztam a törési ponthoz tartozó alakváltozási irányt ( $\beta$ ) a (24) összefüggés alapján, majd (25) alapján származtattam ebből a főfeszültségek arányát ( $\alpha$ ). A (26) összefüggés a főfeszültségek arányát használja fel a feszültség háromtengelyűség értékének a meghatározásához. A feszültség háromtengelyűség származtatása után átszámítottam a főalakváltozási térben meghatározott határalakváltozási pontot összehasonlító határalakváltozásra.



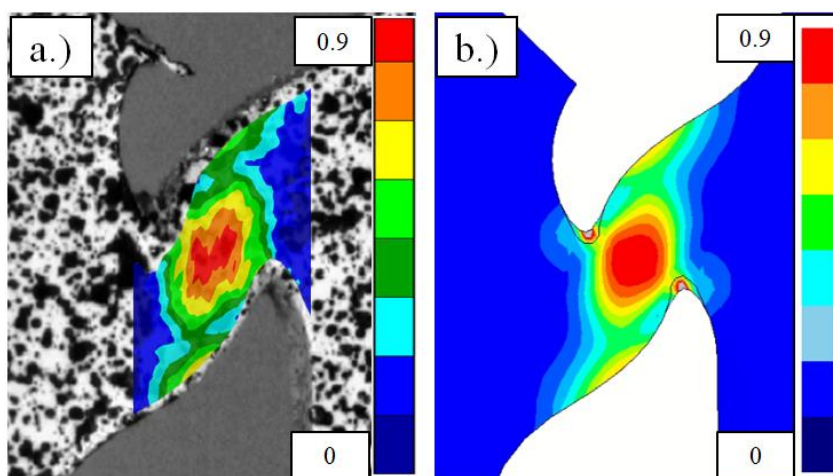
6.9. ábra Határalakváltozási értékek feszültség háromtengelyűség függvényében DP600, DP800 és DP1000 acélminőségekre

A 6.9. ábrán az alakváltozási térből (6.8. ábra) a feszültség háromtengelyűséggel azonosított feszültségtérbe történő átszámítás után a három acélminőség határalakváltozási értékei láthatóak.

### 6.3 Törési határalakváltozás meghatározása a tiszta nyíró alakváltozási állapothoz

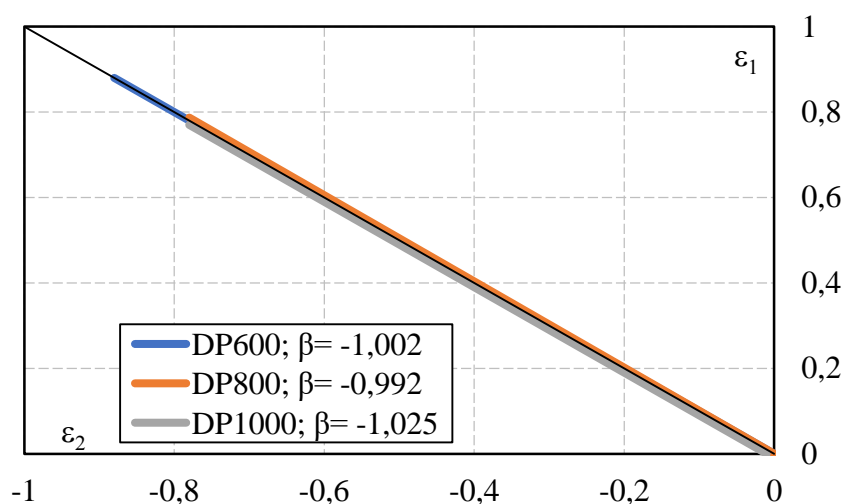
Az 5.4. fejezetben részletesen bemutattam az új próbatest-geometria fejlesztésének lépéseit, aminek eredményeként a három vizsgált acélminőség tekintetében az ún. kéthidas próbatestek esetén pusztán a furatok terhelési tengelytől mért elforgatási szögével előállítható a nyíródó zónában az anyag tiszta nyíró ( $\beta = -1$ ) alakváltozási útvonala. A további vizsgálatok azt is bemutatták, hogy a tiszta nyíráshoz tartozó feszültség háromtengelyűség ( $\eta = 0$ ) és Lode-szög paraméter ( $\xi = 0$ ) értékeket is figyelemmel kísérve a DP600 anyagminőségnél az  $\delta = -13^\circ$ , a DP800 anyagminőségnél az  $\delta = -11^\circ$  és végezetül a DP1000 acélminőségnél az  $\delta = -9^\circ$  elforgatási szögek jelentik a mindkét állapot (alakváltozási és feszültség) szempontjából legmegfelelőbb kéthidas próbatesteket. Az így meghatározott próbatesteket egytengelyű szakítóvizsgálattal szakadásig terheltem és a folyamat során DIC technikával regisztráltam az alakváltozás eloszlási mezőt a nyíródó keresztmetszet felszínén. Mindhárom anyagminőségből 8 db párhuzamos vizsgálatra alkalmas próbatest sorozatot készítettem. A

numerikus modellezéssel kapott eredmények helyességét támasztja alá a 6.10. ábra, ami a DP800 acélminőség esetére mutatja az alakváltozás eloszlását a fizikai mérés (DIC) és a numerikus modellezés összevetésében.



6.10. ábra Összehasonlító alakváltozás eloszlása a DP800 nyíró próbatestek esetén a.) fizikai mérés és b.) szimuláció a szakadási előtti utolsó képen

A 6.10 ábra a.) részén a fizikai mérés eredményét szemléltetem a szakadás előtti utolsó képen, a b.) rész pedig a megfelelő maximális összehasonlító alakváltozási értéknél mutatja a szimuláció eredményét. A 6.10. ábra alapján az is kijelenthető, hogy a fizikai mérések alakváltozás eloszlás eredményei megfelelnek a szimulációs eredményeknek, tehát a legnagyobb alakváltozás a zóna közepére koncentrálódik, és a középponttól kifelé haladva az alakváltozás koncentrikusan épül le teljesen a zóna széléig.

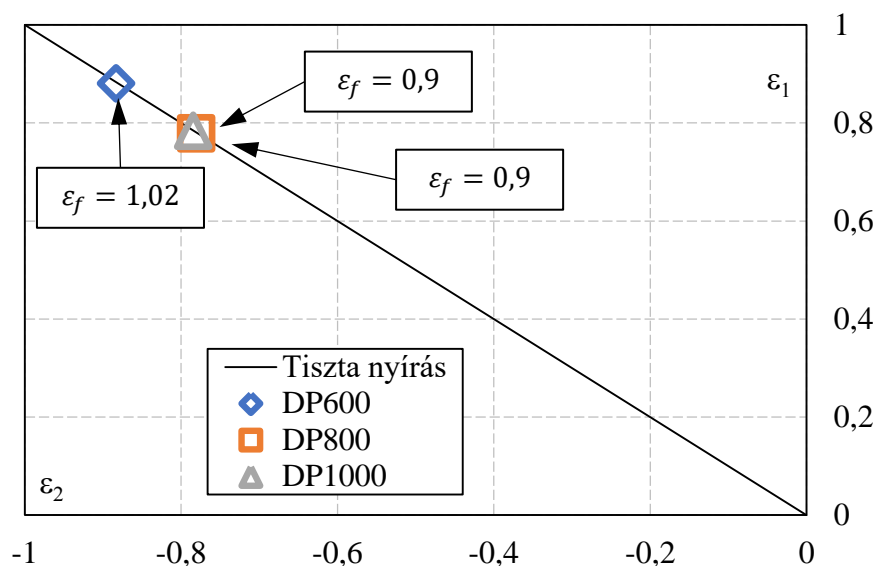


6.11. ábra Alakváltozási útvonalak a vizsgált DP acélok esetén

A 6.11. ábra a fizikai mérések során mért főalakváltozási értékek ismeretében meghatározható alakváltozási útvonalakat szemlélteti a három anyagminőség esetén. Összevetve az alakváltozási útvonalakat a referenciaként szolgáló tiszta nyírásra jellemző vékony fekete színű vonallal jelölt alakváltozási útvonallal megállapítható, hogy az egyes próbatestek alakváltozása azok teljes



terheléstartományában megfelelt a tiszta nyírás alakváltozási útvonalának. A 6.11. ábrán feltüntettem továbbá a  $\beta$  főalakváltozások hányadosából számolt értékek átlagát az egy anyagminőség során elszakított 8-8 próbatest tekintetében, amely szintén alátámasztja azt, hogy az alakváltozás tiszta nyírásnak megfelelő volt a teljes tartományban.



6.12. ábra Tönkremeneteli határalakváltozások a különböző DP acéloknál

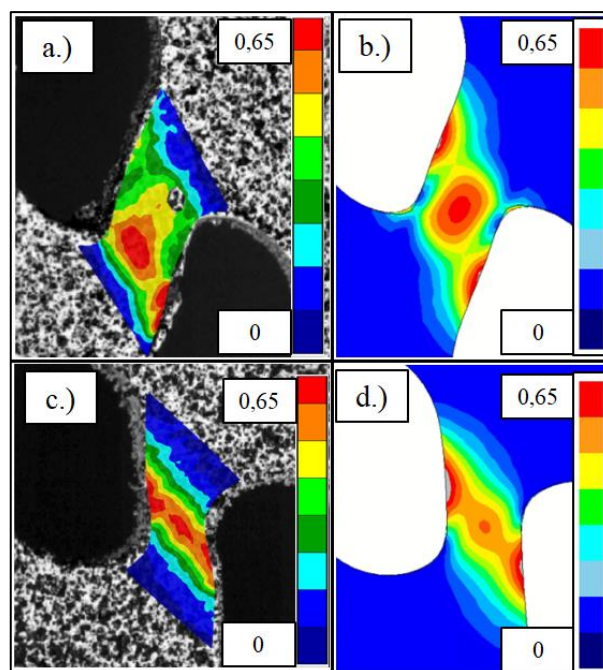
A 6.12. ábra a törési alakváltozásokat szemlélteti a főalakváltozások terében. Ezeket az értékeket a DIC mérésrel rögzített utolsó képen mért alakváltozások alapján ábrázoltam. Ahogy arra az itt be nem mutatott, de regisztrált erő- dugattyúelmozdulás diagramok alapján számítani lehetett, a DP800, illetve DP1000 anyagok törési pontjai átfedik egymást. Ez valószínűleg összefügghet azzal, hogy bizonyos martenzit térfogathányad felett az alakíthatósággal összefüggő mérőszámok már nem tudnak tovább csökkenni a DP acélok csoportjában. Az összehasonlító határalakváltozás értékek a következők:  $\varepsilon_f^{DP600} = 1,02$ ,  $\varepsilon_f^{DP800} = 0,90$  és  $\varepsilon_f^{DP1000} = 0,90$ .

A három nagyszilárdságú acél nyíró próbatesteinek vizsgálatai alapján kijelenthető, hogy a végeselemes modellezéssel optimalizált próbatestek az alakváltozás teljes tartományában megfeleltek a tiszta nyíró igénybevételnek. A próbatesteket összehasonlítva érdekes megfigyelni, hogy a törésig elviselt összehasonlító alakváltozás értékek a DP800, illetve DP1000 anyagok esetében megegyeztek.

#### 6.4 Törési határalakváltozás meghatározása a nyíró-szakító alakváltozási állapotokhoz

Az 5.5. alfejezetben bemutatott nyíró-szakító próbatestek numerikus modellezésre alapozott fejlesztése után a próbatesteket legyártattam, majd előkészítettem a DIC optikai alakváltozás méréséhez. Mind a +30°-os, mind a +60°-os furatpozíció elforgatással elkészült próbatestből minden vizsgált anyagminőségből 4-4 db próbatest sorozat készült. Ezt követően a próbatesteket

a 6.5. ábrán bemutatott vizsgálati körülmények között szakadásig alakítottam, miközben folyamatosan rögzítettem a próbatestek nyírózó zónájának felszínén az alakváltozás eloszlását DIC módszerrel. Itt jegyezném meg, hogy a különböző anyagminőségek  $+30^\circ$ -os és  $+60^\circ$ -os furatpozíció elforgatással készült próbatestek alakváltozási útvonalában, valószínűleg eltérés lesz a szilárdsági tulajdonságok különbözősége miatt. Ez alapjaiban a mérések végcélját, hogy minél szélesebb tartományban meghatározzam a 3 anyagminőség határalakváltozási görbét nem befolyásolja, hiszen itt a tiszta nyíró és az egytengelyű szakító vizsgálat két alakváltozási útvonala közzé kell pontokat létrehozni és ez teljesülni fog.

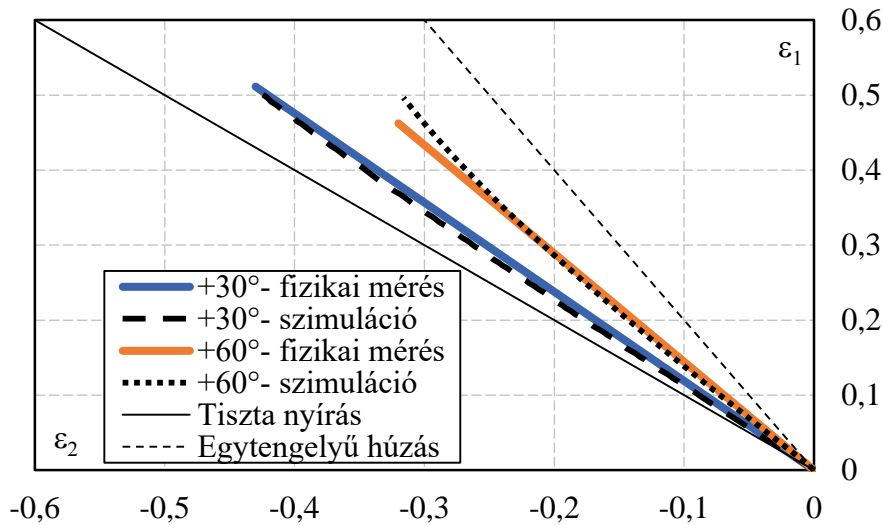


6.13. ábra Fizikai és szimulációs alakváltozás eloszlások a DP800 nyíró-szakító próbatesteken: a.)  $+30^\circ$  fizikai mérés; b.)  $+30^\circ$  szimuláció; c.)  $+60^\circ$  fizikai mérés; d.)  $+60^\circ$  szimuláció

A 6.13. ábra a fizikai vizsgálatok során mért és a numerikus vizsgálat során meghatározott alakváltozás eloszlást veti össze a DP800 anyagminőség tekintetében. A 6.13. ábra a.) részletén a  $+30^\circ$ -os elfordítással rendelkező próbatest optikai méréssel a törés előtti utolsó képen meghatározott, alakváltozás eloszlása látható összevetve a szimulációval (b.) részlet). A tiszta nyíró igénybevételű próbatesttel szemben a  $+30^\circ$ -os próbatest legnagyobb alakváltozása nem a zóna közepére koncentrálódik, hanem a nyíró tartomány egyik oldalára. A 6.13. ábrán b.)-vel jelölt  $+60$  fokos próbatest esetén az alakváltozások eloszlása sávos elrendezésű, ami a zóna közepén veszi fel a maximális értékét.

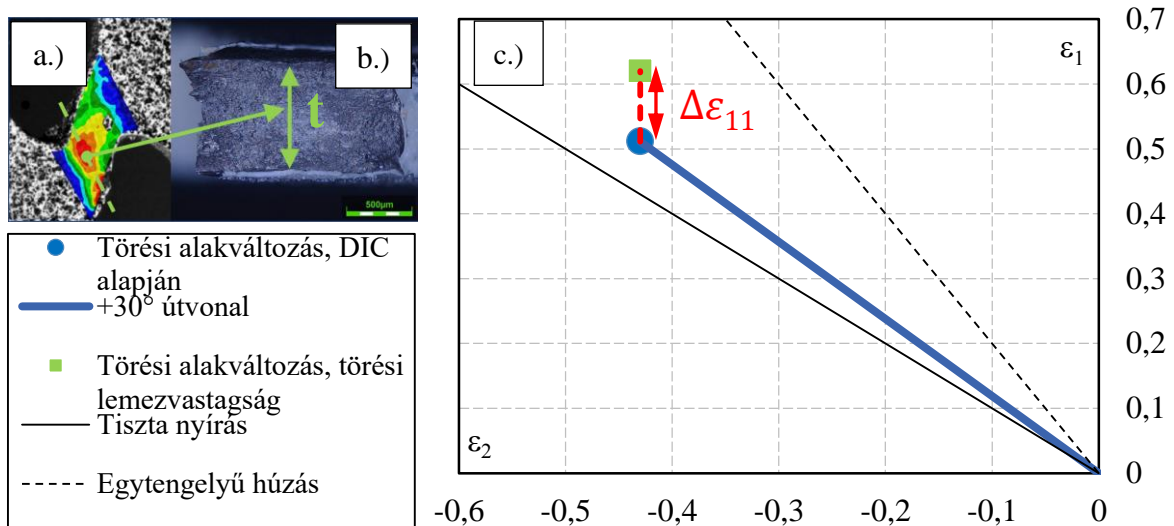
A 6.14. ábrán a fizikailag mért, illetve a szimulációval meghatározott alakváltozási útvonalakat vetettem össze. A szimulációkkal meghatározott alakváltozási útvonal és a fizikai mérés alakváltozási útvonala a  $+30^\circ$ -os próbatest esetében megfelelő egyezést mutat. A  $+60^\circ$ -os próbatest szimulációval előállított alakváltozási útvonaltól a nagyobb alakváltozásoknál némileg eltér a fizikai mérés alakváltozási útvonala, viszont ez az eltérés nem meghatározó.

A 4-4 próbatest alakváltozási irány átlagértékei a következőre adódtak:  $\beta^{+30} = -0,841$  és  $\beta^{+60} = -0,768$ .



6.14. ábra A fizikai méréssel és szimulációval meghatározott alakváltozási útvonalak összevetése

A törési határ meghatározásának szokásos módja törési lemezvastagság módszere, amelynek lényegét a 6.2. alfejezetben már ismertettem. A 6.15. ábra összefoglalja azokat a lépéseket, amelyekkel a módszer alkalmazható a nyíró-szakító próbatestekre.



6.15. ábra A törési lemezvastagság módszer alkalmazása nyíró-szakító próbatesteken: a.) alakváltozás eloszlása, b.) törési lemezvastagság mérése c.) törési pont származtatása

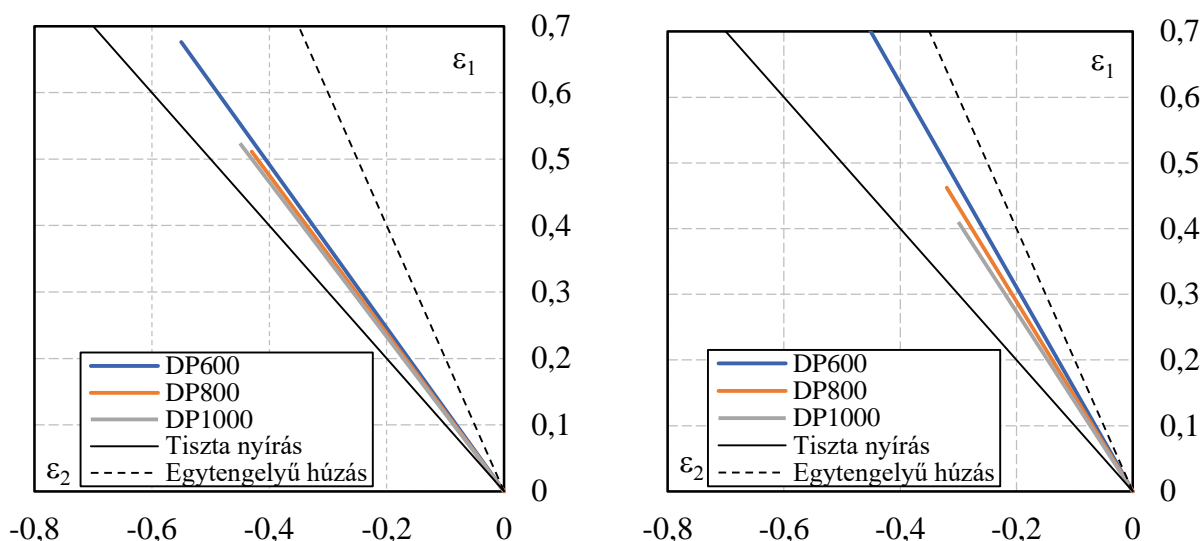
Első lépésben a törés előtti utolsó képen (6.15. ábra a.)) a legnagyobb összehasonlító alakváltozású pontban meghatároztam a főalakváltozások értékeit a teljes alakítástörténetre vonatkozóan, és ezek felhasználásával ábrázoltam az alakváltozási útvonalat. Második lépésben a próbatest töretfelületén lemértem az eddig vizsgált pontban a lemezvastagság változását

(6.15. ábra b.)). Az elvékonyodási módszer feltételezi, hogy a kontrakció kezdete után a kisebb főalakváltozás zérus, így a nagyobb főalakváltozás egyenlő lesz a vastagság irányú változással. A törési lemezvastagság módszer alkalmazásához tehát a következő összefüggést vettem figyelembe:

$$\varepsilon_3 = \ln \frac{t}{t_0} = \varepsilon_3^{f^{DIC}} + \Delta\varepsilon_3 \quad (35)$$

ahol:  $\varepsilon_3$ - a teljes vastagság irányú alakváltozás,  $t$ , a szakadás után mikroszkópon mért lemezvastagság,  $\varepsilon_3^{f^{DIC}}$  - a vastagság irányú alakváltozás a szakadás előtt rögzített utolsó képen. Ha feltételezzük, hogy a képletben szereplő  $\Delta\varepsilon_3 = -\Delta\varepsilon_1$  akkor a törési alakváltozás a (30) képlet alapján származtatható.

A 6.16. ábra a.) részlete a  $+30^\circ$ -os furatpozíciójú próbatestek alakváltozási útvonalát szemlélteti különböző DP acélminőségeken. Látható, hogy az alakváltozási útvonalak között az eltérés nem jelentős, de az alakváltozási irányok ( $\beta^{600} = -0,813$ ;  $\beta^{800} = -0,841$  és  $\beta^{1000} = -0,859$ ) arra utalnak, hogy a növekvő szilárdsággal, ugyanazon próbatest-kialakítás esetén, a nyírózó zóna egyre inkább a tiszta nyírás irányában tér ki.



6.16. ábra a.)  $+30^\circ$  és b.)  $+60^\circ$  próbatestek alakváltozási útvonalai különböző DP anyagminőségeken

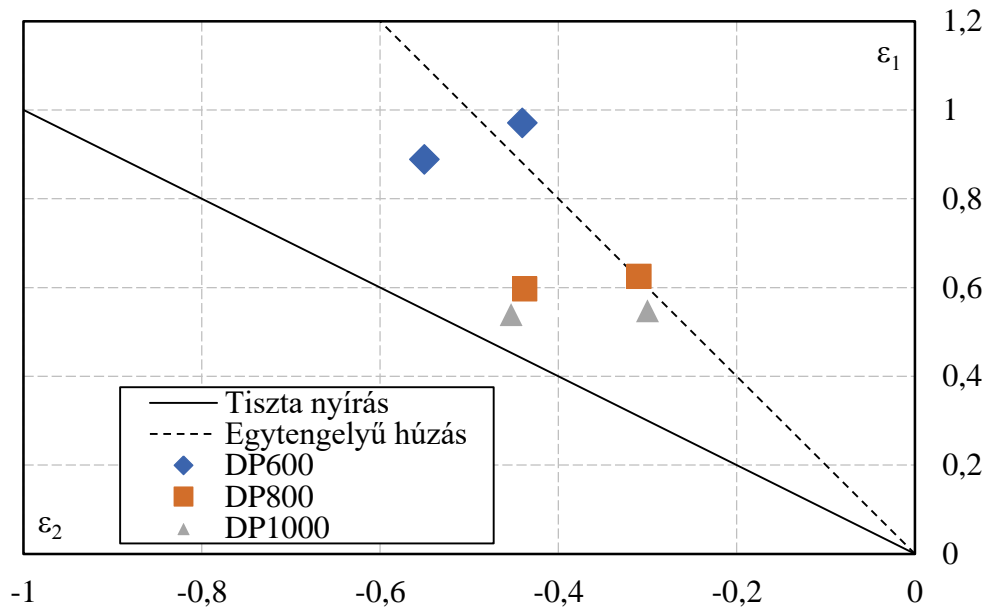
Ezt a jelenséget támasztja alá a 6.16. ábra b.) részlete, ahol már jelentősebb eltérés figyelhető meg az egyes próbatestek között. A  $+60^\circ$ -os furatpozíciójú próbatestek esetében az alakváltozási irányok a következők voltak:  $\beta^{600} = -0,644$ ;  $\beta^{800} = -0,692$ ;  $\beta^{1000} = -0,732$

6.1. táblázat Nyíró-szakító próbatestek törésig elviselt összehasonlító alakváltozásai

Elforgatás	DP600	DP800	DP1000
$+30^\circ$	0,716	0,594	0,590
$+60^\circ$	0,754	0,636	0,548

Az alakváltozási útvonalak összevetése után a az egyes anyagminőségek próbatesteihez tartozó törési határ-alakváltozásokat vettem össze a 6.1. táblázatban. A táblázat azt mutatja,

hogyan az összehasonlító alakváltozások a nyíró próbatetekhez képest a húzó igénybevételi komponens megjelenésével csökkennek.



6.17. ábra Törési határalakváltozások a nyíró- szakító tartományban DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségeknél

A táblázatban szereplő értékeket a főalakváltozási síkon mutatja be a 6.17. ábra minden vizsgált acélminőségére a 4-4 párhuzamos mérés átlagában.

## 6.5 Mérési eredmények összefoglalása

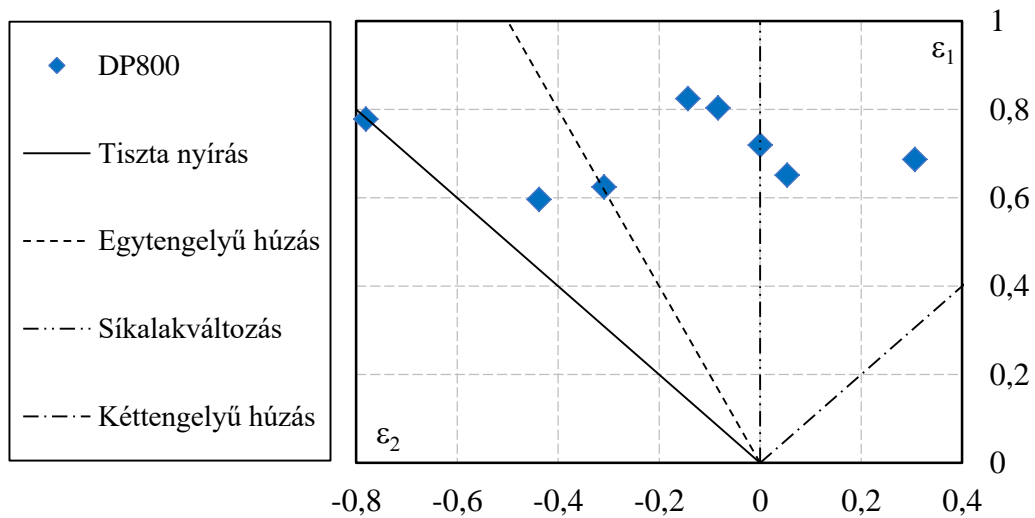
Az előző fejezetekben bemutattam a DP acélokon végzett vizsgálatok előkészítését, a vizsgálatok menetét, illetve ismertettem a kiértékelési módszereket és a kapott eredményeket. Az eddigi fejezetek mind egy-egy szeletét fedik le a lemezalakítás szempontjából releváns alakítási térnek.

A vizsgálatok a hagyományos Nakazima próbatetekken végzett vizsgálatokkal kezdődtek, amelyekkel az egy- és a kéttengelyű húzó igénybevétel közötti tartományban határoztam meg a törési határalakváltozásokat. Ezek a vizsgálatok a szabványnak megfelelően lettek elvégezve, azonban a kiértékelés során figyelembe vettem a törési lemezzvastagságot, valamint a szakadás előtti utolsó regisztrált főalakváltozás értékeket.

A mérések a végeselemes modellezéssel fejlesztett majd optimalizált új, forgácsolással készíthető nyíró próbatetek vizsgálataival folytatódtak. Ezek a vizsgálatok megszabták az alakítás határát a tiszta nyíró igénybevétel irányában.

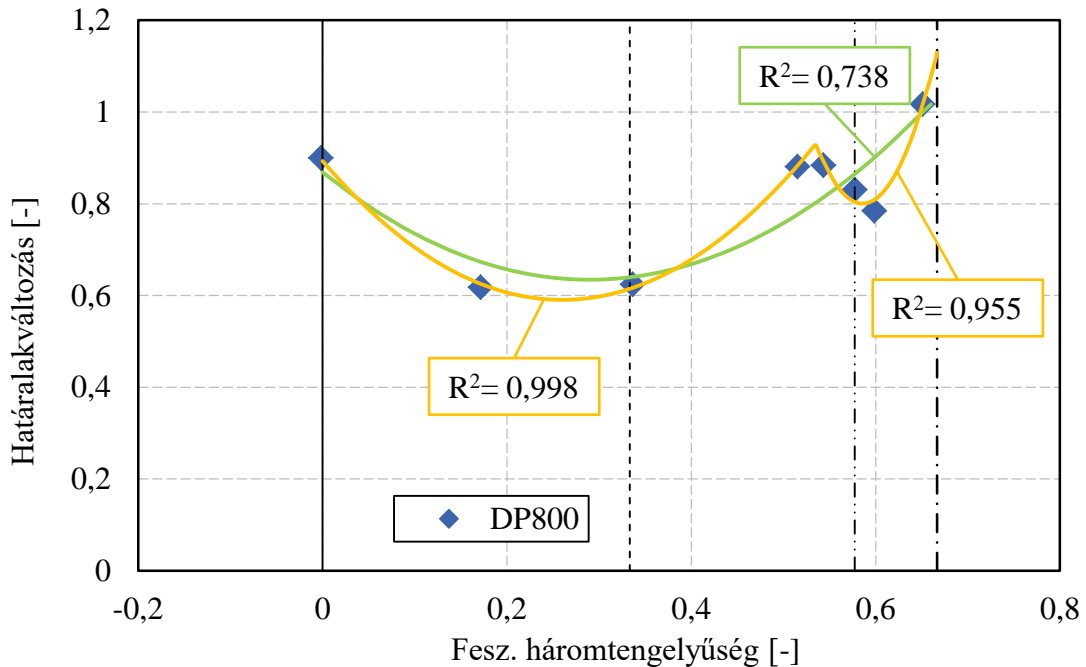
A vizsgálatok harmadik nagyobb egységét a nyírással mellett egytengelyű húzással is terhelt próbatetek tették ki. Ezek a nyíró-szakító próbatetek az egytengelyű húzás, valamint a tiszta nyírással közötti tartományban adták a tönkremeneteli határalakváltozási értékeket.

A 6.18. ábra DP800 anyagminőségen elvégzett vizsgálatok határalakváltozási eredményeit összesíti a „kiterjesztett” alakváltozási térben.



6.18. ábra Törési határértékek DP800 acél esetén a főalakváltozási térben

Az alakváltozási térből az egyes törési pontokat az előző fejezetekben ismertetett módon áttanformáltam a feszültségtérbe. A tranzformált törési határalakváltozási értékeket a feszültségtérben a 6.19. ábra szemlélteti.

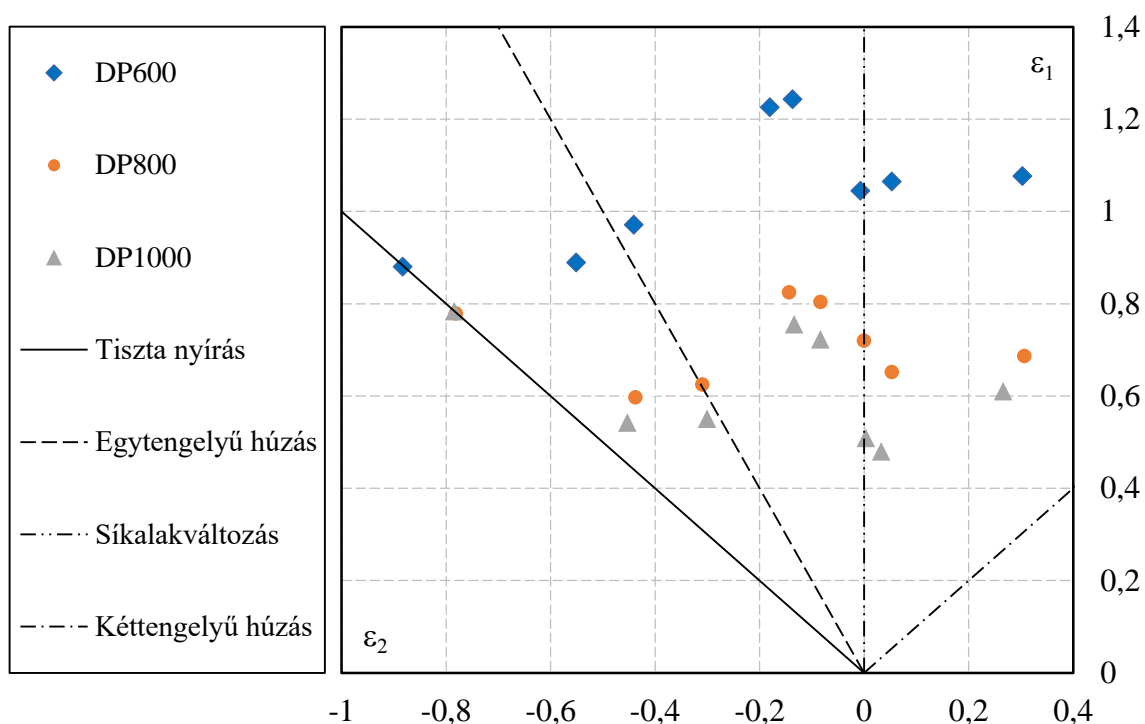


6.19. ábra Törési pontok a feszültségtérben

A 6.19. ábrán a kék négyzetek jelölik a töréshez tartozó pontokat. A törési pontokat a feszültségtérben két különböző módon közelíttem ahhoz, hogy meghatározzam az azokat legjobban leíró összefüggést. A vizsgált pontokra először a zölddel jelölt polinomot illesztettem, ebben az esetben a korrelációs együttható értéke 0,738 volt. Jobb illesztést kaptam azonban úgy,

hogy a vizsgált tartományt két részre osztottam, majd az első és második tartomány pontjait egy-egy parabolával közelítettem. Ebben az esetben az  $R^2$  a kisebb feszültség háromtengelyűség ( $\eta = 0 \dots 0,54$ ) esetén 0,998, a nagyobb háromtengelyű feszültségértékek ( $\eta = 0,54 \dots 0,66$ ) esetén 0,955 volt. Ezek alapján kijelenthető, hogy a vizsgált összefüggések közül a törési pontokat DP800 acél esetén két egymást metsző másodfokú polinommal (dupla parabola) lehet elérni.

A következő diagramban (6.20. ábra) a háromféle anyagból kimunkált próbatesteken mért törési alakváltozásokat a főalakváltozások koordináta rendszerében ábrázoltam, annak érdekében, hogy megvizsgáljam a törési alakváltozás és az anyagok szilárdsága közötti összefüggést. A vizsgált DP acélokról az ábra alapján kimondható, hogy a csökkenő szilárdsággal növekszik a törésig elviselt összehasonlító alakváltozás értéke. A legnagyobb törési alakváltozással tehát a főalakváltozások terében a DP600 anyag rendelkezik. Érdekes megfigyelni, hogy bár a DP800 acélnak a szilárdsága ugyanannyival tér el a DP600-tól mint a DP1000-tól mégis inkább a DP1000 acélt törési alakváltozási tulajdonságaihoz áll közelebb.

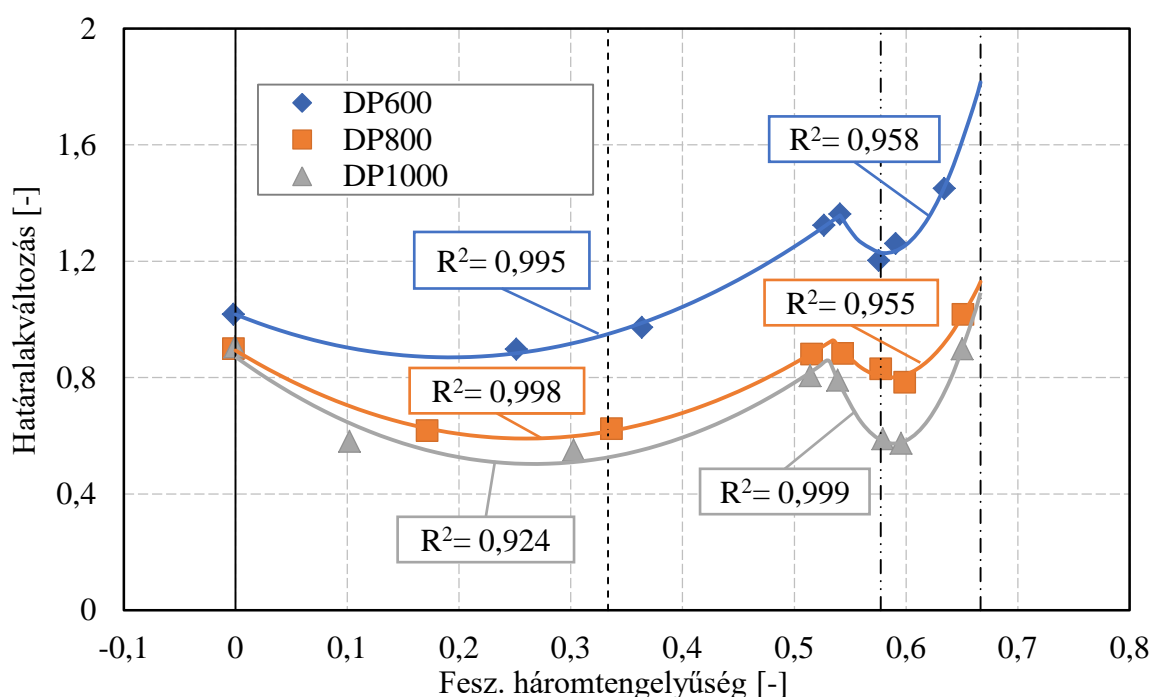


6.20. ábra Törési határpontok összehasonlítása az alakváltozási térben

A három vizsgált DP acél törési pontjait transzformáltam a feszültségtérbe, majd a DP800 acélnál bemutatott módszer alapján a törési pontokat az azokra legjobban illeszkedő dupla parabolával közelítettem. A legjobb illeszkedést mind a három vizsgált acél esetében úgy kaptam, hogy a két polinom közül az alacsonyabb feszültség háromtengelyűség értékekhez tartozót a nyíró;  $+30^\circ$ ;  $+60^\circ$  valamint a 20 mm hídszélességű próbatestekre, a magasabb feszültség háromtengelyűség értékekhez tartozót pedig a 40 mm; 80 mm; 125 mm, illetve



200 mm-es Nakazima próbatetek által meghatározott törési pontokra illeszttem. Az eredményeket az egyes illesztések korrelációs együtthatójával együtt a 6.21. ábra foglalja össze.



6.21. ábra DP600, DP800, DP1000 acélok törési határ-alakváltozásai a feszültségtérben

A 6.21. ábra alapján egyértelműen kijelenthető, hogy a DP acélok szilárdságának növekedésével a törésig elviselt alakváltozás csökken. A törési határfelületet leíró összefüggések a kisebb feszültség háromtengelyűségi tartományban ( $\eta = 0 \dots 0,54$ ) a következők voltak:

$$- \text{ DP600: } \quad \varepsilon_f = 4,0073\eta^2 - 1,538\eta + 1,0172 \quad (36)$$

$$- \text{ DP800: } \quad \varepsilon_f = 4,4837\eta^2 - 2,3303\eta + 0,8933 \quad (37)$$

$$- \text{ DP1000: } \quad \varepsilon_f = 5,1529\eta^2 - 2,7536\eta + 0,8711 \quad (38)$$

A nagyobb feszültség háromtengelyűségi próbatetek esetében pedig ( $\eta=0,54 \dots 0,66$ ):

$$- \text{ DP600: } \quad \varepsilon_f = 80,334\eta^2 - 93,378\eta + 28,363 \quad (39)$$

$$- \text{ DP800: } \quad \varepsilon_f = 50,341\eta^2 - 58,982\eta + 18,077 \quad (40)$$

$$- \text{ DP1000: } \quad \varepsilon_f = 86,254\eta^2 - 101,63\eta + 30,51 \quad (41)$$

A három vizsgált anyag esetében megfigyelhető, hogy a két parabola minden esetben megközelítőleg ugyanannál a feszültség háromtengelyűség értéknél ( $\eta = 0,54$ ) metszi egymást. A törési határgörbékét a feszültségtérben vizsgálva tehát kijelenthető, hogy DP acélok esetében a törési pontokat legjobban közelítő duplaparabola metszéspontja minden esetben ugyanazon feszültségértéknél metszi egymást, eltérés pusztán az adott feszültségértéknél elviselt törési alakváltozásban van, amely fordítottan arányos a vizsgált anyag szilárdságával.



## 7. TÉZISEK – ÚJ TUDOMÁNYOS EREDMÉNYEK

- T1. Nagyszilárdságú DP acéllemezről kimunkált, az anyag törési határ-alakváltozásának meghatározását célzó nyíró próbatestek esetén, azok kimunkálása során előnyben kell részesíteni a hagyományos forgácsoló vagy szikraforgácsoló eljárásokat a lézervágással szemben, mivel lézervágás hatására a vágott kontúr mentén olyan anyagszerkezeti változás megy végbe, mely az anyag tényleges törési határ-alakváltozásának jelentős alulbecslését eredményezi. (1.)
- T2. Nagyszilárdságú DP600, DP800 és DP1000 acélminőségek esetén az új fejlesztésű, a terhelés irányához képest elforgatott nyíródó zónával rendelkező ún. kéthidas próbatestek, amelyek könnyen megmunkálhatók, egyszerű geometriai elemekből felépíthetők, alkalmasak a tiszta nyíró igénybevétel alakváltozási és feszültségállapotának fenntartására. (1.)(2.)
- T3. Nagyszilárdságú DP600, DP800 és DP1000 acélminőségek tekintetében fordított arányosság van az alapanyagok szakítószilárdsága ( $R_m$ ) és az ún. kéthidas nyíró próbatest húzó igénybevételi terhelés tengelyéhez mért nyíródó zóna azon elforgatási szögei ( $\delta^{DP600} = -13^\circ$ ;  $\delta^{DP800} = -11^\circ$ ;  $\delta^{DP1000} = -9^\circ$ ) között, amelyek a mérés alatt a legtovább a tiszta nyírás alakváltozási- és feszültség állapotában tartják a nyíródó zónát. (2.)
- T4. Fizikai méréseim eredményeire alapozva kijelentem, hogy a Nakazima vizsgálattal átfogható alakváltozási útvonal tartomány az egytengelyű húzástól indulva, az új kéthidas próbatestnek köszönhetően kiterjeszhető egészen a tiszta nyíráshoz tartozó alakváltozási útvonalig. A meghatározott törési pontokat az alakváltozási térből a feszültségtérbe konvertálva leírható a vizsgált anyag feszültségfüggő törési viselkedése, melyről a következő megállapításokat teszem (3.):
- A törési határpontok a vizsgált közelítő összefüggések közül a duplaparabolával, azaz két egymás mellett elhelyezkedő, egymást metsző másodfokú polinommal mutatják a legjobb korrelációt.
  - Bár a nagyszilárdságú DP600, DP800 illetve DP1000 acélok törési pontjaira felvett duplaparabolák törési alakváltozás értékei a szilárdsággal fordított arányosságot mutatnak, a parabolák metszéspontjai minden esetben 0,54 feszültség háromtengelyűség értéknél vannak.

## 8. EREDMÉNYEK ÖSSZEFOGLALÁSA

Az utóbbi évtizedekben az autóiipari kutatások hajtóereje a károsanyag-kibocsátás csökkentése volt. Ennek elérése legegyszerűbben a felhasznált anyagok szilárdságának a növelésével lehetséges, ami jelentős kutatásokat indukált az anyagfejlesztések területén. Napjainkban ennek köszönhetően a növelt szilárdságú lemezek nagy választékban érhetők el. A szilárdság növekedésével azonban együtt jár az alakváltozó képesség csökkenése, ami problémát jelent az egyre bonyolultabb, összetettebb geometriájú alkatrészek gyártásánál. A megváltozott tulajdonságok másik problémája, hogy egyes esetekben a hagyományosan alkalmazott károsodási definíciók alkalmazása megkérdőjelezhetővé válik, a károsodás új értelmezése került előtérbe.

Disszertációmban – melynek témája a nagyszilárdságú acéllemezek alakítási határállapotának kísérleti vizsgálata –, az elmondottnak megfelelően eltértem az autóiipari lemezanyagok károsodásának hagyományos kontinuummechanikai megközelítésétől, és három anyagminőség törésig elviselt alakváltozását fizikai mérésekre alapozva vizsgáltam, az ipar számára releváns alakváltozási tartományban.

Disszertációm első részében ismertettem az alakváltozással folyamatosan növekvő károsodást, illetve azt, hogy a törésig elviselt alakváltozás értelmezésére milyen megközelítéseket alkalmaznak az alakváltozási, illetve feszültségtérben. Mivel egy adott anyagra vonatkozóan a törésig elviselt alakváltozás meghatározásának több módszere ismert – és ezek között eltérés lehet lemez, illetve térfogat alakítás esetén –, összegyűjtöttem azokat a vizsgálati módszereket, amelyek kifejezetten a lemezek alakítási határállapotának meghatározására vonatkoznak.

A vonatkozó szakirodalom ismertetése után, a célkitűzésekben megfogalmazottaknak megfelelően a napjainkban elterjedten alkalmazott korszerű nyíró igénybevételi próbatesteket vizsgáltam. A vizsgálatok eredményei alátámasztották a szakirodalomban leírtakat, miszerint a próbatest nyíródó zóna kontúr-geometriájának megváltoztatása eltérést eredményez az alakváltozási útvonalban, valamint a törésig elviselt alakváltozásokban. A gyártástechnológia hatásának vizsgálata rámutatott, hogy az egyes technológiák alkalmazása hatással van a törésig elviselt alakváltozás értelmezésére. A három választott eljárással készült próbatesteken végrehajtott vizsgálatok alapján azt a következtetést vontam le, hogy a gyártástechnológia erősen befolyásolja a húzó igénybevétellel terhelt nyíró próbatestek esetében a törésig elviselt alakváltozás értelmezését. Amíg a szikraforgácsolással megmunkált MS próbatest esetében 0,84 összehasonlítható alakváltozás értéknél jött létre a törés, addig a lézerrel kivágott próbatest esetében

ez az érték 0,56 volt. A forgácsolással készült próbatestnél 0,78 összehasonlító alakváltozás értéknél következett be a tönkremenetel. Az egyes kontúrok csiszolatainak szövetszerkezeti képe, illetve a mért keménységeloszlása arra engednek következtetni, hogy minél nagyobb a kontúr közelében az anyag szövetszerkezetének változása (felkeményedése), annál kevésbé viseli el az ott fellépő húzó igénybevételt, és a kontúrról induló repedések a törési alakváltozás alulbecsléséhez vezetnek. Vizsgálva az egyes eljárások kontúrra gyakorolt hatását, azt a következtetést vontam le, hogy a DP acélokból kimunkált nyíró próbatestek esetén előnyben kell részesíteni az olyan megmunkáló eljárásokat, amelynek hatására a vágott kontúr mentén a lehető legkisebb változások jönnek létre a szövetszerkezetben.

Disszertációm egyik célja egy olyan új próbatest létrehozása volt, amely általánosan elérhető eljárásokkal legyártható, egyszerű geometriájú, és emellett megfelel a legkorszerűbb próbatesteknek. A geometria tervezését és optimalizálását végelemes modellező szoftverben végeztem. Az új próbatesttel kapcsolatban három fő elvárást határoztam meg, miszerint: az alakváltozás eloszlása a nyírózó zónában egy lokális maximummal rendelkezzen, az alakváltozási útvonal (a lokális maximumban) feleljen meg a tiszta nyírásnak, valamint azt, hogy a feszültségállapot jellemzésére bevezetett mérőszámok értékei az alakváltozás során szintén feleljenek meg a tiszta nyírás feszültségi állapotának.

A különböző megmunkálások törési alakváltozásra gyakorolt hatásának vizsgálata alapján a forgácsolást választottam az új próbatest gyártástechnológiájának. Végelemes modellezés segítségével a szabványosnak megfelelő próbatest módosításával létrehoztam egy egyszerű geometriai elemekkel rendelkező forgácsolással is elkészíthető próbatestet. Az új nyíró próbatest a nyírózó zónájának változtatásával vizsgáltam a kapcsolatot a geometria és az alakváltozás-, illetve a feszültségállapotok között. A próbatestek vizsgálatai alapján azt a következtetést vontam le, hogy a vizsgált acélminőségek esetén, az új kialakítású úgynevezett kéthidas próbatest nyírózó zónájának a terhelés tengelyéhez képesti elforgatására van szükség ahhoz, hogy létrehozzuk a tiszta nyíró igénybevételnek megfelelő alakváltozási-, illetve feszültségállapotokat. Az új kialakítású próbatestet a disszertációmban vizsgált három anyagminőségre a nyírózó zóna, terhelés tengelyéhez képesti elforgatásával optimalizáltam. A kapott három geometria összehasonlítása alapján azt a következtetést vontam le, hogy a vizsgált acélminőségek tekintetében az alapanyagok szilárdsága, és a nyírózó zóna valamint a húzó igénybevétel tengelye közötti szög, egymással fordított arányosságban vannak. Ahhoz, hogy létrehozzak próbatesteket a tiszta nyírás-, illetve az egytengelyű húzás közötti tartományban a törési alakváltozás meghatározására, szintén a nyírózó zóna terhelés tengelyével bezárt szögét módosítottam. Összefoglalva tehát, numerikus modellezéssel létrehoztam egy olyan egyszerűen gyártható geometriai elemekből felépített próbatest-geometriát, mely egyetlen paraméterének változtatásával alkalmas a három vizsgált anyagminőség tiszta nyíró-, illetve nyíró-szakító igénybevétele esetén a törési alakváltozás meghatározására.

Célként fogalmaztam meg, hogy fizikai mérésekkel határozzam meg a törésig elviselt alakváltozást az autóiipari lemezalkatrészek számára releváns alakváltozási tartományban a

három vizsgált DP acélra. A törési határgörbe felvételét két lépésben hajtottam végre. Először a jól ismert Nakazima vizsgálatot végeztem el a vizsgált anyagminőségeken, majd az elszakított próbatestekből kimunkáltam a repedés megjelenésének tartományát, majd egy külön erre a célra fejlesztett mintaelőkészítő segítségével csiszolatokat készítettem és mértem a törési lemezvastagságot. Az egy-, illetve kéttengelyű húzó igénybevétel közötti tartományban a törési alakváltozás határa a DIC-vel rögzített utolsó képen látható legnagyobb főalakváltozások, valamint a törési lemezvastagság felhasználásával kerültek meghatározásra. Második lépésben a numerikus modellezés során létrehozott kéthidas próbatesttel a törési határgörbét kiterjesztettem az egytengelyű húzó, illetve a tiszta nyírás közötti tartományra. A nyíró-szakító próbatestek esetén a töréshez tartozó pontokat a Nakazima vizsgálatához hasonlóan a törési lemezvastagság felhasználásával határoztam meg. A próbatesteket egytengelyű húzó igénybevétellel szakadásig terheltem, miközben az alakváltozásokat DIC- technológiával mértem. A szakadás előtti utolsó képen mérhető legnagyobb alakváltozás, illetve a töretfelületen ehhez tartozó vastagság felhasználásával a törési határt kiterjesztettem a nyíró-szakító tartományra. A tiszta nyíró igénybevételi próbatesteknél a lemezvastagság nem változik, így ezeknél a DIC-vel szakadás előtt rögzített utolsó képről olvastam le a törési alakváltozás értékét.

Disszertációm végén a fizikai mérések eredményeit foglalom össze. A Nakazima, illetve új kéthidas próbatesteken mért törési alakváltozások főalakváltozások összefüggésében történő ábrázolása alapján kijelenthető, hogy az új kéthidas próbatesttel a törési alakváltozások meghatározása kiterjeszhető az egytengelyű húzás, illetve tiszta nyírás közötti tartományra. Az alakváltozási térben összehasonlítva az egyes DP acélok törési alakváltozásait, azt a következtetést lehet levonni, hogy a törési alakváltozások és a vizsgált anyagok szilárdsága között fordított arányosság van.

Bár az autóiipari szoftverek a károsodás definiálására jellemzően az alakváltozási teret használják, az akadémiai szoftverekbe a károsodást, jellemzően a törésig elviselt összehasonlító alakváltozások feszültségtér alapján meghatározott mechanikai-matematikai modelljével viszik be. Fontosnak tartottam tehát, hogy a töréshez tartozó határalakváltozást az alakváltozási térből a feszültségtérbe történő konvertálásával is megvizsgáljam. Mivel a feszültségtérben felvett összehasonlító alakváltozási pontok vizsgált közelítési összefüggései közül a dupla parabola mutatta a jobb illeszkedést, a három anyag törési pontjait ezzel az összefüggéssel közelítettem. A közelítések eredményeit elemezve azt kaptam, hogy bár a törési parabolák egyes feszültség háromtengelyűség értékeihez tartozó törési alakváltozási értékei a szilárdsággal fordított arányosságot mutatnak, a parabolák mind a három esetben a 0,54 feszültség háromtengelyűség értéknél metszik egymást.

## 9. SUMMARY

In the recent decades the developments of the automotive industry have been induced by reducing emissions from cars, in accordance with environmental regulations. The easiest way to achieve this is to increase the strength of the materials used, which has induced significant research in the field of material development. The effect of these improvements is that nowadays a wide range of high strength sheets are available. However, the increase in strength is accompanied by a decrease in formability, which can be a problem in the production of newer sheet metal parts which have increasingly complex geometries. Another difficulty caused by the altered properties is that, in some cases the application of the traditionally used definitions of damage becomes questionable, another interpretation of the damage has come forth.

In my dissertation – which has the title *The experimental study of the edge formability of high strength steels* – I deviated from the traditional continuum mechanical approach to the damage of automotive sheet metals. The fracture toughness of three materials was examined based on physical measurements in a range of deformations field relevant to industry.

In the first part of my dissertation the model of ductile fracture, based on the nucleation and growth of voids has been described. The approaches used in the stress and strain field for determining fracture strains have been presented. Since several methods are known for the determination of the fracture strain of a given material – and there may be differences between the case of sheet and bulk metal forming –, the test methods that are specifically related to the sheet metal forming have been collected.

After the literature overview the currently used, modern shear specimens have been investigated. The results of the examination agreed with the literature, changing the contour geometry of the shear zone of the specimen results a deviation in the strain path, as well as in the shear fracture strain. The examination of the effect of different manufacturing technologies shown, that the applied cutting technology affects the interpretation of the shear fracture strain. In the case of the Wire EDM- MS specimen, the measured shear fracture strain was 0.84 (which can be compared with the literature), while with the laser cut specimen the shear fracture strain has a much lower value 0.57. The shear fracture strain value of the specimen manufactured by the chip removal technology was 0.78. The microstructure and hardness distribution in the edge environment of the sheet, caused by the different manufacturing methods have also been investigated. Based on the results the observation was made: the greater the change (hardening) of the microstructure of the material near the contour, the less it can withstand the tensile stress occurring there, and the crack can initiate from the boundary which can lead to an

underestimation of the shear fracture strain. Examining the effect to the boundary of different methods, I state that in the case of DP steels, shear specimens preference should be given to manufacturing methods that results the least possible changes in the microstructure along the boundary.

One of the goals of my dissertation was to create a new specimen that can be manufactured using commonly available methods, has a simple geometry, and is also compatible with state-of-the-art specimens. The design and optimization of the geometry was performed by Finite Element Modelling. In relation to the new specimen, three main expectations have been identified: the strain distribution of the shear zone should have only one local maximum; the strain path (at the local maximum) should corresponds to the pure shear; the values of the indicators introduced to characterize the stress state must also correspond to the pure shear stress state.

Based on the study of the effect of different technologies to the fracture strain, the chip removal technology was chosen for manufacturing the new specimen. Using Finite Element Modelling, a specimen with simple geometric features was designed, based on the standard specimen geometry. The relation between the geometry and the strain and stress state was investigated by changing the shear zone. Based on the numerical examinations of the specimens, I concluded that in the case of the investigated steel grades, the shear zone of the newly designed, so-called two bridge specimen needs to be rotated relative to the load axis in order to create deformation and stress conditions corresponding to pure shear. The newly designed specimen geometry was optimized for the three investigated DP steel, by rotating the shear zone relative to the load axis. Based on the comparison of the three geometries obtained, I concluded, that there is inversely proportional relation between the strength of the investigated materials and the shear zone angle to the axis of tensile stress. In order to create specimens in the range between pure shear and uniaxial tensile to determine the fracture strain, the angle of the shear zone with the load axis was also modified. In summary, a specimen geometry made of easy-to-manufacture geometric elements was created by using numerical modelling. The new specimen is suitable for the determination of the fracture strain for the three investigated steels by changing a simple parameter, in the field between the pure shear and uniaxial tensile.

The aim of this dissertation was to determine the fracture strain in the range of deformation relevant to automotive industry by physical measurements for the three examined DP steels. The determination of the limit curve of fracture was performed in two steps. First, the well-known Nakazima tests were performed on the investigated steel grades. The area of the crack was manufactured from the damaged specimen, and then using a sample preparer developed specially for this purpose, the fracture thickness of the specimens was measured. In the range between the uniaxial and biaxial tensile, the fracture strain was determined using the major strains at the largest von Mises strain point, and the fracture thickness. In the second step the Fracture Forming Limit Curve was extended from the uniaxial tensile to pure shear with the two-bridge specimen developed during the numerical modelling. In the case of shear-tensile specimens, the

fracture strains were determined using the fracture thickness, similar to the Nakazima test. The specimens were loaded with uniaxial tensile stress until rupture, while the deformations were measured with DIC technology. Using the highest strain measurable in the last image before the fracture and the corresponding thickness on the fracture surface, the FFLC was extended to the shear-tensile field. In the case of tensile loaded pure shear specimens, the sheet thickness does not change, so the value of fracture strain was derived from the last image before fracture recorded by DIC.

At the end of my dissertation the results of the physical measurements were summarized. The fracture strains depicted in the strain field, measured on the Nakazima and the new two bridge specimens, it can be stated that, with the new two bridge specimen, the determination of fracture strain can be extended to the range between uniaxial tension and pure shear. Comparing the fracture strains of the investigated DP steels in the field of major and minor strains, it can be concluded that there is an inverse relationship between the fracture strain and the strength.

Although automotive software typically uses the major and minor strain field to define damage, the damage model used for academic software are usually stress based. Therefore, I considered it important to examine the fracture strains by covering it from the strain space to the stress space. Since the double parabola showed the best fit, the examined approximations of the fracture strains in the stress field, the fracture points of the three materials were approximated with this relation. Analysing the results of the approximations, it was found that although the fracture strain values for each stress triaxiality values of the fracture parabolas show an inverse relationship with strength, the parabolas intersect at the 0.54 stress triaxiality value in all three cases.

## KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

Elsőként szeretnék köszönetet mondani Dr. Lukács Zsolt témavezetőmnek, hogy kritikus szakmai szemléletmódjával végigkísérte doktori tanulmányait ezzel felkészítette a doktori értekezés megírására, valamint azt, hogy tudományos munkám során tanácsokkal látott el. Köszönöm továbbá az elmúlt 5 évben kapott életvezetési tanácsokat és a visszatérő idézeteket, amelyek mára beépültek a mindennapjaimba.

Köszönetet szeretnék mondani továbbá Dr. Kovács Péter Zoltán társ témavezetőmnek, aki még az MSc-s tanulmányaim során bevezetett a károsodási határ meghatározásával kapcsolatos kutatások érdekes világába, és demonstrátorként már akkor bevont a tanszék mindennapi életébe.

Köszönet illeti továbbá Dr. Lukács János professzor urat, aki Intézetvezetőként biztosította az anyagi, dologi, és kapcsolati háttérrel a PhD tanulmányaim, valamint a disszertációm írása során.

Kiemelten szeretnék köszönetet mondani a Dr. Gál Gasztonnak azért, hogy a minta-előkészítő készülék konstrukciós tervezésével, illetve gyártásával rengeteg időt takarított meg nekem a vizsgálatok kiértékelésénél, valamint azért mert tanácsaival és meglátásaival iránymutatást nyújtott az új próbatest geometriai fejlesztésében. Szeretnék köszönetet mondani az azóta sajnálatos módon elhunyt Dr. Tisza Miklós Professor Emeritusnak, aki doktori képzésem kezdetén a Sályi István Gépészeti Tudományok Doktori Iskola vezetőjeként igazgatta utamat.

Szeretnék továbbá köszönetet mondani az Anyagszerkezet-tani és Anyagtechnológiai intézet valamennyi munkatársának az értekezés megvalósításában nyújtott segítségért. Az Intézet műhely- és labor dolgozói közül kiemelten szeretném megköszönni Csurilláné Balogh Ágnesnek a mintáim előkészítését és mikroszkópi vizsgálataiban nyújtott segítségét.

Szeretném megköszönni továbbá Kinszki Gábornak, hogy a sokadik „most már tényleg ez az utolsó adag” után is rövid időn belül legyártotta a próbatesteimet.

Külön köszönet illeti a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. munkatársait, elsősorban Rózsahegyi Pétert, aki lehetőséget nyújtott, hogy a méréseimet ott végezzem el, illetve Béres Leventét, aki végigcsinálta velem a GOM-os méréseimet. Köszönet illeti továbbá Spisák Bernadettet és Bézi Zoltánt, akik a Marc szoftverrel kapcsolatos problémáimhoz adtak iránymutatást.

Végül, de nem utolsó sorban kiemelt köszönet illeti Szüleimet, akik felneveltek és támogattak amióta csak az eszemet tudom, Testvéreimet, akik nélkül nem lennék az aki, illetve Barátnómet, aki végig bíztatott és támogatott a doktori megírása során.



A felsoroltakon kívül hálás vagyok mindenkinek, akik valamilyen formában segítettek az életem során, hogy eljussak idáig.

Köszönöm!

*A kutató munka az Európai Unió és a magyar állam támogatásával, az Európai Regionális Fejlesztési Alap társfinanszírozásával, a GINOP-2.3.4-15-2016-00004 projekt keretében valósult meg, a felsőoktatás és az ipar együttműködésének elősegítése céljából.*

## IRODALOMJEGYZÉK

- [1] Tisza M., Czinege I.; Comparative study of the application of steels and aluminium in lightweight production of automotive parts; *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture* (2018) p.: 229-238; <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2018.09.001>
- [2] F. A. McClintock; A criterion for ductile fracture by the growth of holes; *Journal of Applied Mechanics* (1968) 35, p.: 363-371; <https://doi.org/10.1115/1.3601265>
- [3] P. Hora, B. Berisha, D. Hirsiger, T. Komischke, R. Schober; Critical aspects of the experimental and theoretical crack prediction in sheet and bulk metal forming; *Forming Technology Forum* (2018) p.: 1-14
- [4] ISO/DIS 12004; *Metallic Materials- Sheet and strip- Determination of forming limit curves*
- [5] P. Hora, B. Berisha, M. Gorji, N. Manopulo; A generalized approach for the prediction of necking and rupture phenomena in the sheet metal forming; *IDDRG 2012, Mumbai, India*, p.: 79-93
- [6] A. G. Atkins; Fracture in forming; *Journal of Materials Processing Technology* (1996) 56, p.: 609-618; SSD10924-0136 (95) 01875-F
- [7] M. Gorji, B. Berisha, N. Manopulo, P. Hora; Experimental based crack failure criterion and its application in deep drawing operations; *IDDRG 2015, Shanghai, China*
- [8] Z. Marciniak; Influence of the Sign Change of the Load on the Strain Hardening Curve of a Copper Test Subject to Torsion; *Archiwum Mechaniki Stosowanj*, (1961)13, p.: 743-751
- [9] N. Manopulo, B. Carleer; On the way towards a comprehensive failure modelling for industrial sheet metal stamping processes; *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* 651 (2019) 012004 IOP Publishing; doi:10.1088/1757-899X/651/1/012004
- [10] F. A. McClintock, Z. M. Zheng; Ductile fracture in sheets under transverse strain gradients; *International journal of fracture* (1993) 64, p.: 321-337
- [11] M. Gorji, B. Berisha, P. Hora, F. Barlat; Modeling of localization and fracture phenomena in stain and stress space for sheet metal forming; In *J mater Form* (2016), p.: 573-584; doi:10.1007/s12289-015-1242-y
- [12] G. Le Roy, J.D. Embury, G. Edwards and M. F. Ashby; A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids; *Acta metallurgica* (1981) Vol.29, p.: 1509-1622
- [13] V. Tvergaard, A. Needleman; Nonlocal effects on localization in a void sheet; *International Journal of Solids and Structures* (June 1997) Vol 34, Issue 18, p.: 2221-2238
- [14] J. R. Rice, D.M. Tracey; On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields; *J. Mech. Phys. Solids*, 1969, Vol. 17, p.: 201 to 217; [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(69\)90033-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(69)90033-7)
- [15] D. Mohr, S. J. Marcadet; Micromechanically motivated phenomenological Hosford-Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities; *Internal Journal of solids and structures* (2015) 67-68, p.:40-55; <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.02.024>
- [16] V. Tvergaard, A. Needleman; Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar; *Acta metall* (1984), Vol 32, No1, p.: 157-169,
- [17] D.-Y. Kong, B. Yang; Enhanced Voids Growth Model for Ductile Fracture Prediction of High-Strength Steel Q690D under Monotonic Tension; *Experiments and Numerical Simulation J. Struct. Eng.* (2020), 146(6): 04020107
- [18] K. Danas, P. Ponte Castaneda; Influence of the Lode parameter and the stress triaxiality on the failure of elasto- plastic porous materials; *International Journal of Solids and Structures* (2012) 49, p.: 1325-1342; doi:10.1016/j.ijsolstr.2012.02.006
- [19] M. Basaran, S. D. Wölckerling, M. Feucht, F. Neukamm, D. Weichert; An extension of the GISSMO Damage model based on lode angle dependence; 9- *LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg* 2010
- [20] S. J. Park, K. Lee, B. C. Cerik, J. Choung; Comparative Study on various ductile fracture models for marine structural steel EH36; *Journal of Ocean Engineering and Technology* (June 2019) 33(3), p.:259-271; <https://doi.org/10.26748/KSOE.2019.038>

- [21] P. W. Bridgman; the stress distribution at the neck of a tension specimen; Collected Experimental Papers (2013), Vol. VI; Harvard University Press; <https://doi.org/10.4159/harvard.9780674287839.c22>
- [22] G. R. Johnson, W. H. Cook; Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures; Engineering Fracture Mechanics (1985) Vol.21, No1, p.: 31-48
- [23] M. L. Wilkins, R. D. Streit, J. E. Reaugh; Cumulative- Strain- Damage Model of Ductile Fracture: Simulation and Prediction of Engineering Fracture Tests; Technical report (1980), Lawrence Livermore National Laboratory, Science Applications Inc; <https://doi.org/10.2172/6628920>
- [24] G. Rousselier; Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture; Nuclear Engineering and Design (1987), Vol. 105, Issue 1, p.: 97-111; [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(87\)90234-2](https://doi.org/10.1016/0029-5493(87)90234-2)
- [25] A. L. Gurson; Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I- Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media; J. Eng. Mater. Technol. (Jan 1977), Vol. 99(1), p.: 2-15; <https://doi.org/10.1115/1.3443401>
- [26] J. Lemaitre; A continuous damage mechanics model for ductile fracture; Journal of Engineering Materials and Technology-transactions of The ASME (1985), Vol. 107/83; doi:10.1115/1.3225775
- [27] L. Xue; Stress based fracture envelope for damage plastic solids; Engineering Fracture Mechanics (2009) Vol. 76, p.: 419-438; doi:10.1016/j.engfracmech.2008.11.010
- [28] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y.-W. Lee, Y. Bai; Calibration and evaluation of seven fracture models; International journal of Mechanical Sciences (2005), Vol. 47, p.: 719-743; doi:10.1016/j.ijmecsci.2005.03.003
- [29] A. L. Gurson; Porous rigid-plastic materials containing rigid inclusions: yield function, plastic potential and void nucleation; 4. International Conference on Fracture (19. Jun 1977), Waterloo, Canada,
- [30] V. Tvergaard; Material failure by void coalescence in localized shear bands; International Journal of Solids and Structures (1982), Vol 18, Issue 8, p.: 659-672; [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(82\)90046-4](https://doi.org/10.1016/0020-7683(82)90046-4)
- [31] Z. L. Zhang; A sensitivity analysis of material parameters for the Gurson constitutive model; Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures (1996), Vol. 19(5), p.:561-570; doi:10.1111/j.1460-2695.1996.tb00992.x
- [32] K. Nahshon, J. W. Hutchinson; Modification of the Gurson Model for shear failure; European Journal of Mechanics - A/Solids (January-February 2008), Vol 27, Issue 1, p.: 1-17; <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2007.08.002>
- [33] Y. Bai, T. Wierzbicki; A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence; International Journal of Plasticity Volume 24, Issue 6, June 2008, Pages 1071-1096 <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.09.004>
- [34] M. B. Silva, A. J. Martínez-Donaire, G. Centeno, D. Morales-Palma, C. Vallellano, P.A.F. Martins; Recent approaches for the determination of forming limits by necking and fracture in sheet metal forming; Procedia Engineering (2015) 132, p.: 342-349; doi: 10.1016/j.proeng.2015.12.504
- [35] S. Ertürk, M. Sester, M. Selig; Limitations of Forming Limit Diagrams: consideration of bending strain, surface and edge cracks; Forming Technology Forum (2018 July 2-3.), Zurich, Switzerland
- [36] S. P. Keeler; Plastic instability and fracture in sheets stretched over rigid punches; PhD thesis (1961), Massachusetts Institute of Technology, Boston
- [37] G. M. Goodwin; Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop; Society of Automotive Engineers (1968) No. 680093, p.: 380-387
- [38] M. Gorji Bandpay; Instability and Fracture models to optimize the metal forming and bending crack behavior of Al-alloy composites; PhD dissertation (2015), ETH Zurich
- [39] P. Brozzo, B. De Lucca, R. Rendina; A new method for the prediction of the formability limits of metal sheets; Proceeding of 7th Biennial IDDRG Congress (1972), Amsterdam
- [40] K. Nakazima, T. Kikuma, K. Asuka; Study on the formability of steel sheet; Yawata Technical Report (1968), No. 264
- [41] V. Hasek; On the strain and stress states in drawing of large irregular sheet metal components; Berichte aus dem Institut für Umformtechnik (1973) No. 25, Universität Stuttgart
- [42] Kovács P. Z. ; Alakítási határdiagramok elméleti és kísérleti elemzése; PhD értekezés (2012); Miskolc; doi:10.14750/ME.2013.030
- [43] Z. Marciniak, K. Kuczynski, T. Pokota; Influence of the plastic properties of a material on the forming limit diagram for sheet metal in tension; International Journal of Mechanical Sciences (1973), Vol.15, p.:789-805
- [44] D. Banabic; Sheet Metal Forming Processes; Springer (2010)

- [45] P. Hora, L. Tong; Theoretical prediction of the influence of curvature and thickness on the FLC by the enhanced Modified Maximum Force Criterion; Numisheet (2008 September 1-5), Interlaken, Switzerland;
- [46] H. W. Swift; Plastic instability under plane stress; Journal of the Mechanics and Physics of Solids (1952), Vol.1, p.:1-18; [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(52\)90002-1](https://doi.org/10.1016/0022-5096(52)90002-1)
- [47] P. Hora, L. Tong; A prediction method for ductile sheet metal failure in FE simulation; Numisheet (1996)
- [48] Y. Bao, T. Wierzbicki; A comparative study on various ductile crack formation criteria; Journal of Engineering Materials and Technology (Jul 2004), Vol. 126(3), p.:314-324 <https://doi.org/10.1115/1.1755244>
- [49] G. E. Dieter; Workability testing techniques; American society for metals (1984), Metals Park, Ohio, USA; doi:10.1016/0378-3804(86)90053-7
- [50] P. F. Thomason; Ductile fracture of metals; Oxford: Pergamon Press (1990); ISBN-10:0080401783
- [51] H. Hooputra, G. Metzmaier, H. Werner; Fracture criteria for automobile crashworthiness simulation of wrought aluminum alloy components; Proceedings of 11th Annual European Conference EuroPam (2001), p.:1-18 ;Heidelberg, Germany, [https://doi.org/10.1002/1521-4052\(200109\)32:9<712::AID-MAWE712>3.0.CO;2-K](https://doi.org/10.1002/1521-4052(200109)32:9<712::AID-MAWE712>3.0.CO;2-K)
- [52] Y. Bao, T. Wierzbicki; On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space; International Journal of Mechanical Sciences (2004) Vol. 46, p.:81-98; doi:10.1016/j.ijmecsci.2004.02.006
- [53] C. C. Roth, D. Mohr; Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories; International Journal of Plasticity (2016), Vol 79, p.:328-354; <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijplas.2015.08.004>
- [54] Y. Bao; Dependence of fracture ductility on thickness; Thin-Walled Structures (2004), Vol 42, p.: 1211-1230; doi:10.1016/j.tws.2004.03.011
- [55] T. Wierzbicki, H. Werner; Cockcroft and Latham Revisited; Impact & Crashworthiness Laboratory (1998), Report No. 16; MIT
- [56] H. Kudo, K. Aoi; Effect of compression test conditions upon fracturing of medium carbon steel; Journal of Japanese Society of Technology and Plasticity (1967), Vol.8, p.:17-27
- [57] L. Wagner, P. Larour; Influence of specimen geometry on measures of local fracture strain obtained from uniaxial tensile tests of AHSS sheets; International Deep Drawing Research Group 37th Annual Conference (2018); IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 418; doi:10.1088/1757-899X/418/1/012074
- [58] B. Hance, M. D. Davenport; AHSS: Deciphering local and global formability; Proc. Int. Automotive Body Congress (2016)
- [59] S. Heibel, T. Dettinger, W. Nester, T. Clausmeyer, A. E. Tekkaya; Damage Mechanisms and Mechanical Properties of High-Strength Multiphase Steels; Materials (2018), Vol. 11 761; doi:10.3390/ma11050761
- [60] S. Westhäuser, M. Schneider, M. Teschner, I. A. Denks; Local ductility - key parameter for predicting formability of AHSS; International Deep Drawing Research Group 38th Annual Conference (2019); IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering Vol. 651 012049; doi:10.1088/1757-899X/651/1/012049
- [61] W. C. Emmens; Formability, A Review of Parameters and Processes that Control, Limit or Enhance the Formability of Sheet Metal; (2011); ISBN 978-3-642-21903-0; doi:10.1007/978-3-642-21904-7
- [62] H. Takuda, K. Ozawa, T. Hama, T. Yoshida, J. Nitta; Forming Limit Prediction in Bore Expansion by Combination of Finite Element Simulation and Ductile Fracture Criterion; Materials Transactions (2009), Vol. 50, No. 8, p.: 1930-1934; <https://doi.org/10.2320/matertrans.P-M2009817>
- [63] L. Wagner, E. Berger, P. Larour, H. Pauli; Forming fracture limit of AHSS sheets as related to different characterization tests; Forming Technology Forum (2018 July 2-3), Zurich, Switzerland
- [64] M. Gorji, B. Berisha, N. Manopulo, P. Hora; Effect of through thickness strain distribution on shear fracture hazard and its mitigation by using multilayer aluminum sheets; Journal of Materials Processing Technology (2016), Vol. 232, p.: 19-33; <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.01.014>
- [65] F. Neukamm, M. Feucht, A. Haufe; Considering damage history in crashworthiness simulations; 7th LS-DYNA Conference
- [66] A. Brosius, Q. Yin, A. Güner, A. E. Tekkaya; A New Shear Test for Sheet Metal Characterization; Steel Research Int. (2011), Vol 82 No. 4; doi: 10.1002/srin.201000163asdfsdf
- [67] K. Miyauchi; A proposal of a planar simple shear test in sheet metals; Sci Papers RIKEN (1984), Vol. 78, p.: 27-42.
- [68] S. Bouvier, H. Haddadi, P. Levée, C. Teodosiu; Simple shear tests: Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains; Journal of Materials Processing Technology (2006) Vol. 172, p.: 96-103; doi:10.1016/j.jmatprotec.2005.09.003
- [69] ASTM Standard; B 831-05 Standard Test Method for Shear Testing of Thin Aluminum Alloy Products;

- ASTM International, West Conshohocken, PA; doi: 10.1520/B0831-05, [www.astm.org](http://www.astm.org)
- [70] E. Till, B. Hackl; Calibration of plasticity and failure models for AHSS sheets; Proceedings of the International Deep Drawing Research Conference IDDRG (2013).
- [71] D. Hijazi, H. Traphöner, D. Staupendahl, T. Clausmeyer, A. E. Tekkaya; Characterization of planar anisotropy, hardening and fracture of tubular materials by a modified in-plane torsion test; 5<sup>th</sup> International Conference on Steels in Cars and Trucks (2017)
- [72] D. Mohr, S. Henn; Calibration of Stress-triaxiality Dependent Crack Formation Criteria: A New Hybrid Experimental-Numerical Method; *Experimental Mechanics* (2007), Vol. 47, pp.:805-820; doi:10.1007/s11340-007-9039-7
- [73] D. Mohr, M. Oswald; A New Experimental Technique for the Multi-axial Testing of Advanced High Strength Steel Sheets; *Experimental Mechanics* (2008), Vol 48, p.:65-77; doi:10.1007/s11340-007-9053-9
- [74] M. Dunand, D. Mohr; Optimized butterfly specimen for the fracture testing of sheet materials under combined normal and shear loading; *Engineering Fracture Mechanics* (2011), Vol. 78, p.:2919-2934; doi:10.1016/j.engfracmech.2011.08.008
- [75] Y. Li, M. Luo, J. Gerlach, T. Wierzbicki; Prediction of shear-induced fracture in sheet metal forming; *Journal of Materials Processing Technology* (2010) Vol. 210 p.: 1858-1869; doi:10.1016/j.jmatprotec.2010.06.021
- [76] Y. W. Mai, K. M. Pilko; The essential work of plane stress ductile fracture of a strain-aged steel; *J. Mater. Sci.* (1979), Vol. 14, p.: 386-394; <https://doi.org/10.1007/BF00589830>
- [77] B. Cotterell, E. Lee, Y. W. Mai; Mixed mode plane stress ductile fracture; *Int. J. Fract.* (1982), Vol. 20, p.: 243-250; <https://doi.org/10.1007/BF01130611>
- [78] J. P. Magrinho, M. B. Silva, L. Reis, P. A. F. Martins; Formability Limits, Fractography and Fracture Toughness in Sheet Metal Forming; *Materials* 2019, Vol. 12, 1493; doi:10.3390/ma12091493
- [79] A. Ghahremaninezhad, K. Ravi-Chandar; Ductile failure behavior of polycrystalline Al 6061-T6 under shear dominant loading; *Int. J. Fract.* (2013), Vol. 180, p.:23-39; doi:10.1007/s10704-012-9793-0
- [80] V. Tvergaard; Necking in tensile bars with rectangular cross-section; *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* (March 1993), Vol. 103 Issues 1-2, p.: 273-290; [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(93\)90049-4](https://doi.org/10.1016/0045-7825(93)90049-4)
- [81] P. Larour, J. Freudenthaler, T. Weissböck; Reduction of cross section area at fracture in tensile test: measurement and applications for flat sheet steels; 36th IDDRG Conference – Materials Modelling and Testing for Sheet Metal Forming; *IOP Conf. Series: Journal of Physics: Conf. Series* (2017) Vol. 896 012073; doi:10.1088/1742-6596/896/1/012073
- [82] M. Gruenbaum, G. Aydin, T. Dettinger, S. Heibel; Local formability of AHSS: Measurement technique, specimen types and robustness; International Deep Drawing Research Group 38th Annual Conference; *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* (2019) Vol. 651, 012056 doi:10.1088/1757-899X/651/1/012056
- [83] F. Ebnoether, D. Mohr; Predicting ductile fracture of low carbon steel sheets: Stress-based versus mixed stress/strain-based Mohr–Coulomb model; *International Journal of Solids and Structures* (2013) Vol. 50, p.: 1055-1066; <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.11.026>
- [84] I. Peshekhodov, M. Dykiert, M. Vucetic, B-A. Behrens; Evaluation of common tests for fracture characterisation of advanced high-strength sheet steels with the help of the FEA; IDDRG2016 conference on "Challenges in Forming High-Strength sheets"; *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* (2016) Vol. 159, 012014 doi:10.1088/1757-899X/159/1/012014
- [85] W. Volk, P. Hora; New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination; *Int J Mater Form* (2011) Vol. 4, p.:339-346; doi:10.1007/s12289-010-1012-9
- [86] W. Hotz, M. Merklein, A. Kuppert, H. Friebe, M. Klein; Time dependent FLC determination – Comparison of different algorithms to detect the onset of unstable necking before fracture; *Key Engineering Materials* (2013), Vol 549, p.: 397-404; <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.549.397>
- [87] M. Jain, J. Allin, D.J. Lloyd; Fracture limit prediction using ductile fracture criteria for forming of an automotive aluminum sheet; *International Journal of Mechanical Sciences* (1999) Vol. 41, p.:1273-1288; [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(98\)00070-8](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(98)00070-8)
- [88] L. Huang, M. Shi, P. Russel; Determination of Fracture Strain of Advanced High Strength Steels Using Digital Image Correlation in Combination with Thinning Measurement; *SAE Technical Paper* (2017), 01-0314, doi:10.4271/2017-01-031
- [89] G. Béres, Z. Weltsch; Estimation of Strength Properties from Microhardness Results in Dual Phase Steels

- with Different Martensite Volume Fraction; Periodica Polytechnica Transportation Engineering (2018); <https://doi.org/10.3311/PPtr.12113>
- [90] S. Liu; A. Kouadri-Henni; A. Gavrus; DP600 dual phase steel thermo-elasto-plastic constitutive model considering strain rate and temperature influence on FEM residual stress analysis of laser welding; Journal of Manufacturing Processes (2018) Vol. 35, p.:407-419; <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.07.006>
- [91] R. O. Santos, L. B. da Silveira, L. P. Moreira, M. C. Cardoso, F. R. Freitas da Silva, A. dos Santos Paula, D. A. Albertacci; Damage identification parameters of dual-phase 600-800 steels based on experimental void analysis and finite element simulations; Journal of Materials Research and Technology (2019) , Vol.8(1), p.:644-659; <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2018.04.0171>
- [92] R. Cobo; R. Hernández, J. A. Benito; M. D. Riera: Young's modulus variation during unloading for a wide range of AHSS steel sheets; IDDRG 2011, Bilbao (Spain)
- [93] M. Tisza, Zs. Lukács; Modelling and experimental investigation of large-strain cyclic plastic deformation of high strength dual-phase steels; 11th World Congress on Computational Mechanics
- [94] J. T. S. A. Figueira; Study and Validation of Constitutive Models for AHSS Steels; Setembro 2018
- [95] Marc 2018.1; Help: Volume A; Theory and User Information
- [96] Lukács Zs.; Nagyszilárdságú acélok visszarusításának modellezése és kísérleti vizsgálata; PhD értekezés; doi: 10.14750/ME.2014.008
- [97] C. C. Roth, D. Mohr; Determining the strain to fracture for simple shear for a wide range of sheet metals; International Journal of Mechanical Sciences (2018) Vol. 149, p.:224-240; <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.10.007>

**DISSZERTÁCIÓHOZ KAPCSOLÓDÓ JELENTŐSEBB PUBLIKÁCIÓK**

- (1.)V. Gál, Zs. Lukács; A new specimen for investigating shear fracture strain; International Deep-Drawing Research Group Conference (IDDRG 2021), 21st June - 2nd July 2021; IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 1157 012060; Stuttgart, Germany; doi:10.1088/1757-899X/1157/1/012060
- (2.)Gál V., Lukács Zs., Béres L., Kovács P. Z.: Nagyszilárdságú acélok törésig elviselt nyíró alakváltozásának vizsgálata; XXX. Nemzetközi Gépészeti Konferencia- OGÉT (2022); Erdélyi Magyar Műszaki Tudományos Társaság (EMT) (2022) p.:41-44
- (3.)Gál V., Lukács Zs., Kovács P. Z.; Nagyszilárdságú acéllemezek törési határ alakváltozásának vizsgálati módszerei; Anyagvizsgálók Lapja (2022), 2022/II. lapszám.
- (4.)Gál V.; Nagyszilárdságú alumíniumok alakíthatóságának elemzése; Jelenkori Társadalmi És Gazdasági Folyamatok (2017), Vol. 12: 4, p.: 27-34., 8 p.)
- (5.)Gál V., Lukács Zs.; Numerical modelling of forming high strength aluminium; IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (2018), 448 p. 012025; doi:10.1088/1757-899X/448/1/012025
- (6.)Gál V., Lukács Zs.; Modellezési kihívások lemezek melegalakítási folyamatainál; XVI. Képlékenyalakító Konferencia (2018) pp. 1-8. ; Magyarország, Miskolc-Egyetemváros, Miskolci Egyetem Műszaki Anyagtudományi Kar
- (7.)Gál V., Kovács. P. Z. ; Nagyszilárdságú autóiipari anyagok alakíthatósági vizsgálatainak numerikus modellezése; Doktoranduszok Fóruma 2017: Gépészmérnöki és Informatikai Kar szekciókiadványa (2018), pp. 32-37., 6 p.; Miskolc, Magyarország: Miskolci Egyetem Tudományos és Nemzetközi Rektorhelyettesi Titkárság,
- (8.)Gál V., Lukács Zs.; Eltérő hálóelemek összehasonlítása lemezek képlékenyalakításának vége-selemes modellezése során; XXVII. Nemzetközi Gépészeti Konferencia OGÉT 2019, 632 p. pp. 141-144., 4 p; Erdélyi Magyar Műszaki Tudományos Társaság (EMT) Nagyvárad, Románia
- (9.)Gál G., Gál V., Kovács P. Z., Kuzsella L., Lukács Zs., Tisza M.; A LoCoMaTech H-2020 projekt alakítástechnológiai vonatkozásai és eredményei; Multidiszciplináris Tudományok A Miskolci Egyetem Közleménye (2019), 9: 4 p.: 91-104., 14 p.; <https://doi.org/10.35925/j.multi.2019.4.7>



- 
- (10.) V. Gál; Finite Element Analysis of Size Effect for Forming-Limit Curves; Acta Materialia Transylvanica (2020), 3:2, p.: 65-69., 5p; <https://doi.org/10.33924/amt-2020-02-02>
- (11.) Gál V.; A mérethatás végeleemes vizsgálata az alakítási határgörbék felvételénél ACTA MATERIALIA TRANSYLVANICA (HU) (2020) 3:2, p.: 65-69., 5 p.; <https://doi.org/10.33923/amt-2020-02-02>
- (12.) V. Gál, Zs. Lukács; Numerical modelling of the thinning behaviour of sheet metal parts; IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (2020) Vol. 903, p. 012055, 7 p.; doi:10.1088/1757-899X/903/1/012055
- (13.) V. Gál, Zs. Lukács; Effect of Cooling Channels to the Press Hardening Tools Temperature; Lecture Notes in Mechanical Engineering (2021) Vol. 22, p.: 312-320. 9 p.; [https://doi.org/10.1007/978-981-15-9529-5\\_28](https://doi.org/10.1007/978-981-15-9529-5_28)
- (14.) Gál G., Gál V., Kovács P. Z., Kuzsella L., Lukács Zs., Tisza M.; Alakítástechnológiai kutatások a Locomatech H-2020 projektben; GÉP 71 : 5-6 pp. 51-58., 8 p. (2020)
- (15.) Gál V., Gáspár M., Kovács J., Lukács Zs., Raghawendra S.; Anyagtechnológiai kutatások az Innovatív Anyagtechnológiák Tudományos Műhelyben; Multidiszciplináris Tudományok: A Miskolci Egyetem Közleménye 11:2 pp. 80-86., 7p. (2021) <https://doi.org/10.35925/j.multi.2021.2.11>