

NAGYSZILÁRDSÁGÚ LEMEZANYAG ANIZOTRÓPIÁJÁNAK HATÁSA AZ ALAKÍTHATÓSÁGRA

EFFECT OF ANISOTROPY OF HIGH-STRENGTH SHEET MATERIAL ON FORMABILITY

Borbély Richárd^{0000-0003-3391-2666 1,4*}, Tóth-Nagy Bendegúz Viktor⁰⁰⁰⁹⁻⁰⁰⁰⁵⁻³⁷⁰¹⁻²⁰⁴²

¹, Kecskés Bertalan², Keresztes Róbert Zsolt^{0000-0001-8838-1933 3,4}, Béres Gábor József^{0000-0002-1496-5618 1}

¹ Innovatív Járművek és Anyagok Tanszék, Neumann János Egyetem, Magyarország

² HILTI Szerszám Kft., Magyarország

³ Műszaki Intézet, Magyar Agrár- és Élettudományi Egyetem, Magyarország

⁴ Műszaki Tudományok Doktori Iskola, Magyar Agrár- és Élettudományi Egyetem, Magyarország

<https://doi.org/10.47833/2026.1.ENG.004>

Kulcsszavak:

Folyásgörbe
Lemezalakítás
Szakítóvizsgálat

Keywords:

Flow Curve
Sheetmetal forming
Tension test

Cikktörténet:

Beérkezett 2025. május 8.
Átdolgozva 2026. február 1.
Elfogadva 2026. február 4.

Összefoglalás

Az alapvetésnek tekinthető, hogy az eltérő anyagminőséggel rendelkező lemezek alakítási határdiagramjai egymástól eltérő képet fognak mutatni. Ennek vizsgálata, meghatározása, jelentős múltra tekint vissza. Az anyagok alakításában szerzett tapasztalataink alapján pedig az is alapvetésnek tekinthető, hogy az eltérő körülmények úgy mint, hőmérséklet, alakváltozási sebesség, alakítási történet különböző módon és mértékben befolyásolhatják az anyagok alakváltozási képességét, alakítási határait. Ezen kutatás során egy, a lemezgyártás sajátosságából adódó jelenség, az anizotrópia hatását vizsgáljuk a lemezanyagok alakítási határára vonatkozóan. Az alakítási határdiagramokat négy elméleti modell segítségével számoltuk, szakítóvizsgálatból meghatározható anyagjellemzők ismeretében. Eredményeinkből az látható, hogy a keményedési kitevő erőteljesebben befolyásolja a vizsgált modellekben az alakítási határdiagram alakulását, mint a lemezanyag anizotrópiáját kifejező r -érték.

Abstract

It is a basic assumption that the forming limit diagrams (FLDs) of sheets with different material properties will exhibit distinct characteristics. The investigation and determination of this have a long-standing history. Based on our experience with material forming, it is also considered fundamental that varying conditions, such as temperature, strain rate, and deformation history can influence the material's formability and forming limits in different ways and to varying extents. In this research, the effect of a phenomenon specific to sheet metal production, namely plastic anisotropy is examined in relation to the forming limits of sheet materials. The forming limit curves were calculated by four theoretical models, using material parameters obtained

* Kapcsolattartó szerző.
borbely.richard@nje.hu

by tensile tests. The results show that the applied models are more sensitive to the hardening exponent than the anisotropy parameter, i.e. the r -value.

1. Bevezetés

A nagyszilárdságú lemezanyagok alkalmazása az autóipartól kezdve a repülőgépgyártáson át számos ipari szektorban kiemelt jelentőséggel bír. Az egyre szigorúbb súlycsökkentési és biztonsági követelmények miatt a mérnökök olyan anyagokat keresnek, amelyek nagy szilárdságuk mellett megfelelő alakíthatósági tulajdonságokkal is rendelkeznek. Az alakíthatóságot számtalan tényező befolyásolja, melyek hatásait számos kutatásban vizsgálták [1], [2], [3], [4]. Egyik befolyásoló tényezőnek tekinthető az anizotrópia, mely hatásának pontos ismerete szükséges lehet, hiszen a lemezek mechanikai viselkedése jelentősen függ a hengerlési iránytól és az abból adódó szerkezeti sajátosságoktól.

Az úgynevezett alakítási határdiagramban (Forming Limit Diagram - FLD) ábrázolt alakítási határgörbe (Forming Limit Curve - FLC) az egyik legfontosabb anyagi tulajdonság a lemezalakítási folyamatok tervezésében, mivel lehetőséget nyújt a különböző feszültségállapotokban jelentkező alakváltozási határértékek előrejelzésére. A korszerű végesselemez szoftverek lehetővé tették, hogy az alakíthatóságot leíró numerikus modelleket implementáljuk egy virtuális környezetbe, és a gyors számítási teljesítménynek köszönhetően a gyártási folyamatokat szimuláljuk. Ez pedig óriási mértékben volt képes javítani a tervezés hatékonyságát. Az anyag anizotrópiájának figyelembevételével tovább javítható a tervezési folyamat, pontosabb és megbízhatóbb modellek alkothatók, amelyek révén csökkenthető a selejtarány, optimalizálható a gyártási folyamat és növelhető a végtermék minősége.

A lemezanyagok alakítási határdiagramjának felvétele Keeler és társai [5] nevéhez köthető, akik a vizsgálni kívánt próbadarab felületére felvitt mérőháló segítségével képesek voltak detektálni a próbadarab különböző részein az eltérő főalakváltozások értékeit. Módszerüket hamarosan tovább fejlesztették és kiterjesztették a mai formájában ismert alakítási határdiagram teljes alakváltozási állapotára [6]. Az általuk kikövezett úton számos kutató indult el [6] [7], [8], később pedig voltak olyanok is, akik az ismertetett módszerektől eltérő megközelítéssel határozták meg az alakítási határdiagramot [9], [10], [11]. Ezen kutatók közül érdemes kiemelni Keeler és Brazier [12] munkásságát, akik megfigyelték, hogy a leggyakrabban használt lágyacélok alakítási határdiagramjainak alakja hasonló, csupán a síkalakváltozásra jellemző feszültségállapotban (az FLC_0 pontban) figyelhető meg különbség, ennek értékét pedig a lemezvastagság és keményedési kitevő felhasználásával számolták. Egy másik fontos kutatás Stören és Rice [13] nevéhez köthető, akik megállapították, hogy a vékonylemezek lokalizált nyakképződése a deformáció-elmélet felhasználásával a folyási feltétel csúcspontjának destabilizáló hatása révén magyarázható. A megalkotott módszereket számos úton újra gondolták, továbbfejlesztették, javították, mígnem 2008-ban a jelentős számú empirikus kísérlet és a technológiai fejlődésnek köszönhetően az alakítási határdiagram meghatározásához szükséges módszert szabványosították is [14].

2. Kutatáshoz használt módszerek és anyagok

2.1. Anyagválasztás

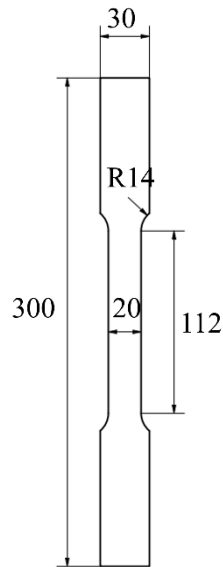
Az utóbbi időben jelentős érdeklődés mutatkozott a kettős fázisú vagy kettős szövetszerkezetű (DP) acélok iránt, amelyek a korszerű nagyszilárdságú acélok (AHSS-ek) egyik első és kiemelkedő változatát képviselik. A DP acélok kulcsszerepet játszanak a nagyszilárdságú acélok között, hiszen elsőként alkalmazták azokat súlycsökkentett autóipari alkatrészekben. Alacsony ötvözésük és egyszerű hőkezelésük mellett megfelelnek a modern környezetvédelmi és gazdasági elvárásoknak is.

Ferrit-martenzites szövetszerkezet jellemzi ezt a lemezanyagot, amely kiváló mechanikai tulajdonságokat biztosít, így ideális alapanyagot jelentenek a járműipari lemezalkatrészekhez. Valójában azonban a szövetszerkezet a feldolgozás függvényében tartalmazhat ausztenitet, perlitet, bainitet, karbidokat és ferritet is. A szövetszerkezetet befolyásoló tényezők közé tartozik a martenzit

térfogattartalma, sűrűsége, illetve a szegregáció mértéke is [15]. Kísérleteink során HCT780X anyagminőséggel jelölt lemezeket vizsgáltunk.

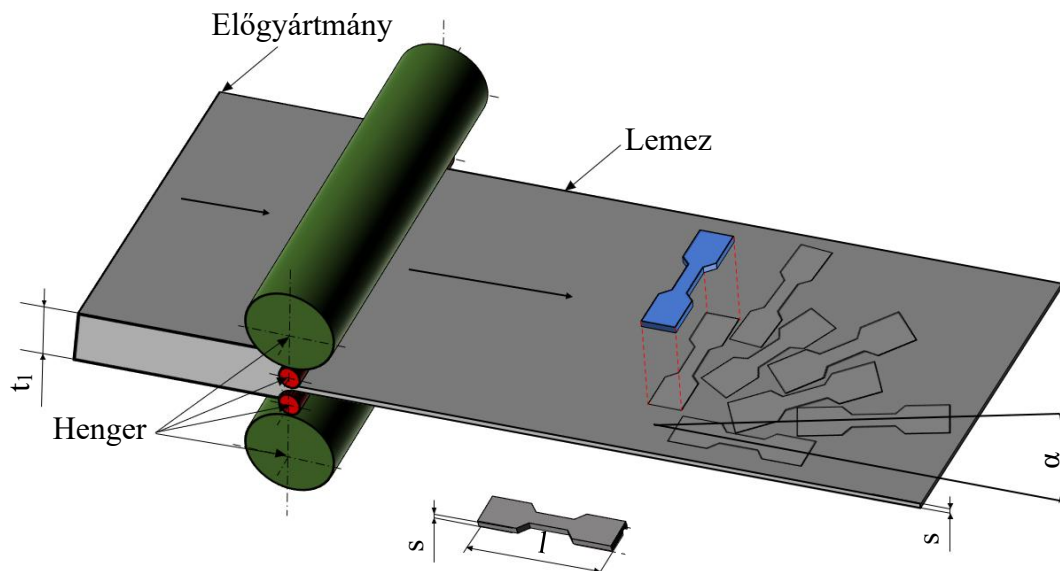
2.2. Vizsgált Próbatetek

A próbadarab előgyártmányra egy interkritikus hőközben hengerelt, 1,0 mm névleges lemezvastagságú HCT780X acél táblalemez volt, melyből hét féle próbadarab került kimunkálásra lézersugaras vágási technológiával, különböző orientációkban 3-3 db. így összesen 21 db. próbatestet vizsgáltunk. A próbadarabokat a hengerlési irány, és a kimunkálás iránya által bezárt szög (α) különböztette meg. A bemutatott jelölések alapján a vizsgált próbatetek a hengerlési irányhoz képest 15° -ként lettek kimunkálva. Névleges méreteit az 1. ábra mutatja be.



1. Felhasznált próbatest geometria

A hossz-és keresztirányú alakváltozások méréséhez szolgáló kiinduló jeltáv hosszirányban 80 ± 1 mm, keresztirányban $10 \pm 0,5$ mm volt. A 2. Ábra a kimunkálás elvét mutatja be.



2. ábra Hengerlés és próbatest kimunkálás elvi ábrája

2.3. Mechanikai paraméterek

A mechanikai paraméterek meghatározásához szabványos lemez-szakítópróbát alkalmaztunk [16]. Az anizotrópia jelenségét figyelembe véve a szakítóvizsgálat során a próbadarabokat 0° , 15° , 30° , 45° , 60° , 75° és 90° irányban készítettük el, minden esetben három-három próbadarabot szakítottunk el. A tesztek szobahőmérsékleten végeztük, a szakítógép keresztfejének mozgási sebessége pedig 4 mm/min volt, amely közel állandó, kvázi-statisztikus sebességállapotot eredményezett.

A vizsgált anyag szakítóvizsgálattal meghatározható alapvető mechanikai tulajdonságainak átlagértékeit az alábbi táblázat mutatja be. Ebben R_m a szakítószilárdságot, $R_{p0,2}$ a 0,2%-os képlékeny alakváltozáshoz tartozó folyáshatárt, A_g az egyenletes nyúlást, míg A_{80} a teljes nyúlást jelöli. Az átlagos normál anizotrópia mértékét az r -érték fejezi ki.

1. táblázat Felhasznált anyag alapvető mechanikai paraméterei

	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	A_g (%)	A_{80} (%)	r
HCT780X	462,8	763,8	11,1	15,7	0,80

2.4. Az alakítási határdiagram analitikus modellezése

Az alakítási határdiagramok számítását Matlab szoftver segítségével végeztük. A korábban tárgyalt elméletek közül négy elmélet került felhasználásra. Ezek a Keeler és Brazier [12], Stören és Rice [13], Levy és Tyne [17] illetve a Swift [18] féle megközelítések voltak. A megalkotott numerikus modellek Matlab programozásához a következőkben bemutatásra kerülő egyenleteket használtuk fel.

Keeler és Brazier a görbék meghatározásának kiindulásához az FLC_0 pontot használták, mely a következő képlet segítségével határozható meg:

$$FLC_0 = \log \left(1 + \frac{23,3+14,13 \cdot s}{100} \right) * \frac{n}{0,21} . \quad (1)$$

Az összefüggésben a lemezvastagságot (s) inchben szükséges megadni, illetve n a Nádai-féle keményedési kitevőt jelenti. A meghatározott FLC_0 pont ismeretében, a következő képletek segítségével alkotható meg a határgörbe. A görbe negatív, azaz bal oldalára az alábbiak szerint határozható meg az ε_1 és ε_2 főalakváltozások közötti összefüggés:

$$\varepsilon_1 = FLC_0 - \varepsilon_2 , \quad (2)$$

mely geometriai megközelítésben egy FLC_0 kezdőpontú, 45° -os egyenessel történő közelítést jelent. Megemlítendő, hogy ez a közelítés azonos a korábban még Hill [19] által javasolt leírással.

A görbe pozitív, azaz jobb oldalára pedig a

$$\varepsilon_1 = \log(0.6 * (e^{\varepsilon_2} - 1) + e^{FLC_0}) \quad (3)$$

képlet érvényes. Ha az ε_2 értékeit, egy adott tartományon elhelyezkedő, egyenletes eloszlású sorozatként definiáljuk, akkor az alkalmazott felbontással megkapjuk a nagyobb tönkremeneteli főalakváltozásokat (ε_1) a kisebb tönkremeneteli főalakváltozások (ε_2) függvényében.

Stören és Rice a tönkremenetelt (esetünkben lokális befűződést, vagy másnéven kontrakciót) jelentő főalakváltozásokat az alakváltozási elmélet (deformation theory) felhasználásával vezette le a különböző feszültségi (avagy alakváltozási-) állapotokra. Levezetésük eredményeként a nagyobb tönkremeneteli főalakváltozás számítható a

$$\varepsilon_1 = \frac{3\beta^2 + n(2+\beta)^2}{2(2+\beta)(1+\beta+\beta^2)} \quad (4)$$

egyenlet alapján, amelyben az eddigiekhez új paraméter a β , amely a főalakváltozások arányát jelöli:

$$\beta = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (5)$$

A kisebb tönkremeneteli főalakváltozás itt nem jelenik meg tehát közvetlenül az összefüggésben, hanem a β paraméteren keresztül lehetséges a vízszintes tengely értékeinek megadása.

Levy-Tyne munkája az alakítási határgörbe nullpontjának meghatározásához bevezette a Z feszültségi tényezőt, melynek értéke a következő képlettel számolható:

$$Z = TS * \left(1 + \frac{UE}{100}\right) \quad (6)$$

A képletben TS az anyag szakítószilárdságát, UE pedig az egyenletes mérnöki nyúlás határát jelenti. Ennek segítségével, javaslatuk szerint a következő szerint alakul az egyenértékű feszültség ($\bar{\sigma}$) az FLC_0 pontban:

$$\bar{\sigma}_{FLC_0} = a_0 + a_1 * Z + a_2 * s, \quad (7)$$

ahol $a_0 = 20,30 \pm 3,5$, $a_1 = 1,002 \pm 0,005$ és az $a_2 = 34,25 \pm 1,26$, továbbá s a már korábban is szereplő lemezvastagság. Az egyenértékű feszültségből egy tetszőleges folyásgörbe egyenlet alapján az egyenértékű alakváltozás könnyedén számolható, amelyből elsősorban valamely négyzetes (pl. von Mises izotróp, vagy Hill'48 anizotróp anyagokra érvényes) folyási feltétel felhasználásával az FLC_0 pont megkapható, ha a folyási feltételben ε_2 helyére zérust helyettesítünk.

Az FLC_0 pont ismeretében Levy és Tyne az alakítási határgörbe számítására vonatkozóan az

$$\varepsilon_1 = \frac{FLC_0}{1-\gamma\beta} \quad (8)$$

összefüggést javasolja, ahol $\gamma = -1$ a határgörbe baloldalán (amely így tehát megegyezik a (2) képlet eredményével), és $\gamma = 0,53$ a jobboldalon. Az FLC mindkét szárát tekintve tehát lineáris függvényekkel való közelítést javasolnak.

Swift a legnagyobb erő kritérium (Maximum Force Criterion – MFC) elméletéből, a következő képletekkel számolja az ε_1 és az ε_2 értékeit, ha a Hill'48 folyási feltételt alkalmazzuk a differenciálások során:

$$\varepsilon_1 = \frac{[1+r(1-\alpha)] * \left(1 - \frac{2*r}{1+r} \alpha + \alpha^2\right)}{(1+r)(1+\alpha) * \left[1 - \frac{1+4*r+2*r^2}{(1+r)^2} \alpha + \alpha^2\right]} * n, \quad (9)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{[(1+r)\alpha - 1] * \left(1 - \frac{2*r}{1+r} \alpha + \alpha^2\right)}{(1+r)(1+\alpha) * \left[1 - \frac{1+4*r+2*r^2}{(1+r)^2} \alpha + \alpha^2\right]} * n. \quad (10)$$

Itt α a Hill'48 szerinti főfeszültségi arány:

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \quad (11)$$

amely a korábban definiált főalakváltozási aránnyal (β -al) kifejezve

$$\alpha = \frac{(1+r)*\beta+r}{1+r+r*\beta}. \quad (12)$$

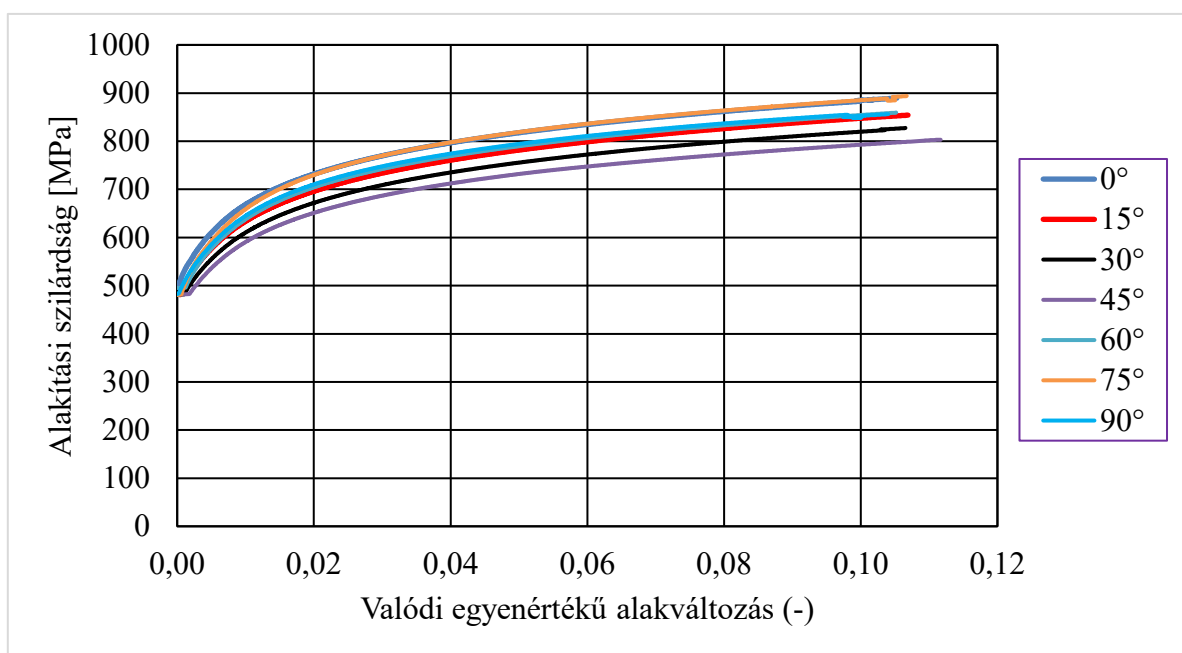
Ebben az esetben is a β értékeit egy adott tartományon elhelyezkedő, egyenletes eloszlású sorozatként definiáljuk és abból számoljuk a vízszintes tengelyt adó kisebb főalakváltozások értékeit. A Swift-féle modell esetén megjegyzendő még, hogy itt szerepel először konkrétan az anyag anizotrópiáját kifejező r -érték (Lankford-féle szám) a képletekben, habár áttételesen az a Levy és Tyne elméletében is megjelenik az FLC_0 pont számításánál.

3. Eredmények

3.1. Szakítóvizsgálatok eredményei

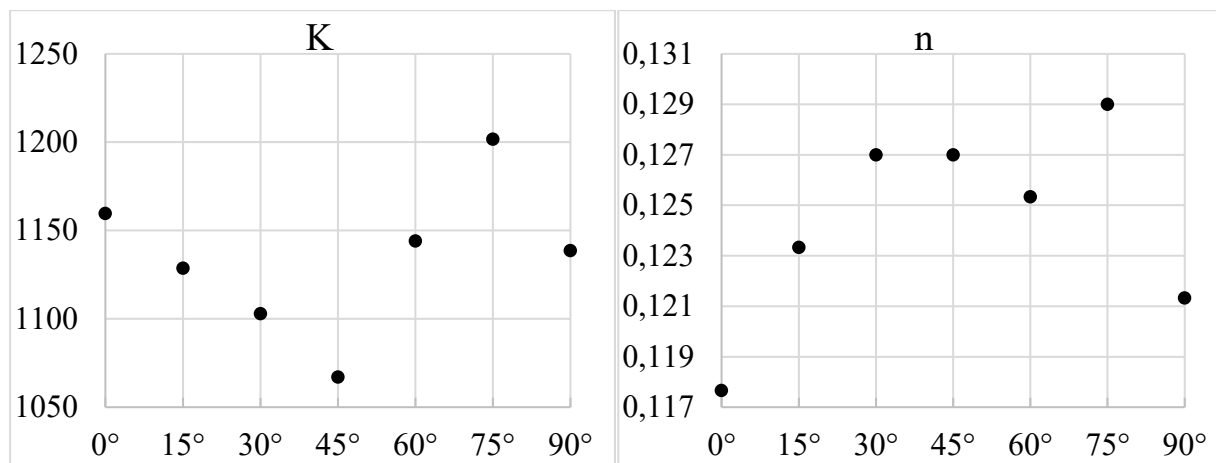
A felhasznált numerikus modellek a korábban bemutatott mechanikai tulajdonságokon túl, egyéb szakítóvizsgálatból származtatható paramétereket is tartalmaznak, amelyeket többek között az anyag folyásgörbéjéből kaphatunk meg. A különböző hengerlési irányokban elvégzett szakítóvizsgálatok eredményeit átlagoltuk, majd megalkottuk a hozzájuk tartozó folyásgörbéket, ez látható a 3. ábrán. A felvett folyásgörbéket végül a legkisebb négyzetek elvét felhasználva a Nádai [20] féle folyásgörbét leíró egyenlettel (13) közelítettük és végül így került meghatározásra a fenti egyenletekben többször is szereplő n keményedési kitevő, és az alakítási határgörbék szempontjából kevésbé releváns K szilárdsági együttható.

$$k_f = K + \varepsilon^n . \quad (13)$$



3. ábra HCT780X folyásgörbék eltérő hengerlési irányokban

A számított értékek átlagának alakulását a 4. ábra mutatja be, a konkrét értékeket pedig a 2. táblázat foglalja össze a különböző hengerlési irányokban.



4. ábra Keményedési kitevő (n) és szilárdsági konstans (K) értékek alakulása eltérő hengerlési irányokban

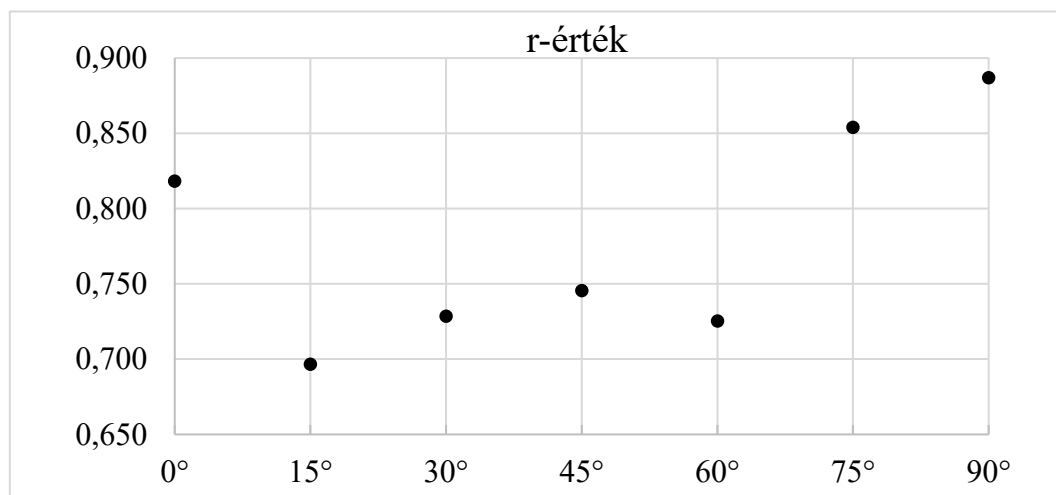
2. táblázat Keményedési kitevő (n) és szilárdsági konstans (K) értékei

	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
n	0,118	0,123	0,127	0,127	0,125	0,129	0,121
K	1160	1129	1103	1067	1144	1202	1139

A szakítóvizsgálatból meghatározható és a numerikus modellek tekintetében két alkalommal is előforduló r -érték, vagy másnéven Lankford-féle szám, a lemezpróbatest egytengelyű szakítóvizsgálata során mért próbatest szélesség (ε_b) - vastagság (ε_s) megváltozás arányát mutatja:

$$r = \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_s} \quad (14)$$

Ezen értékek alakulását az 5. ábra mutatja be, a 3. táblázat pedig a konkrét értékeket foglalja össze.



5. ábra Lankford-szám értékének alakulása eltérő hengerlési irányokban

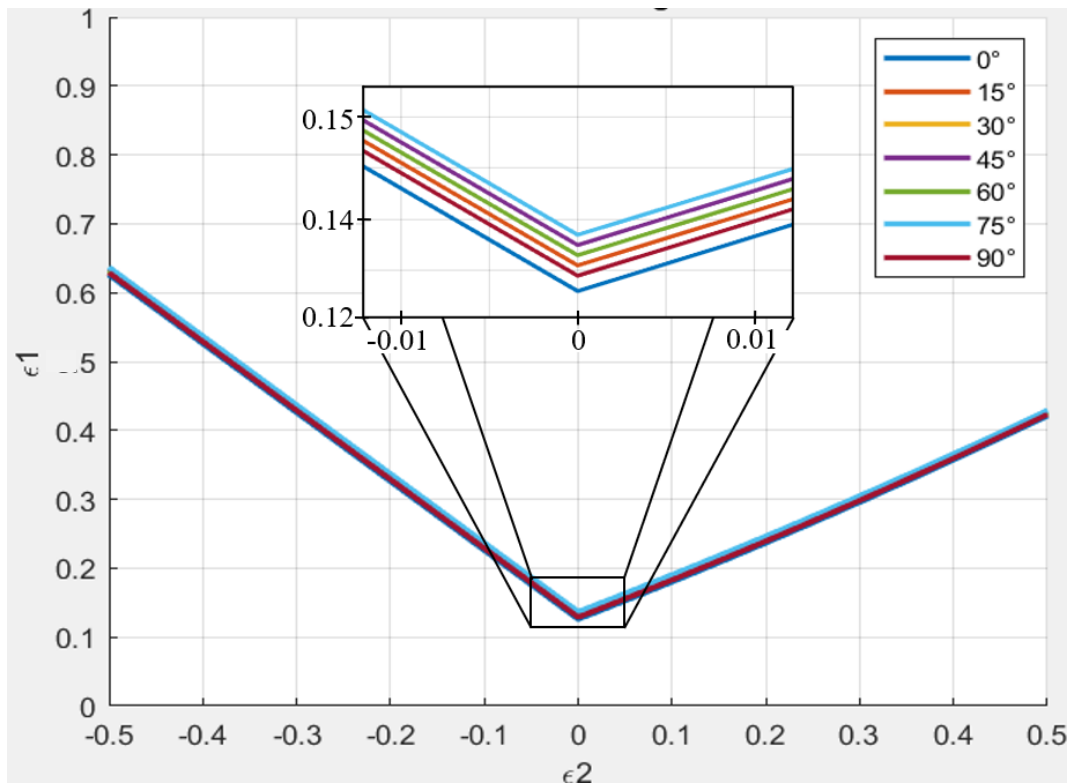
3. táblázat Lankford-szám értékei eltérő hengerlési irányokban

	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
r	0,82	0,70	0,73	0,75	0,73	0,85	0,89

3.2. Alakítási határgörbék

Az alakítási határdiagramokat a MatLab szoftver segítségével ábrázoltuk, a korábban említett numerikus modellek alapján, eltérő hengerlési irányokban.

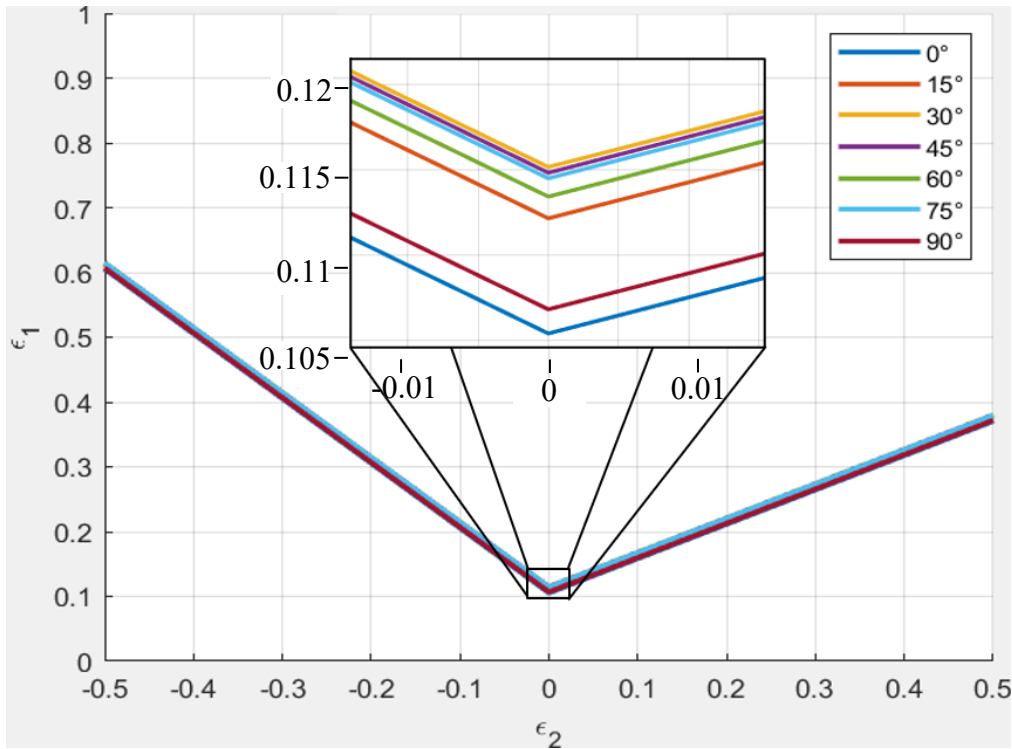
Keeler-Brazier elmélete szerint számolt alakítási határgörbéket a 6. ábra mutatja be. Ebben az esetben, tulajdonképpen a diagram mindkét szára felfogható egy-egy egyenessel való közelítésnek (bár a jobb oldalon erősebb a nem-linearitás), ahol a legkisebb főalakváltozások a hengerlési iránnyal bezárt 0° -os és 90° -os orientációkban jellemzők.



6. ábra HCT780X alakítási határdiagramja Keeler elmélete szerint

A Levy-Tyne féle összesített alakítási határdiagramot benne a különböző próbatest orientációkhoz tartozó alakítási határgörbékkel, a 7. ábra mutatja be, mely a Keeler-Brazier közelítéshez hasonlóan szintén egyeneseket alkalmaz a baloldalon, illetve ennél a megközelítésnél a jobb oldalra is ez a jellemző. Folyási feltételként a Hill'48 féle anizotróp megközelítést alkalmaztuk a számítások során.

A különböző hengerlési irányokban kapott FLC-k között itt nagyobb különbségek mutatkoznak, de továbbra is a hengerlési iránnyal párhuzamos (0° -os) és arra merőleges (90° -os) orientációk tekinthetők a legkritikusabbaknak. Ez azt jelenti, hogy a két elmélet között bár jelentős különbség, hogy a Levy-Tyne elmélet magában hordozza a képlékenységtani anizotrópia paramétert is, ez ennél az anyagnál nem befolyásolta lényegesen a görbék sorrendiségét (azaz a becsült alakíthatóságot).

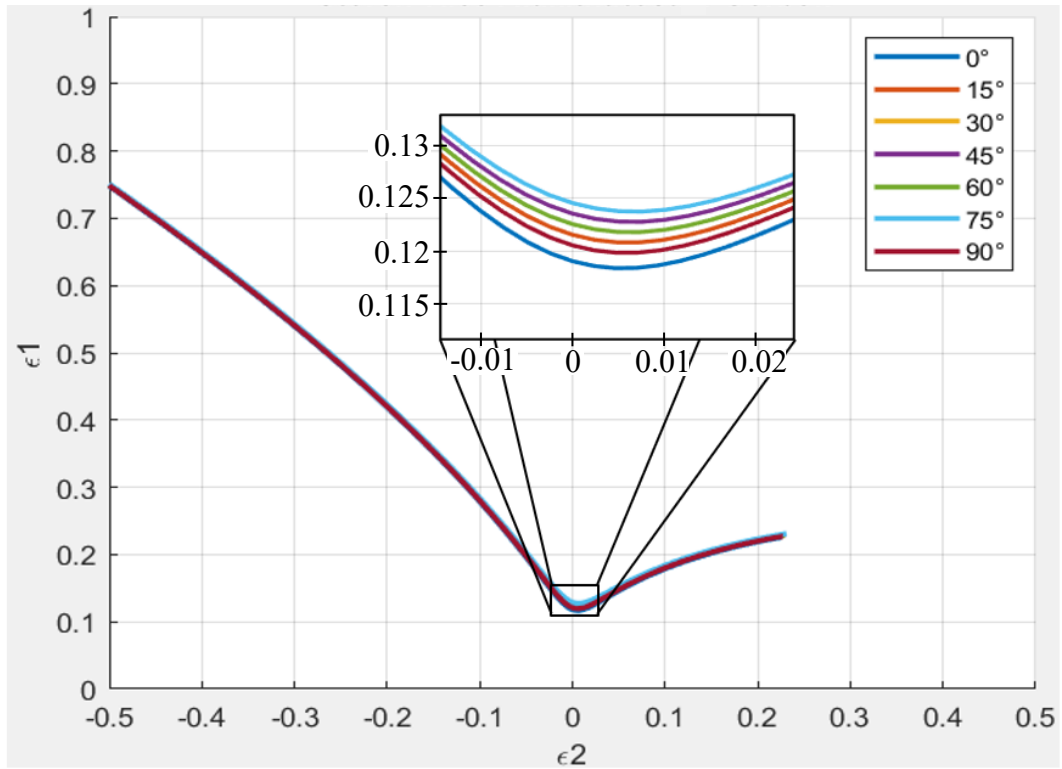


7. ábra HCT780X alakítási határdiagramja Levy-Tyne elmélete szerint

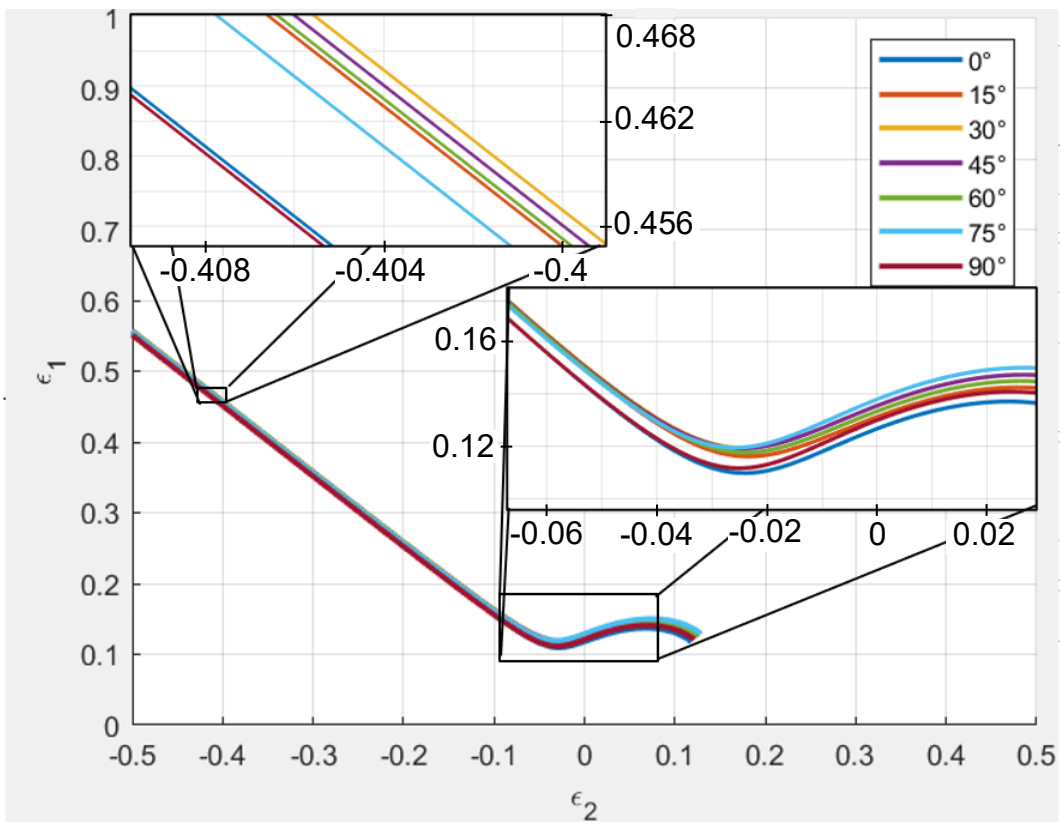
Ez a trend, mármint a 0°-os és 90°-os irányok által mutatott legkisebb várható alakíthatóság, a további két, jól láthatóan nem lineáris közelítés esetében is megfigyelhető. A Stören-Rice féle összefüggésben bemutatott alakítási határdiagramot a kapott görbékkel a 8. ábra szemlélteti, amelynek baloldala is jelentősen eltér a korábban előforduló 45°-os egyenesektől, és a jobboldalon is az eddiektől eltérő módon alakul (eddiegi legerőteljesebb nem-linearitás). Megjegyzendő még, hogy a síkalakváltozáshoz tartozó pont (FLC₀ pont) helyzete nem teljesen egyértelmű, és ezáltal nem jelenthető ki, hogy az az elméleti $\varepsilon_2 = 0$ alakváltozási útra esik.

A Swift féle alakítási határdiagram alakulása még érdekesebb abból a szempontból, hogy az FLC₀ pont a baloldalra jelentősen eltolódott az alkalmazott anyagjellemzőkkel, ahogyan azt a 9. ábra mutatja. Emellett, a tisztán kéttengelyű alakváltozási állapothoz ($\varepsilon_1 = \varepsilon_2$) is közel olyan alacsony alakíthatóságot terjeszt elő ez a modell, mint ami az FLC₀ pontban megfigyelhető. Ugyanakkor, ennél az elméletnél is a 0°-ban és a 90°-ban kimunkált próbatestek értékeiből számolt FLC-k futnak a legalacsonyabbban.

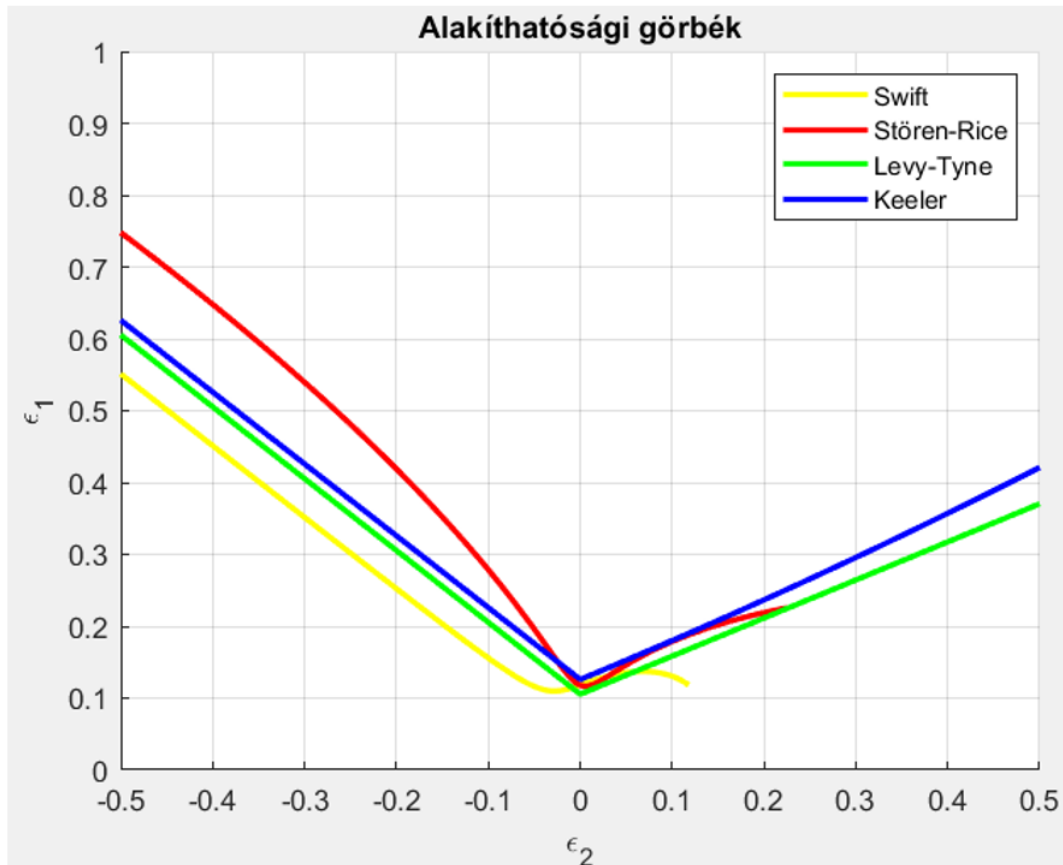
A bemutatott ábrákon összességében jól megfigyelhető, hogy az alakváltozási határ szempontjából, minden esetben a hengerlési iránnyal párhuzamos (0°) próbadarabok alakítási határgörbéi a legkritikusabbak, ezt konzekvensen követi a 90°-ban kimunkált próbadarab alakítási határgörbéje. Ennek magyarázata egyértelműen abban rejlik, hogy az n keményedési kitevő értéke ezekben az irányokban a legalacsonyabb. Az r -értékről már ugyanez nem mondható el: ott a 15°-ban kimunkált próbatestnél figyelhető meg a legalacsonyabb érték, de ez a határgörbék helyzetét nem befolyásolta olyan mértékben, hogy a megfigyelt sorrendiség megváltozzon. Ezekből kiindulva, az eltérő elméletek által meghatározott határgörbék összesített diagramjában a 0°-ban kimunkált próbadarab alakítási határgörbéit hasonlítottuk össze. Ez látható a 10. ábrán, amelynek bal oldalán a Swift elmélet adja a legkonzervatívabb becslést, a Stören és Rice elmélet pedig a legmagasabban futó határgörbét tételezi fel. Ezek jóságát a későbbiekben saját mérésekkel tervezzük igazolni.



8. ábra Stören-Rice féle alakítási határdiagram



9. ábra Swift féle alakítási határdiagram



10. ábra Alakíthatósági határgörbék összehasonlítása

Az alakítási határdiagramok alapján leolvasott ε_1 értékeket a síkalakváltozási állapotban ($\varepsilon_2 = 0$) a 4. táblázat foglalja össze.

4. táblázat fő alakváltozási értékek az FLC_0 pontban eltérő elméletek esetén

Hengerlési irány	ε_1 értékek			
	Swift	Levy-Tyne	Stören-Rice	Keeler
0°	0,117	0,117	0,118	0,126
15°	0,122	0,122	0,123	0,131
30°	0,126	0,126	0,127	0,135
45°	0,126	0,126	0,127	0,135
60°	0,124	0,124	0,125	0,133
75°	0,128	0,128	0,129	0,137
90°	0,120	0,120	0,121	0,295

4. Összefoglalás

A lemezanyagok alakítási határát számos külső tényező befolyásolja, melyek közül ezen kutatás során a hengerlésből származó képlékenységtani anizotrópia hatását vizsgáltuk. Ennek érdekében egy nagyszilárdságú, autóiparban használatos lemezanyagból (HCT780X) a hengerlési irányhoz képest eltérő orientációkban próbadarabokat munkáltunk ki és egytengelyű szakítóvizsgálatoknak vetettük alá azokat. Az alapvető mechanikai paraméterein túl, a vizsgálatból származtatható egyéb anyagparamétereknek az FLC-re kifejtett hatásnak megismerése volt a célunk. A kapott eredményekből származtatott paraméterekből, a lemezalakításban és végeeselemes

szoftverekben használt elméletek numerikus modelljét felállítva ábrázoltuk az anyagra jellemző alakítási határdiagramokat. Az eltérő elméleteket összehasonlítva megállapítottuk, hogy:

- a vizsgált elméletek szerint, az alakíthatóság tekintetében a hengerlési irányhoz képest 0° -és 90° -ban kimunkált próbatestek rendelkeznek a legkisebb alakváltozási képességgel;
- amelynek magyarázata az, hogy ezekben az irányokban a legkisebb az n érték, tehát az r -érték a görbék helyzetét nem befolyásolta ennél az anyagnál olyan módon, hogy az n értékből fakadó sorrendiséget megváltoztassa;
- az alakíthatóság előrejelzésének tekintetében a legkisebb megengedett alakváltozást a Swift elmélet vetíti előre majd ezt követi növekvő sorrendben a Levy-Tyne, Keeler-Brazier, végül a Stören-Rice elmélet a $\beta < 0$ értékei mellett, míg az FLC₀ pontban az egyes elméletek közel azonos eredményre vezetnek.

Köszönetnyilvánítás

A KULTURÁLIS ÉS INNOVÁCIÓS MINISZTERIUM EKÖP-2024-00020. KÓDSZÁMÚ ÚJ NEMZETI KIVÁLÓSÁG PROGRAMJÁNAK A NEMZETI KUTATÁSI, FEJLESZTÉSI ÉS INNOVÁCIÓS ALAPBÓL FINANSZÍROZOTT SZAKMAI TÁMOGATÁSÁVAL KÉSZÜLT.



„A KUTATÁS AZ „ÚJ INNOVATÍV VESŐGENERÁCIÓK FEJLESZTÉSE” CÍMŰ ÉS 2020-1.1.2-PIACI-KFI-2020-00148 KÓDSZÁMÚ PROJEKTHEZ KAPCSOLÓDÓAN VALÓSULT MEG.”

Irodalomjegyzék

- [1] H. J. Kleemola and J. O. Kumpulainen, “Factors influencing the forming limit diagram: Part I — The experimental determination of the forming limits of sheet steel,” *Journal of Mechanical Working Technology*, vol. 3, no. 3–4, pp. 289–302, Jan. 1980, doi: 10.1016/0378-3804(80)90048-0.
- [2] [H. Gao, O. El Fakir, L. Wang, D. J. Politis, and Z. Li, “Forming limit prediction for hot stamping processes featuring non-isothermal and complex loading conditions,” *Int J Mech Sci*, vol. 131–132, pp. 792–810, Oct. 2017, doi: 10.1016/J.IJMECSCI.2017.07.043.
- [3] S. Bagherzadeh, M. J. Mirnia, and B. Mollaei Dariani, “Numerical and experimental investigations of hydro-mechanical deep drawing process of laminated aluminum/steel sheets,” *J Manuf Process*, vol. 18, pp. 131–140, Apr. 2015, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2015.03.004.
- [4] B. Ma, K. Diao, X. Wu, X. Li, M. Wan, and Z. Cai, “The effect of the through-thickness normal stress on sheet formability,” *J Manuf Process*, vol. 21, pp. 134–140, Jan. 2016, doi: 10.1016/J.JMAPRO.2015.12.006.
- [5] Keeler S. P. and Backofen W. A, “Trans. ASM 56,” pp. 25–48, 1963.
- [6] Gorton M. Goodwin, “Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop on JSTOR,” *SAE Transactions*, vol. 77, 1968, Accessed: Sep. 29, 2024. [Online]. Available: <https://www.jstor.org/stable/44565070>
- [7] J. E. Hockett and O. D. Sherby, “Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures,” *J Mech Phys Solids*, vol. 23, no. 2, pp. 87–98, Apr. 1975, doi: 10.1016/0022-5096(75)90018-6.
- [8] F. Barlat and K. Lian, “Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I: A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions,” *Int J Plast*, vol. 5, no. 1, pp. 51–66, Jan. 1989, doi: 10.1016/0749-6419(89)90019-3.
- [9] C. L. Chow, M. Jie, and S. J. Hu, “Forming limit analysis of sheet metals based on a generalized deformation theory,” *J Eng Mater Technol*, vol. 125, no. 3, pp. 260–265, 2003, doi: 10.1115/1.1586938.
- [10] [10] “Predictive model of FLC (Arcelor model) upgraded to UHSS steels | IDDRG.” Accessed: Jan. 17, 2025. [Online]. Available: <https://iddrg.com/download/predictive-model-of-flc-arcelor-model-upgraded-to-uhss-steels/>
- [11] M. Merklein, A. Kuppert, and M. Geiger, “Time dependent determination of forming limit diagrams,” *CIRP Annals*, vol. 59, no. 1, pp. 295–298, Jan. 2010, doi: 10.1016/J.CIRP.2010.03.001.
- [12] Stuart P. Keeler, “Determination of Forming Limits in Automotive Stampings,” *SAE Transactions*, vol. 75, 1966.
- [13] S. Stören and J. R. Rice, “Localized necking in thin sheets,” *J Mech Phys Solids*, vol. 23, no. 6, pp. 421–441, Dec. 1975, doi: 10.1016/0022-5096(75)90004-6.
- [14] “MSZ-EN-12004-2.”
- [15] C. C. Tasan *et al.*, “An Overview of Dual-Phase Steels: Advances in Microstructure-Oriented Processing and Micromechanically Guided Design,” Jul. 01, 2015, *Annual Reviews Inc.* doi: 10.1146/annurev-matsci-070214-021103.

- [16] "MSZ-EN-ISO 10002-1."
- [17] B. S. Levy and C. J. Van Tyne, "An approach to predicting the forming limit stress components from mechanical properties," *J Mater Process Technol*, vol. 229, pp. 758–768, Mar. 2016, doi: 10.1016/J.JMATPROTEC.2015.10.027.
- [18] Swift H. W., *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1952.
- [19] Hill, "On discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheets," *J Mech Phys Solids*, vol. 1, no. 1, pp. 19–30, Oct. 1952, doi: 10.1016/0022-5096(52)90003-3.
- [20] Á. Nádai, A. M. Wahl, and E. C. Bingham, "Plasticity, A Mechanics of the Plastic State of Matter," *J Rheol (N Y N Y)*, vol. 2, no. 4, pp. 455–456, Oct. 1931, doi: 10.1122/1.2116408.

Melléklet

```
% Paraméterek
n = 0.118;
t1 = 1.05 / 25.4;
t = 1.05;
a0 = 20.30;
a1 = 1.002;
a2 = 34.25;
TS = 796;
UE = 10.8;
Z = TS * (1 + UE / 100);
SFLC0 = a0 + a1 * Z + a2 * t;
K = 1160;
E = exp((log(SFLC0) - log(K)) / n);
r = 0.818;
H48 = (1 + r) / sqrt(1 + 2 * r);
E10 = E / H48;

% Swift elmélet
b_values = linspace(-1, 1, 100);
y = zeros(size(b_values));
x = zeros(size(b_values));

for i = 1:length(b_values)
    b = b_values(i);
    a = ((1 + r) * b + r) / (1 + r + r * b);

    y(i) = (((1 + r * (1 - a)) * (1 - (2 * r / (1 + r)) * a + a^2)) / ...
        ((1 + a) * (1 + r) * (1 - ((1 + 4 * r + 2 * r^2) / (1 + r)^2) * a + a^2))) * n;

    x(i) = (((1 + r) * a - r) * (1 - (2 * r / (1 + r)) * a + a^2)) / ...
        ((1 + a) * (1 + r) * (1 - ((1 + 4 * r + 2 * r^2) / (1 + r)^2) * a + a^2))) * n;
end

% Stören-Rice elmélet
x1 = linspace(-1, 1, 1000);
y1 = zeros(size(x1));
for i = 1:length(x1)
    p = x1(i);
    y1(i) = (3 * p^2 + n * (2 + p)^2) / (2 * (2 + p) * (1 + p + p^2));
end
E1 = y1;
E2 = x1 .* y1;

% Levy-Tyne elmélet
x2 = linspace(-1, 1, 1000);
y2 = zeros(size(x2));
for i = 1:length(x2)
    if x2(i) == 0
        y2(i) = E10;
    elseif x2(i) < 0
        y2(i) = E10 - x2(i);
    else
        y2(i) = E10 + 0.53 * x2(i);
    end
end
```

```
end
end

% Keeler elmélet
x3 = linspace(-1, 1, 1000);
FLC0 = log(1 + ((23.3 + 14.13 * t1) / 100) * (n / 0.21));
y3 = zeros(size(x3));
for i = 1:length(x3)
    if x3(i) == 0
        y3(i) = FLC0;
    elseif x3(i) < 0
        y3(i) = FLC0 - x3(i);
    else
        y3(i) = log(0.6 * (exp(x3(i)) - 1) + exp(FLC0));
    end
end

% Ábrázolás
figure;
hold on;
plot(x, y, 'y-', 'LineWidth', 2); % Swift
plot(E2, E1, 'r-', 'LineWidth', 2); % Stören-Rice
plot(x2, y2, 'g-', 'LineWidth', 2); % Levy-Tyne
plot(x3, y3, 'b-', 'LineWidth', 2); % Keeler
hold off;

% Jelmagyarázat hozzáadása
legend('Swift', 'Stören-Rice', 'Levy-Tyne', 'Keeler');

xlabel('\epsilon_2');
ylabel('\epsilon_1');
title('Alakíthatósági görbék');
xlim([-0.5 0.5]);
ylim([0 1]);
grid on;
```