

**MISKOLCI EGYETEM
GÉPÉSZMÉRNÖKI és INFORMATIKAI KAR**



**NAGYSZILÁRDSÁGÚ ACÉLOK VISSZARUGÓZÁSÁNAK
MODELLEZÉSE ÉS KÍSÉRLETI VIZSGÁLATA**

PHD ÉRTEKEZÉS

Készítette:

Lukács Zsolt
okleveles gépészmérnök

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

Doktori Iskola vezető:

Dr. Tisza Miklós
a műszaki tudomány doktora, egyetemi tanár

Témacsoport vezető:

Dr. Tisza Miklós
a műszaki tudomány doktora, egyetemi tanár

Tudományos vezető:

Dr. Tisza Miklós
a műszaki tudomány doktora, egyetemi tanár

**Miskolc
2014**

TARTALOM

TARTALOM	I
TÉMAVEZETŐ AJÁNLÁSA	II
JELÖLÉSJEGYZÉK.....	IV
ÁBRAJEGYZÉK.....	VII
TÁBLÁZATJEGYZÉK.....	X
1. BEVEZETÉS, CÉLKITŰZÉSEK MEGFOGALMAZÁSA	11
1.1. A célkitűzések megfogalmazása.....	16
2. ANYAGMODELLEK A LEMEZALAKÍTÁSBAN	17
2.1. Rugalmas viselkedés anyagtörvénye.....	17
2.2. Izotróp tökéletesen képlékeny modellek.....	18
2.2.1. <i>A Huber-Mises-Hencky-féle folyási feltétel</i>	19
2.3. Anizotróp, tökéletesen képlékeny modellek.....	20
2.3.1. <i>Hill-1948 és Hill-1990 modell</i>	23
2.3.2. <i>Barlat 1989 modell</i>	28
2.3.3. <i>Banabic-Balan-Cosma-modell (BBC2005)</i>	29
2.4. Izotróp keményedés modelljei.....	30
2.5. Az izotrópikus és kinematikus keményedés modelljei.....	34
2.5.1. <i>Prager – modell</i>	37
2.5.2. <i>Armstrong – Frederick – modell</i>	37
2.5.3. <i>Chaboche – modell</i>	38
2.5.4. <i>Yoshida – Uemori – modell</i>	39
2.5.5. <i>Az AutoForm – modell</i>	43
3. LEMEZEK CIKLIKUS ALAKVÁLTOZÁSI VIZSGÁLATAINAK KÉSZÜLÉKEI.....	47
3.1. Irodalmi áttekintés.....	47
4. CIKLIKUS HÚZÓ-NYOMÓ VIZSGÁLATOK ÉS EREDMÉNYEI	59
4.1. Lemezsorral megtámasztott ciklikus húzó-nyomó készülék.....	59
4.2. Mérések végrehajtása.....	67
4.3. Mérési eredmények és elemzésük.....	71
4.4. Az anyagparaméterek meghatározása.....	76
4.4.1. <i>A rugalmassági modulus csökkenésének anyagparaméterei</i>	77
4.4.2. <i>A teljes ellentétes irányú alakváltozási tartomány anyagparaméterei</i>	83
5. AZ ANYAGPARAMÉTEREK ÉRZÉKENYSÉGI VIZSGÁLATA NUMERIKUS SZIMULÁCIÓVAL.....	85
6. TÉZISEK - ÚJ TUDOMÁNYOS EREDMÉNYEK.....	99
7. EREDMÉNYEK ÖSSZEFOGLALÁSA, IPARI HASZNOSÍTÁS LEHETŐSÉGEI.....	101
SUMMARY.....	104
KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS.....	106
IRODALOMJEGYZÉK.....	107
A DISSZERTÁCIÓHOZ KAPCSOLÓDÓ JELENTŐSEBB PUBLIKÁCIÓK.....	113

TÉMAVEZETŐ AJÁNLÁSA

Lukács Zsolt egyetemi tanulmányait 1996-ban kezdte a Miskolci Egyetem Gépészmérnöki Karán, Szerszámgépészeti szakon. Közelebbről 2001 óta ismerem, amikor egyetemi tanulmányainak befejező évében, az általam kiírt doktori témára jelentkezett és felvételt nyert.

Doktori tanulmányainak kezdetétől fogva a Mechanikai Technológiai Tanszék Képlékenyalakító Szakcsoportjának tagjaként elsősorban a Képlékenyalakításhoz kötődő tantárgyak oktatásába, valamint az e témakörhöz kapcsolódó tudományos kutatómunkákba, hazai és nemzetközi projektekbe, valamint ipari kutatómunkákba kapcsolódott be. Doktori témája is e területhez, szűkebben véve a képlékeny lemezalakításhoz kötődik.

A tanszék egyik fő kutatási témája a korszerű nagyszilárdságú acélok autóiipari alkalmazása, az alakítástechnológiai és szerszámozási kérdések vizsgálata. Lukács Zsolt ezekbe a kutatásokba is a Mechanikai Technológiai Tanszékre kerülését követően azonnal bekapcsolódott és az elmúlt évek során, ezeken a területeken mind az oktatásban, mind pedig a különféle kutatásokban fontos szerepet töltött be és tölt be jelenleg is.

Doktori értekezésének témája e kutatások egyik fontos kérdéskörét fogja át, nevezetesen a nagyszilárdságú acéloknál jelentős problémaként jelentkező visszarugózás elméleti és kísérleti elemzését, valamint a visszarugózás numerikus modellezését, elemzését.

Lukács Zsolt kutatói habitusát értékelve feltétlenül ki kell emelni, hogy a legjobb kutatói erényekkel rendelkező kutató, aki nem elégszik meg a jelenségek felszínes megismerésével, a kapott eredményeket mindig nagyfokú kritikával elemezve, minden esetben a dolgok mélyére igyekszik hatolni.

Lukács Zsolt PhD doktori kutatómunkáját nagyfokú önállósággal és precizitással végezte. Külön kiemelendő, hogy jó elméleti felkészültsége mellett, kiváló gyakorlati érzékkel is rendelkezik: e két kiváló kutatói adottság egyrészt az értekezés anyagmodellekkel foglalkozó elméleti fejtegetéseiben, másrészt az értekezés jelentős kísérleti munkájában is jól nyomon követhető és ezeket a tulajdonságait a tanszéki oktató és kutató munkájában is eredményesen kamatoztatja.

Összegezve: emberileg és kutatóként is kiváló kolléga, aki a PhD értekezésének elkészítésével az önálló, alkotó tudományos munka végzésére való alkalmasságát messzemenőig bizonyította. Kiváló elméleti és gyakorlati felkészültsége révén az Anyagszerkezet-tani és Anyagtechnológiai Intézet oktató és kutatómunkájának fontos pillére lehet.

Miskolc, 2014. január

Dr. Tisza Miklós
tudományos vezető

JELÖLÉSJEGYZÉK
GÖRÖG BETŰS JELÖLÉSEK

α	<i>Kinematikusan keményedő anyagmodellek visszaható feszültség tenzora</i>	[MPa]
β	<i>Két-felület modell határoló felületének középpontját meghatározó tenzor</i>	[MPa]
γ	<i>AF modell rugalmassági modulus csökkenésének mértékét meghatározó anyagparaméter</i>	[-]
ε	<i>Valódi (logaritmikus) alakváltozás</i>	[mm/mm]
ε_e	<i>Valódi alakváltozás rugalmas része</i>	[mm/mm]
ε_{kl}	<i>Cauchy-féle (linearizált) alakváltozási tenzor k-adik sorának l-dik eleme</i>	[mm/mm]
ε_p	<i>Valódi alakváltozás képlékeny (maradó) része</i>	[mm/mm]
$\varepsilon_p^{elö}$	<i>Előalakítás valódi alakváltozásban kifejezett, maradó része</i>	[mm/mm]
ε_r	<i>AF modell ellentétes irányú valódi alakváltozásának mértéke</i>	[mm/mm]
Γ	<i>Transzponált feszültség tenzor 2. invariánsa BBC'2005 anizotróp modellnél</i>	[MPa]
θ	<i>A lemez síkjában tetszőlegesen felvett irány szöge a hengerlési irányhoz viszonyítva</i>	[°]
θ_1, θ_2	<i>NUMISHEET benchmark visszarugózási szögei</i>	[°]
ν	<i>Poisson-tényező</i>	[-]
ξ	<i>AF modell alakítási keményedés ingadozásának mértékét leíró anyagparaméter</i>	[-]
ρ	<i>NUMISHEET benchmark görbületi rádiusza</i>	[mm]

σ_{ij}	Cauchy-féle feszültség tenzor <i>i</i> -edik soránka <i>j</i> -edik eleme	[MPa]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Főfeszültségi tenzor elemei	[MPa]
σ	Valódi feszültség	[MPa]
$\tilde{\sigma}$	Anizotróp állapotra vonatkoztatott feszültség deviátor tenzor	[MPa]
σ_0	A hengerlés irányába mért folyási határ	[MPa]
σ_b	Kéttengelyű feszültség állapotra vonatkoztatott folyáshatár	[MPa]
σ_h	Izotróp-kinematikusan keményedő modellek izotróp részének pillanatnyi valódi feszültségértéke	[MPa]
σ_r	AF modell ellentétes irányú terhelés valódi feszültsége	[MPa]
σ_{sat}	Hockett-Sherby modell alakítási keményedés értéke, végtelen alakváltozási értéknél	[MPa]
σ_u	Egytengelyű feszültségállapotban mért folyáshatár	[MPa]
σ_Y	Kezdeti folyáshatár (Yield stress)	[MPa]
χ	AF modell rugalmassági modulus csökkenésének sebességét meghatározó anyagparaméter	[-]
Ψ	Transzponált feszültség tenzor 3. invariánsa BBC'2005 anizotróp modellnél	[MPa]

LATIN BETŰS JELÖLÉSEK

A_{80}	Lemezanyagoknál alkalmazott teljes fajlagos szakadási nyúlás	[mm]
B	Két-felület modell, határoló felületének izotróp keményedéssel összefüggő része	[MPa]
C	Armstrong – Frederick modell visszaható feszültség tenzor változásának anyagra jellemző paramétere	[-]
D^p	Alakváltozási sebesség tenzor képlékeny része	$\left[\frac{1}{s} \right]$
C_{ijkl}	Merevségi tenzor	[MPa]
E_0	Rugalmassági modulus kiinduló értéke	[MPa]

E_a	Végtelen előalakítási értékhez tartozó (telítési) rugalmassági modulus	[MPa]
E_{av}	Átlagos rugalmassági modulus	[MPa]
E_l	a tehermentesítési szakasz kezdeti rugalmassági modulus AF modell esetén	[MPa]
F, G, H L, M, N	Hill48 modell anizotrópia paraméterei	[-]
k_f	Alakítási szilárdság	[MPa]
K	AF modell átmeneti lágyulással összefüggő anyagparamétere	[-]
$\tilde{\mathbf{L}}$	Anyagtól függő, lineáris transzformáció operátora BBC2005 modellben	[-]
r	Anizotrópia tényező (Lankford-szám)	[-]
r_Θ	Anizotrópia tényező a hengerlési iránnyal Θ szöget bezáró irányban	[-]
r_b	Kéttengelyű feszültségállapot anizotrópia tényezője	[-]
r_n	Normál anizotrópia tényező középértéke	[-]
Δr	Síkbeli anizotrópia tényező	[-]
R	Kettős-felület modellek izotróp keményedéssel összefüggő tényezője	[MPa]
R_{sat}	Izotróp keményedés értéke végtelen alakváltozási értéknél	[MPa]
R_m	Szakítószilárdság	[MPa]
p	Felhalmozott (bevitt) képlékeny alakváltozás	[mm/mm]
S	Feszültség deviátor tenzor	[MPa]
$\tilde{\mathbf{S}}$	Képlékeny izotróp feszültségállapot feszültség deviátor tenzora	[MPa]

ÁBRAJEGYZÉK

1.1. ábra. Acélfejlesztési eredmények az autóiipari lemezanyagok területén	12
1.2. ábra. A szakítószilárdság – fajlagos nyúlás kapcsolata korszerű lemezanyagokra	12
1.3. ábra. Nagyszilárdságú acélok autóiipari alkalmazása [4].....	13
1.4. ábra. Visszarugózási mérték változása lágyacél (DC04) és egy nagyszilárdságú acél U alakú hajlítása során.....	14
1.5. ábra. Ciklikus terhelés a matrica rádiuszon áthúzás során	15
2.1. ábra. Folyási feltételek a főfeszültségi koordináta-rendszerben és síkfeszültségi állapotban ábrázolva	20
2.2. ábra. A lemezhez rendelt koordináta-irányok HI a hengerlés iránya, KI keresztirány, NI normálirány.	21
2.3. ábra. A lemez síkjából kimunkált próbatest anizotrópia tényezőjének meghatározása	22
2.4. ábra. Kereszt alakú próbatest vizsgálata során jelentkező kéttengelyű anizotrópia jelensége. .	23
2.5. ábra. Hill 48-as modellel módosított HMH folyási vezérgörbe.	25
2.6. ábra. Az r paraméter hatása a folyási vezérgörbére Hill 48 modell esetén	25
2.7. ábra. A Hill 90-es modell összevetése a Hill 48-as modellel $r < 1$ esetben, a HMH folyási vezérgörbéhez viszonyítva	27
2.8. ábra. Az M paraméter hatása a folyási vezérgörbére a Barlat 1989 modellben	29
2.9. ábra. Izotróp keményedés értelmezése	30
2.10. ábra. A folyáshatár változása a Nádai-féle és a kombinált S-H-S formulák esetében	33
2.11. ábra. Lineáris kinematikus keményedés anyagtörvényének értelmezése.....	35
2.12. ábra. Tényleges húzó-nyomó vizsgálat alakítási hiszterézise.	36
2.13. ábra. Folyási vezérgörbe változása tisztán kinematikus keményedés esetén.	37
2.14. ábra. Kapcsolat a folyási vezérgörbe változása és az egytengelyű húzó-nyomó vizsgálat alakváltozási hiszterézise között a Chaboche modellnél.....	39
2.15. ábra. Két-felület modell szemantikus ábrázolása.....	40
2.16. ábra. A g_{σ} ábrázolása a feszültség térben; (a) nem- IK ($\dot{R} = 0$); b) IK eset ($\dot{R} > 0$)	41
2.17. ábra. Az AutoForm anyagmodell értelmezése	43
2.18. ábra. Az alakítási keményedés stagnálás értelmezése az AutoForm modellben.....	45
3.1. ábra. A Yoshida és munkatársai által kidolgozott, tiszta hajlító igénybevételű mérőkészülék szemantikus vázlata	48
3.2. ábra. 3 pontos hajlító vizsgálat elvi vázlata.....	49
3.3. ábra. Omarspahic és munkatársai által kidolgozott hajlító-készülék.....	50

3.4. ábra. A Miyauchi-féle mérési eljárás elvi ábrája.....	51
3.5. ábra. Thuillier Manach-féle vizsgálat sematikus elrendezése és próbatest kialakítása	52
3.6. ábra. Boger és szerzőtársai által kifejlesztett mérés és a kihajlási típusok.....	54
3.7. ábra. A Yoshida-féle egytengelyű ciklikus húzó-nyomó vizsgálat elve (2002).....	55
3.8. ábra. Fésűs megtámasztással végzett vizsgálat elvi vázlata	56
3.9. ábra. Ékpályán elmozduló támasztás elvi vázlata és tényleges kialakítása.....	57
3.10. ábra. Eggertsen Mattiasson-féle ciklikus húzó-nyomó készülék [66].....	58
4.1. ábra. Fejhatás vizsgálata az extenzométer mérőélének pozíciója szempontjából	60
4.2. ábra. Ciklikus húzó-nyomó próbatest rajza.....	61
4.3. ábra. Megtámasztás hatása a mért értékekre [62].....	62
4.4. ábra. Lemezzel megtámasztott kihajlást megelőző egység.....	63
4.5. ábra. Lemezzel megtámasztott ciklikus húzó-nyomó készülék	63
4.6. ábra. Támasztó lemez hatása a húzó igénybevételi tartományban	65
4.7. ábra. Nem megfelelő támasztóerő hatásai	66
4.8. ábra. Az alakváltozási ciklusok lehetséges felvételi módszerei	68
4.9. ábra. A megtámasztó lemez nyomai a próbatesten	69
4.10. ábra. Előalakított próbatest és az abból ciklikus vizsgálatra kimunkált próbatestek.....	69
4.11. ábra. Egy teljes alakváltozási hiszterézis hurok felvételéhez szükséges vezérlőjel időbeni lefutása	71
4.12. ábra. Előalakítás nélkül, $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokban DP600 anyagon felvett feszültség-alakváltozás ciklusok.....	72
4.13. ábra. Előalakítás nélkül, $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokban DP800 anyagon felvett feszültség-alakváltozás ciklusok.....	72
4.14. ábra. Előalakítás nélkül, $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokban DP1000 anyagon felvett feszültség-alakváltozás ciklusok.....	73
4.15. ábra. Fáradási keményedés és lágyulás folyamata az előalakítás függvényében	74
4.16. ábra. Különböző előalakítási mértékkel rendelkező DP600 anyag, $\varepsilon = \pm 0,02$ alakítási tartományon felvett alakváltozási hiszterézis görbéi.....	75
4.17. ábra. Különböző előalakítási mértékkel rendelkező DP800 anyag, $\varepsilon = \pm 0,02$ alakítási tartományon felvett alakváltozási hiszterézis görbéi.....	75
4.18. ábra. Különböző előalakítási mértékkel rendelkező DP1000 anyag, $\varepsilon = \pm 0,02$ alakítási tartományon felvett alakváltozási hiszterézis görbéi.....	76
4.19. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus értelmezése	78
4.20. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus változása DP600 acélminőségénél az előalakítás függvényében	79
4.21. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus változása DP800 acélminőségénél az előalakítás függvényében	79
4.22. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus változása DP1000 acélminőségénél az előalakítás függvényében	80
4.23. ábra. A vizsgált anyagminőségekre meghatározott γ és χ anyagparaméterek.....	81
4.24. ábra. DP acélok szövetszerkezet vizsgálati eredményei [71].....	82
4.25. ábra. A K paraméter értelmezése	83

4.26. ábra. A K paraméter értékei különböző anyagminőségekre az előalakítási mérték függvényében	84
5.1. ábra. Lemezsáv 2D-s húzásának benchmark geometriája	85
5.2. ábra. A θ_1 , θ_2 és ρ paraméterek értelmezése	86
5.3. ábra. DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségek visszarugózása $\gamma = 0,13$, $\chi = 40$ és $K=0,014$ értékek rögzítése mellett	87
5.4. ábra. DP600 anyagon végzett γ -hatás vizsgálatának eredménye.....	88
5.5. ábra. γ és a rugalmas alakváltozás kapcsolata	89
5.6. ábra. DP600 anyagon végzett χ -hatás vizsgálatának eredménye	90
5.7. ábra. DP600 anyagon végzett K-hatás vizsgálatának eredménye	91
5.8. ábra. K értéke és a rugalmas alakváltozás kapcsolata	91
5.9. ábra. A geometriai paraméterek változása a DP600 anyagnál	93
5.10. ábra. A geometriai paraméterek változása a DP800 anyagnál	94
5.11. ábra. Geometriai paraméterek változása DP1000 anyagnál	96
5.12. ábra. A mért és a program által beállított értékek változásának hatása a három különböző DP anyagminőség esetén.....	96
5.13. ábra. Rugalmas alakváltozás és a folyási görbe kapcsolata rögzített visszarugózási paraméterek mellett	98

TÁBLÁZATJEGYZÉK

4.1. táblázat. Az egyes anyagminőségekhez rendelt összeszorító nyomatékon és az abból származó erő, közelítő értékei	66
4.2. táblázat. A DP600, DP800 és DP1000 acélok vegyi összetétele	67
4.3. táblázat. A vizsgált acélminőségek mechanikai tulajdonságai.....	67
4.4. táblázat. Az egyes anyagminőségek γ és χ értékei.....	78
5.1. táblázat. DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségek folyási görbéinek kombinált Swift és Hockett-Sherby paraméterei	87
5.2. táblázat. A γ -hatás vizsgálatának bemeneti paraméterei a DP600 anyagminőségre	88
5.3. táblázat. A χ -hatás vizsgálatának bemeneti paraméterei a DP600 anyagminőségre	90
5.4. táblázat. K-hatás vizsgálatának bemeneti paraméterei a DP600 anyagminőségre.....	90
5.5. táblázat. DP600 anyag vizsgálatának paraméter kombinációi	92
5.6. táblázat. DP600 anyag modellezési eredményei	93
5.7. táblázat. A DP800 anyag vizsgálatának paraméter kombinációi	94
5.8. táblázat. DP800 anyag modellezési eredményei	94
5.9. táblázat. A DP1000 anyag vizsgálatának paraméter kombinációi	95
5.10. táblázat. A DP1000 anyag modellezési eredményei	95

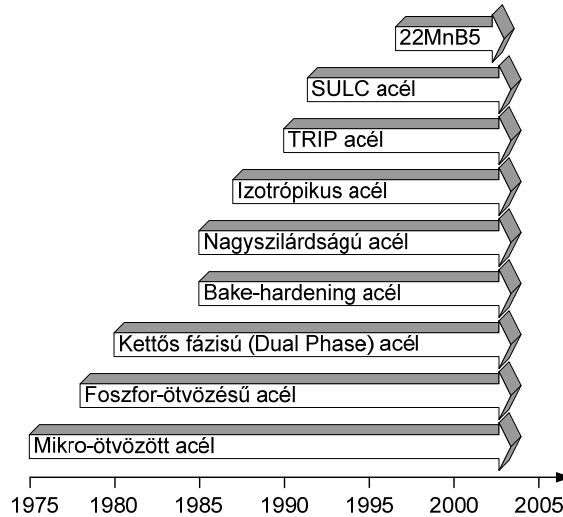
1. BEVEZETÉS, CÉLKITŰZÉSEK MEGFOGALMAZÁSA

Az utóbbi néhány évtizedben az autóipar, a felhasznált lemezanyagok tekintetében, jelentős változásokon ment át. Ez az átalakulás napjainkban is folyamatos, az egymás után megjelenő új fejlesztésű lemezanyagoknak köszönhetően. A változások egyik fő mozgatórugója a környezettudatos gondolkodásmód kialakulása és ezzel párhuzamosan a környezetvédelmi előírások fokozatos szigorítása.

Az autóipari szereplőket, akik az általuk előállított termékekkel jelentősen hozzájárulnak a káros anyag kibocsátás fokozatos növekedéséhez, különböző nemzetközi egyezmények a kapcsolódó szankciókkal kiegészítve, folyamatosan a gépjárművek légszennyezési mértékének csökkentésére kényszerítik. A gépjárművek káros anyag kibocsátásának csökkentésére két alapvető út áll a rendelkezésre. Az első a szennyezésért leginkább felelős szénhidrogén tüzelőanyaggal működtetett belső égésű motorok fejlesztése, esetleges alternatív üzemanyaggal történő kiváltása.

A másik jelentős fejlesztési irány a gépjárművek tömegének csökkentése. Több – e témakörben készült – tanulmány megállapításaira, eredményeire támaszkodva kijelenthető, hogy a gépjárművek tömegének jelentős részét a karosszéria teszi ki [1]. Önmagában a karosszéria tömegének csökkentése is nagy kihívás elé állítja a tervező mérnököket, hiszen a karosszéria az elsődleges védelmi vonal egy esetleg bekövetkező balesetben. Ezzel párhuzamosan a gépjárművekre vonatkozó biztonsági előírások folyamatos szigorítása is megfigyelhető. Ezért a tömegcsökkentést úgy kell végrehajtani, hogy eközben a fokozott biztonságra törekvést folyamatosan szem előtt kell tartani. Nyilvánvaló, hogy ezeknek a kihívásoknak a hagyományos lemezanyagok nem felelnek meg.

Az utóbbi néhány évtizedben az autóipari alapanyag beszállítók folyamatos kutatásainak eredményeként számos új lemezanyagot fejlesztettek ki, amelyek egyre inkább eleget tesznek a komplex követelmények által támasztott kihívásoknak. Ez a folyamatos alapanyag fejlesztés jól megfigyelhető az 1.1. ábrán, amelyen az utóbbi 35-40 év legfontosabb fejlesztési eredményeit foglaltam össze. Az ábra jól érzékelteti, hogy a mikro-ötvözött acélok 1970-es évekbeli ipari megjelenését követően szinte 5 évenként jelent meg egy-egy új anyag típus, amelyek alapvetően megváltoztatták az autóipari lemezalakítást, jelentős hatást gyakorolva mind a tervezési, mind pedig a technológiai fejlesztésekre is [2].

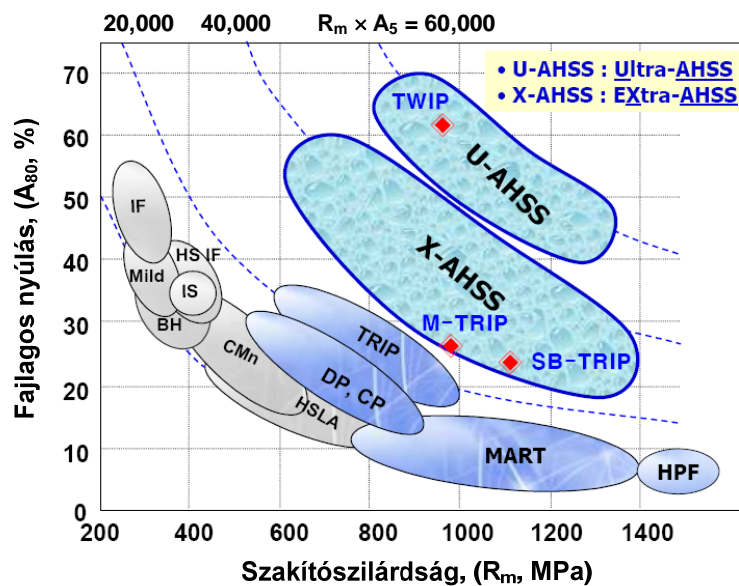


1.1. ábra. Acélfejlesztési eredmények az autóiipari lemezanyagok területén

Jól ismert tény, hogy a szilárdság növelésével az alakíthatóság, az alakváltozókéesség fokozatosan csökken. Ezt a kapcsolatot szemlélteti az 1.2. ábra, amely a lemezanyagoknál szokásosan alkalmazott teljes nyúlás (A_{80}) változását mutatja a szakítószilárdság (R_m) függvényében. A szakítószilárdság-teljes nyúlás függvénykapcsolat a

$$C = R_m \times A_{80} \quad (1.1)$$

szorzattal definiált hiperbola konstansával jellemezhető. Míg az ún. hagyományos nagyszilárdságú acéloknál (pl. a HSLA-acélok) ez az érték a $C=10.000-15.000$ tartományban változik, az utóbbi évek legjelentősebb fejlesztési eredményeinek tekinthető extra-nagyszilárdságú (X-AHSS) acéloknál ez a $C=40.000$, az ultra-nagyszilárdságú (U-AHSS) acéloknál pedig a $C=60.000$ értéket is eléri [3].

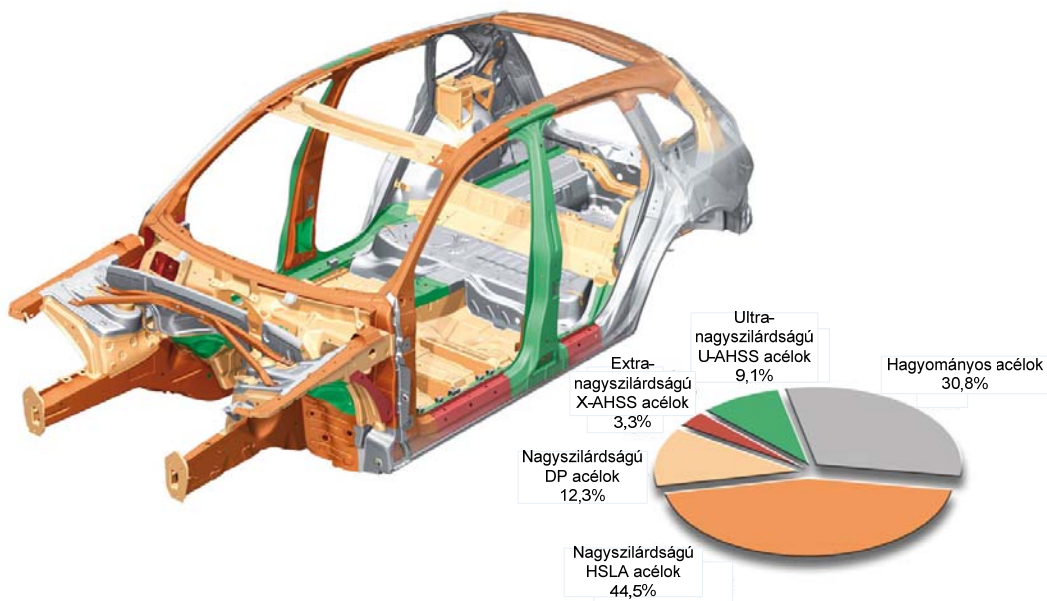


1.2. ábra. A szakítószilárdság – fajlagos nyúlás kapcsolata korszerű lemezanyagokra

BEVEZETÉS, CÉLKITŰZÉSEK MEGFOGALMAZÁSA

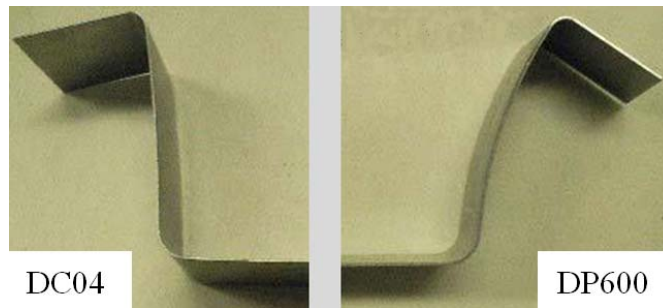
Az autóiparban mindennaposá váltak a különféle nagyszilárdságú (HSLA), Extra- és Ultra- nagyszilárdságú (X-AHSS és U-AHSS) acélok és a különféle könnyűfémekből (Alumínium, Magnézium) készült lemezanyagok. Jelenleg egy alsó közép kategóriás gépjárműben is legalább 10-15 féle anyagminőségű lemezt használnak fel. Felső- és luxus kategóriás gépjárművek esetén, ez meghaladhatja a 20-25 féle anyagminőséget is. A lemezanyag választék növelésével az alkatrész tervezés során kialakult egy olyan tervezési szemlélet, hogy egy adott alkatrész tekintetében azt a lemezanyagot kell az anyamegválasztásnál előnyben részesíteni, ami a tervezhető igénybevételeket a lehető legkisebb tömeg mellett képes elviselni.

Ez a tervezési filozófia a különböző, hagyományos és nagyszilárdságú acélok ésszerű kombinációjának megvalósítását is jelenti. Ez figyelhető meg az 1.3. ábrán is, amelyen a különféle szerkezeti elemeknél a hagyományos lemezanyagoktól kezdve, a különféle nagyszilárdságú (HSLA, DP, X-AHSS, U-AHSS) acélok különböző arányban előfordulnak.



1.3. ábra. Nagyszilárdságú acélok autóipari alkalmazása [4]

A kifejlesztett új anyagok a technológiai folyamatban korábban nem tapasztalt jelenségeket is eredményeztek, vagy ismert jelenségeket nem várt mértékben felnagyítottak, ezzel számos kihívás elé állítva a technológus mérnököket. Jó példa erre a nagyszilárdságú lemezanyagok nagymértékű visszarugózása. Erre mutat példát a 1.4. ábra, amelyen egy hagyományos lágyacélból (DC04) és egy nagyszilárdságú kettős fázisú (DP600) acélból készült U-profil hajlításánál tapasztalt, jelentősen eltérő mértékű visszarugózás figyelhető meg.



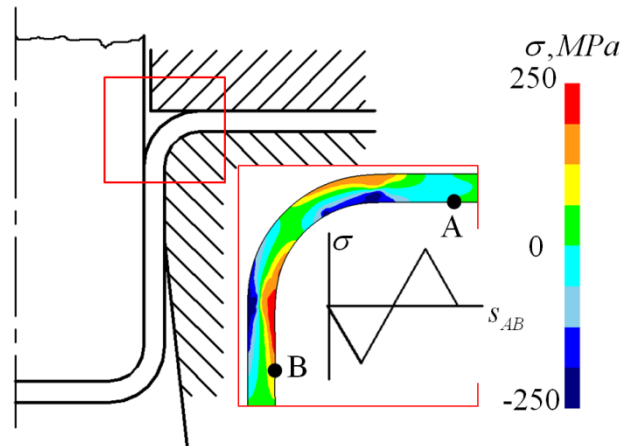
1.4. ábra. Visszarugózási mérték változása lágyacél (DC04) és egy nagyszilárdságú acél U alakú hajlítása során

Bonyolult geometriai kialakítású alkatrészek esetén a lemezben kialakuló inhomogén alakváltozási és feszültségi mező a teljes geometria tekintetében, a klasszikus tapasztalati képletek alkalmazásával szinte megbecsülhetetlen visszarugózási elmozdulásokat hozhat létre. A visszarugózás utáni geometria ismerete azért fontos, mert ez alapján lehet az alakpontos gyártást lehetővé tevő, visszarugózásra kompenzált alakadó szerszámfelületeket megtervezni, elkészíteni.

Napjaink mérnöki tevékenysége elképzelhetetlen az adott célterületekre kifejlesztett számítógépes alkalmazások nélkül. Nincs ez másként a lemezalakítás területén sem. Az autóiparban a technológia- és szerszámtervező mérnökök napi szinten alkalmaznak valamilyen, az alakítási folyamatok virtuális térben történő elemzését lehetővé tevő programokat. E programok, amelyek legtöbbször vége-selemes elven működnek, a folyamatok modellezése során célszerűen megválasztott anyagmodelleket használnak. Általános elvként megfogalmazható, hogy a modellalkotás részletességét mindig az eredmények szempontjából legkritikusabb jelenségek határozzák meg [5].

Az ún. hagyományos lemezanyagoknál a több évtized alatt kidolgozott anyagmodellek a gyakorlat szempontjából kielégítő eredményeket szolgáltattak. Az új fejlesztésű autóipari lemezanyagok megjelenésével viszont már a gyakorlat számára nem elfogadható mértékben megnövekedett a vége-selemes vizsgálatok pontatlansága. Szükségessé vált tehát a különféle programrendszerekben alkalmazott anyagmodellek tovább fejlesztése, az új anyagok viselkedését jobban leíró anyagmodellek megalkotása. Az anyagmodellek fejlesztésére irányuló kutatások alapján kiderült, hogy a nagyszilárdságú lemezeknél, a ciklikus igénybevételek során már régóta ismert Bauschinger hatás nem várt mértékben előtérbe került [6].

Az 1.5. ábra arra mutat példát, hogy egy egyszerű alakítás során is a lemezanyagot a matrica rádiuszon áthúzva egy kezdeti időpillanatban A-ban lévő anyagi pont a B-be jutva ciklikus igénybevételt szenved.



1.5. ábra. Ciklikus terhelés a matrica rádiuszon áthúzás során

A Bauschinger hatást csak izotróp-kinematikus keményedésű anyagmodellekkel lehet leírni. Ezért a célszoftverek anyagmodelljeiben, a fejlesztések elsősorban ebbe az irányba mutattak. A továbbfejlesztett anyagmodellekhez anyagvizsgálati módszerekkel meghatározható anyagparaméterek megadása szükséges. A későbbiekben részletesen tárgyalásra kerülő izotróp-kinematikus anyagmodellek anyagparamétereinek meghatározására ciklikus alakváltozási vizsgálatok elvégzése szükséges.

Az Anyagszerkeztani és Anyagtechnológiai Intézetben több mint egy évtizede használjuk a lemezalakítás numerikus modellezésére az AutoForm nevű szoftvert. Az AutoForm célzottan az autóiipari lemezalakítási folyamatok vége-selemes elven működő célszoftvere [7]. Alapanyag adatbázisa tartalmazza az autóiiparban járatos lemezminőségek jelentős részét, köztük a nagyszilárdságú lemezanyagokat is. Széles körben elterjedt az autóiiparban a mindenki által elismert pozitív referenciái miatt. Alkalmazásával Intézetünk is számos ipari megbízást sikerrel teljesített [8], [9].

A szélesebb körű alkalmazás során azt tapasztaltuk, hogy az AutoForm által felajánlott, a kinematikus keményedéssel összefüggő paraméterek, viszonylag széles alapanyag tartományra vonatkozóan lényegében nem változnak, azaz az anyagszerkezet szempontjából jelentősen különböző lemezanyagokat is egy tartományon belül ugyanazon anyagparaméterrel kezeli a program.

Joggal merült fel a kérdés, hogy lehet-e szövetszerkezeti szempontból jelentősen különböző anyagok visszarugózását ugyanazon paraméterekkel leírni: e kérdés megválaszolása, tisztázása érdekében alakítástechnikai kutatásaimban ez a terület kiemelt jelentőségre tett szert.

1.1. A célkitűzések megfogalmazása

Már a kutatómunka elején világossá vált számomra, hogy a terület fokozott specialitása miatt az izotróp-kinematikus anyagmodellek anyagparamétereinek vizsgálatára alkalmas egyetemes vizsgáló berendezést nem fogok találni. Ezért szükségessé vált egy az Intézeten belüli mérések elvégzésére alkalmas mérőkészülék tervezése.

- Ezért elsődleges célkitűzésként lemezek ciklikus alakváltozási vizsgálatainak megvalósítására alkalmas mérőkészülék tervezését, kifejlesztését tűztem ki célul. E célkitűzés megvalósításához elengedhetetlenül szükséges a ciklikus alakváltozási vizsgálatok megvalósítását lehetővé tévő mérőkészülékek tématerületén végzett elemző és értékelő irodalom feldolgozás.

A megvalósítandó mérőkészülék segítségével lehetőség nyílik a napjainkban kiemelt jelentőségű nagyszilárdságú autóiipari lemezanyagok izotróp-kinematikus anyagparamétereinek meghatározására. A Bevezetésben is áttekintett anyagfejlesztési eredményekből nyilvánvaló, hogy a vizsgálatok szempontjából szóba jöhető lemezanyagok választéka nagyon széles. A különféle lemezanyagok nagyszilárdságú viselkedését is különféle anyagszerkezeti elveken működő mechanizmusok eredményezik. Ezért a szóba jöhető lemezanyagok tartományát a vizsgálat céljára leszűkítettem az autóiiparban széles körben elterjedt ún. DP (*Dual Phase*) kettősfázisú, ferrit-martenzites lemezanyagok területére.

- Az előzők figyelembevételével célul tűztem ki a megtervezett és legyártott mérőkészülék segítségével a nagyszilárdságú autóiipari lemezanyagok klasszikus anyagminőségének tekinthető DP600, DP800 és DP1000 acélminőségek visszarugózás szempontjából meghatározó fontosságú anyagparamétereinek meghatározását és annak vizsgálatát, hogy az egyes típusoknál hogyan változnak a kritikus anyagparaméterek.

Eddigi tudományos kutatásaimban az alakítási folyamatok vége-selemes modellezése kiemelt szerepet töltött és tölt be jelenleg is. A különféle vége-selemes programrendszerek alkalmazásának egyik kulcskérdése az alkalmazott anyagmodellek pontossága, megbízhatósága.

- Kutatási célkitűzéseim között ezért az előző pontban vázolt anyagparaméterek meghatározásának egyik elsődleges céljaként fogalmaztam meg olyan vége-selemes modellezések, összehasonlító elemzések elvégzését, amelyekkel az alkalmazott anyagmodellek pontosságát, megbízhatóságát is igazolhatom.

2. ANYAGMODELLEK A LEMEZALAKÍTÁSBAN

A lemezalakítás a lemezanyagok előállítási technológiája és alakítás hatására mutatott viselkedése szempontjából a kontinuummechanika egy speciális területe. Ezért az itt használt anyagmodellek és az abban szereplő anyagparaméterek jellegzetesen e területre vonatkoznak. Az értekezésem témáját és célkitűzéseit szem előtt tartva célszerű összefoglalni a lemezek alakítás hatására mutatott viselkedését meghatározó anyagmodelleket. Az értekezésnek nem lehet célja az erre a területre vonatkozó összes anyagmodell bemutatása, ezért, mint minden szubjektív csoportosítás, vagy összefoglalás bizonyos szempontból önkényesnek is tekinthető.

A Miskolci Egyetem Anyagszerkezet-tani és Anyagtechnológiai Intézetében több évtizedre visszamenően kutatják és használják a képlékenyalakítás területén alkalmazott vége-selemes elven alapuló, célorientált mérnöki alkalmazásokat. Ezen alkalmazásokban az anyag alakítás hatására mutatott viselkedését alapjaiban meghatározó, és e célterületen elterjedt anyagmodellek megtalálhatók. Ezért az anyagmodellek irodalmi áttekintését a lemezalakítás vége-selemes modellezése területén jellemző alkalmazások gyakorlati felhasználása szempontjából végzem.

2.1. Rugalmas viselkedés anyagtörvénye

Minden mechanikai terhelés hatására bekövetkező alakváltozási folyamat rugalmas alakváltozással kezdődik, ezért pár sorban célszerű kitérni a lemezek rugalmas viselkedését meghatározó anyagtörvényre és az abban található paraméterek fizikai jelentésére. A képlékenyalakítás területére az ún. kis rugalmas és nagy képlékeny alakváltozási folyamatoknál bevezetett alakváltozási mérőszámok rugalmas és képlékeny alakváltozásra való felosztása a szokásos, azaz

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_e + \boldsymbol{\varepsilon}_p . \quad (2.1)$$

A rugalmas alakváltozások tekintetében a feszültség és alakváltozás között lineáris kapcsolatot feltételezve érvényes az általános Hooke-törvény, amelynek általános alakja a következő összefüggéssel írható fel

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} , \quad (2.2)$$

ahol C_{ijkl} az ún. merevségi tenzor, amely egy térbeli feszültségi állapotban a feszültségi- és alakváltozási tenzorok szimmetriájából adódóan 21 független elemet tartalmazhat.

A lemezalakításban jellegzetes egyszerűsítő feltételezés a síkfeszültségi állapot ami miatt ($\sigma_{13} = \sigma_{31} = \sigma_{23} = \sigma_{32} = \sigma_{33} = 0$), rugalmas izotróp anyagot feltételezve, a (2.2) összefüggés a (2.3) egyenletnek megfelelő alakra egyszerűsödik, azaz

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \end{bmatrix} , \quad (2.3)$$

ahol E a Young-féle rugalmassági modulus és ν a Poisson tényező, amely egytengelyű feszültségállapotban a keresztirányú és hosszirányú alakváltozások viszonyozása.

A legtöbb, lemezalakítási folyamatok modellezésére szolgáló célszoftver bemeneteként a rugalmassági modulus és a Poisson tényező megadásával a rugalmas alakváltozás teljes mértékben leírható.

2.2. Izotróp tökéletesen képlékeny modellek

A képlékenyalakítási folyamatok alapvetően a nagy maradó alakváltozások tartományában játszódnak le, ezért a továbbiakban elsősorban erre koncentrálnak. Itt alapvetően két kérdésre kell választ adni:

- A feszültségek milyen kombinációjára indul meg a képlékeny alakváltozás.
- Hogyan viselkedik az anyag az egyre növekvő alakítási mérték hatására.

Az első kérdésre az ún. folyási feltételek adnak választ. Folyási feltétel alatt, olyan matematikai összefüggéseket értünk, amelyek megmutatják, hogy a feszültségek milyen kombinációja okoz képlékeny alakváltozást. A folyási feltételek ilyen jellegű megközelítése alapjaiban a rugalmas - tökéletesen képlékeny anyagmodellel mutatható be a legszemléletesebben [10], [11], [38].

Matematikai értelemben a folyási feltételek háromtengelyű feszültségállapotban megadhatóak a következő alakban

$$F(\sigma_{11}, \sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{22}, \sigma_{23}, \sigma_{33}) = k , \quad (2.4)$$

ahol F , a feszültség tenzor 6 független elemét tartalmazó függvény, k pedig anyagvizsgálati módszerekkel meghatározható anyagparaméter. Ha a feszültségeket főfeszültségi koordináta-rendszerben ábrázoljuk, akkor izotróp anyagoknál a (2.4) egyenlet a formálisan egyszerűbb

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = k \quad (2.5)$$

alakban írható fel. A folyási feltételek között alapjaiban a k tényező megfogalmazásában van a lényegi különbség.

Az alakítástechnikai gyakorlatban két alapvető modell terjedt el. Az egyik a Tresca-St. Venant-féle folyási feltétel, aminek az alapja az, hogy a képlékeny alakváltozás akkor indul meg, ha a terhelésből a csúszó síkokon fellépő maximális csúsztatófeszültség elér egy az anyagra jellemző kritikus értéket. Matematikailag ez a következőképpen fogalmazható meg

$$\max \left\{ \frac{1}{2} |\sigma_1 - \sigma_2|, \frac{1}{2} |\sigma_2 - \sigma_3|, \frac{1}{2} |\sigma_3 - \sigma_1| \right\} = k. \quad (2.6)$$

A másik a Huber-Mises-Hencky-féle folyási feltétel, ami alapjául szolgál a lemezek realiztikusabb viselkedését is megfogalmazó anyagtörvényeknek ezért ezzel a következő alfejezetben részletesebben foglalkozom.

2.2.1. A Huber-Mises-Hencky-féle folyási feltétel

A Huber-Mises-Hencky (továbbiakban *HMH*) folyási feltétel több egymástól különböző alapfeltevésekből kiindulva lényegében azonos összefüggésekre vezet. Ezek egyike, hogy a képlékeny alakváltozás bekövetkezésének feltétele, hogy az oktaéderes csúsztató feszültség elér egy kritikus értéket. Egy általános 3-tengelyű feszültségi állapotban ez a következő alakban írható fel:

$$\sigma_Y = k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \right]}, \quad (2.7)$$

ahol a gyök alatti kifejezésben a Cauchy-féle feszültség tenzor elemei találhatók, k_f az ún. alakítási szilárdság.

A (2.7) kifejezés főfeszültségi koordináta-rendszerben egyszerűbb alakra vezet, nevezetesen

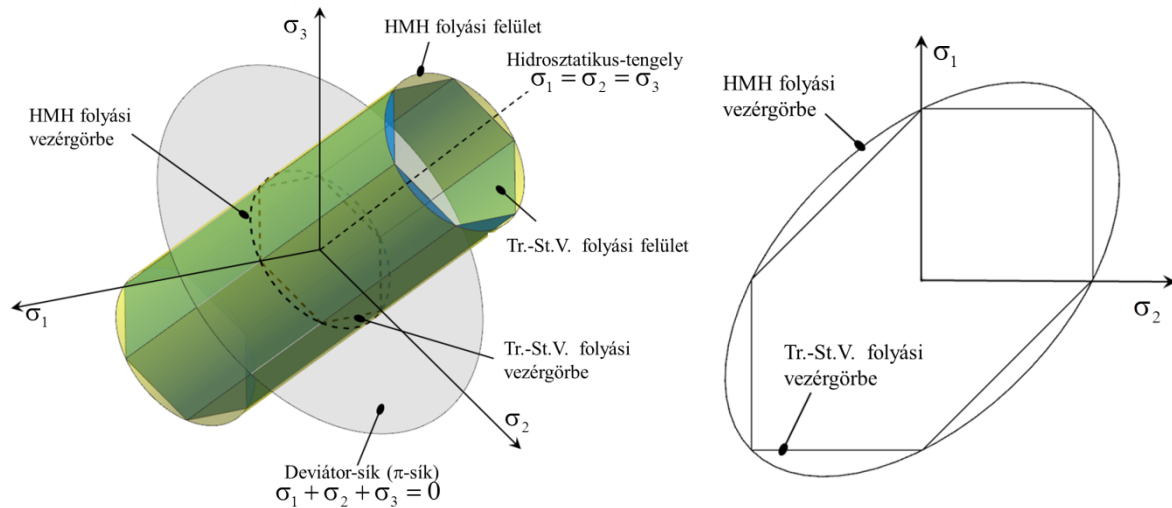
$$\sigma_Y = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]}. \quad (2.8)$$

A (2.8) képletet $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ főfeszültségi koordinátarendszerben ábrázolva, a 2.1. ábrán látható folyási felületet kapunk. Az ábra bal oldali részén sárga színnel a HMH, kék színnel a Tresca-St. Venant folyási feltételnek megfelelő folyási felület látható.

Síkfeszültségi állapotban ($\sigma_1, \sigma_2 > 0; \sigma_3 = 0$) a (2.8) képlet felírható a

$$\sigma_Y^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 \quad (2.9)$$

képlettel ami egy ellipszis egyenletének felel meg. Ez látható grafikusan a 2.1. ábra jobb oldalán. Ebben az esetben a folyási felületek ún. folyási vezérgörbékévé redukálódnak. A továbbiakban bemutatásra kerülő különféle anyagmodellekről általánosságban kijelenthető, hogy különféle paramétereik segítségével a HMH folyási felületet, ami a hidrosztatikus tengelyre nézve egy körhenger, a realisztikusabb anyagviselkedés leírása érdekében módosítják [17], [18].



2.1. ábra. Folyási feltételek a főfeszültségi koordinátarendszerben és síkfeszültségi állapotban ábrázolva

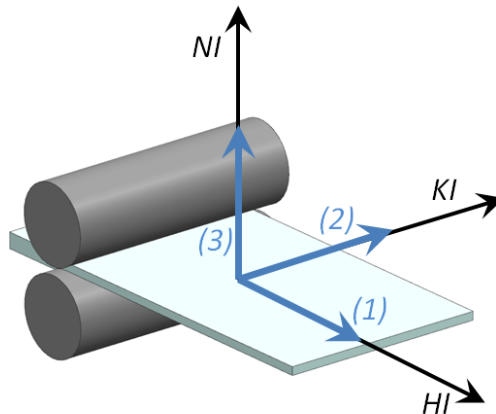
2.3. Anizotróp, tökéletesen képlékeny modellek

A lemez-alapanyagokat jellemzően nagy termelékenységgel hideghengerléssel állítják elő. A hengerlés alakítási sajátosságai és ennek következtében a szemcseszerkezetre gyakorolt hatása következtében a lemez mechanikai tulajdonságai elvesztik szimmetriájukat. Ezt a jelenséget anizotrópiának nevezzük. Ennek következményeként a (2.5) képletben megfogalmazott folyási feltétel az irányfüggés figyelembevételével a következő alakban írható:

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \mathbf{n}_i) = k, \quad (2.10)$$

ahol \mathbf{n}_i a főirányokat jelöli. Ennek megfelelően a 2.1. ábrán bemutatott folyási felület már a π -síkon elveszti a HMH folyási feltételre jellemző kör alakját.

A torzulás mértéke az ún. anizotrópia paraméterekkel számszerűsíthető. A különböző anizotróp modellek bevezetése előtt célszerű kitérni e mérőszámok értelmezésére. Az olyan anyagokat ahol három egymásra merőleges irányban azonosak a mechanikai mérőszámok ortotróp anyagoknak nevezzük. A három egymásra merőleges irányt pedig ortotróp irányoknak hívjuk (2.2. ábra).



2.2. ábra. A lemezhez rendelt koordináta irányok
HI a hengerlés iránya, KI keresztirány, NI normálirány.

Az anizotrópia számszerűsítésére a Lankford-számot (másképpen anizotrópia tényezőt) alkalmazzuk, amelyet a 2.2. ábra jelöléseinek megfelelően a keresztirányú és normálirányú alakváltozás hányadosaként értelmezünk, amint a (2.11) összefüggés is mutatja:

$$r = \frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{33}} . \quad (2.11)$$

Feltételezve a képlékenyalakítás során általánosan elfogadott térfogat-állandóság törvényének érvényességét, ami megadható a (2.12) képlet alakjában

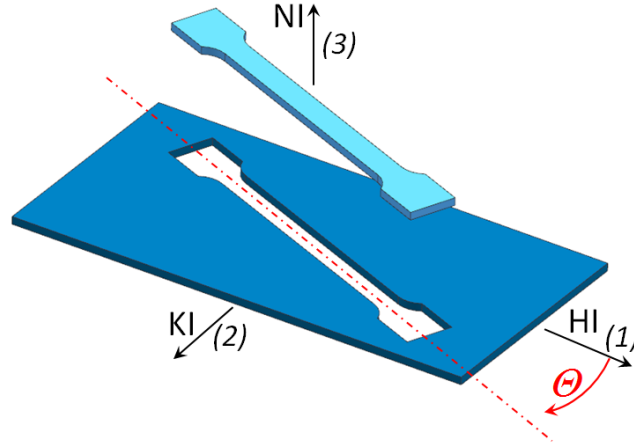
$$\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} = 0 \quad (2.12)$$

megkapjuk az anizotrópia tényező lemezalakítás területén elterjedt alakját

$$r = -\frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}} . \quad (2.13)$$

Az elvégzett kísérletek azt igazolták, hogy a lemez síkjából kimunkált szakító próbatestek anizotrópia tényezőjének meghatározása során, a lemez hengerlési irányához viszonyítva, különböző értékeket vehetnek fel [10]. Ennek számszerűsítésére, egy a lemez

síkjából kimunkált próbatest vizsgálata során a (2.3. ábra) jelöléseinek megfelelően tetszőleges Θ szögnek megfelelő irányokban is definiálhatjuk az anizotrópia tényezőket a (2.14) képletnek megfelelően:



2.3. ábra. A lemez síkjából kimunkált próbatest anizotrópia tényezőjének meghatározása

$$r_{\Theta} = \frac{\dot{\epsilon}_{11} \cos^2 \theta + \dot{\epsilon}_{22} \sin^2 \theta + \dot{\epsilon}_{12} \sin \theta \cos \theta}{\dot{\epsilon}_{11} + \dot{\epsilon}_{22}} - 1 . \quad (2.14)$$

A gyakorlatban három kitüntetett irányban ($\Theta = 0^\circ$; $\Theta = 45^\circ$; $\Theta = 90^\circ$) szokás az anizotrópia tényezőket meghatározni. Ezen mérőszámok ismeretében definiálhatjuk a normál anizotrópia tényező középértékét az

$$r_n = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.15)$$

összefüggéssel. A síkbeli irányfüggést a

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2r_{45}}{2} \quad (2.16)$$

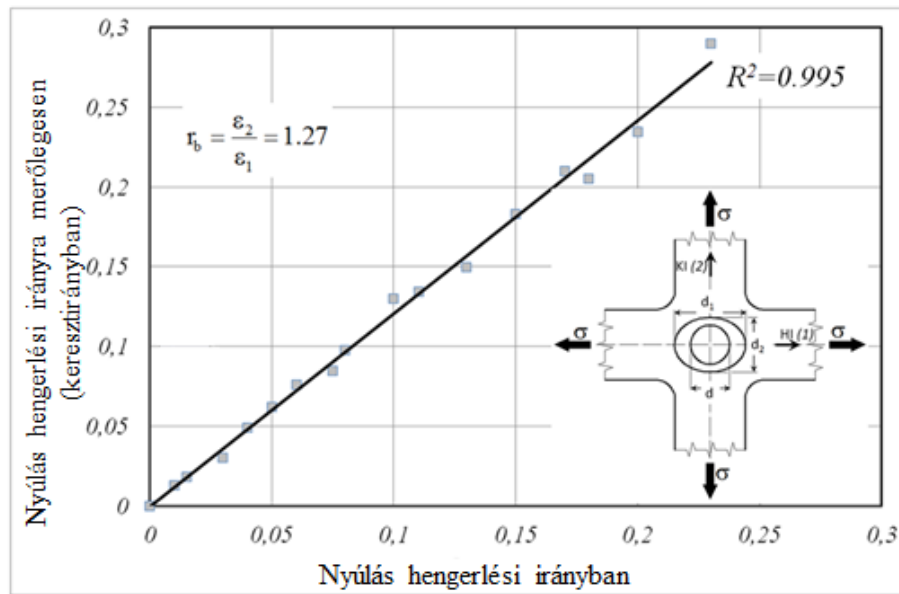
síkbeli anizotrópia tényezővel értelmezzük.

Egymástól független kutatók vizsgálatai során felmerült az a probléma, hogy a folyási felület, az előzetes várakozásoktól eltérően nem szimmetrikus azonos mértékű kéttengelyű terhelés hatására [36], [37]. Ezt szemlélteti a 2.4 ábra. Az észlelt jelenség számszerűsítésére, bevezetésre került az ún. kéttengelyű anizotrópia tényező, amely általános esetben az

$$r_b = \frac{\epsilon_{22}}{\epsilon_{11}} \quad (2.17)$$

képlettel írható fel, ahol ε_{11} és ε_{22} rendre a hengerlés iránya és a hengerlési irányra merőlegesen (keresztirány) számított (mért) alakváltozási mérőszámok hányadosa.

A fenti mérőszámok ismeretében tekintsük át a lemezalakítás területén alkalmazott szoftverekben legelterjedtebben használt anizotróp folyási modelleket.



2.4. ábra. Kereszt alakú próbatest vizsgálata során jelentkező kéttengelyű anizotrópia jelensége.

2.3.1. Hill-1948 és Hill-1990 modell

Hill munkáságának egyik ma már klasszikusnak tekinthető eredménye a Hill-1948 modell, ami a HMH folyási feltétel alapjaira épül [12]. Ennek jellegzetes alakja az

$$F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1, \quad (2.18)$$

ahol, F , G , H , L , M és N az anyag anizotrópiáját jellemző állandók. Az általános jelölésben az 1-es irány a lemez hengerlési irányát a 2-es a hengerlési irányra merőleges keresztirányt és 3-as a normálirányt jelenti. X , Y és Z jelentse az 1, 2, 3 irányban az egytengelyű húzásra számított folyáshatárt, R , S és T pedig a nyírószilárdsági mérőszámokat rendre az 12, 23 és 31 tengelyek által meghatározott síkokon. Ezek felhasználásával a (2.19) képleteknek megfelelően az anizotrópia állandók meghatározhatók:

$$2F = \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2}; \quad 2G = \frac{1}{Z^2} + \frac{1}{X^2} - \frac{1}{Y^2}; \quad 2H = \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2}; \quad (2.19)$$

$$2L = \frac{1}{R^2}; \quad 2M = \frac{1}{S^2}; \quad 2N = \frac{1}{T^2}.$$

A (2.18) egylet a lemezalakításra jellemző síkfeszültségi ($\sigma_{33} = \sigma_{31} = \sigma_{32} = 0$) állapotot feltételezve

$$(G+H)\sigma_{11}^2 + (H+F)\sigma_{22}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22} + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (2.20)$$

alakra egyszerűsödik. Mivel az anyagvizsgálati módszerek során jellemzően az r_0, r_{45}, r_{90} mérőszámokat (anizotrópia tényezőket) határozzuk meg, ezért célszerű megadni az anizotróp állandók és az anizotrópia tényezők közötti összefüggéseket:

$$r_0 = \frac{H}{G}; \quad r_{90} = \frac{H}{F}; \quad r_{45} = \frac{N}{F+G} - \frac{1}{2}. \quad (2.21)$$

Ezek felhasználásával a (2.20) egyenlet az alábbi alakban írható

$$\sigma_{11}^2 + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_{22}^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_{11}\sigma_{22} + \frac{r_0+r_{90}}{r_{90}(1+r_0)}(2r_{45}+1)\sigma_{12}^2 = \sigma_0^2, \quad (2.22)$$

ahol σ_0 a hengerlés irányában meghatározott folyáshatár.

Ha a főfeszültségi koordináta rendszer egybe esik az ortotróp tengelyekkel, ($\sigma_{11} = \sigma_1; \sigma_{22} = \sigma_2; \sigma_{12} = 0$) akkor (2.22) egyszerűbb alakban is megadható, nevezetesen

$$\sigma_1^2 + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_2^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_1\sigma_2 = \sigma_0^2. \quad (2.23)$$

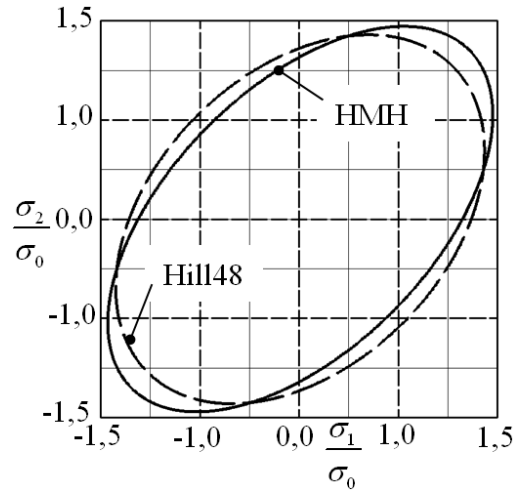
Az egytengelyű húzóvizsgálattal az egyes irányokban meghatározott folyáshatárok és az anizotrópia tényezők között a

$$\frac{\sigma_0}{\sigma_{90}} = \sqrt{\frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}} \quad (2.24)$$

képlettel teremthetünk kapcsolatot. Ennek felhasználásával, ha az egytengelyű húzással keresztirányban meghatározott folyáshatár ismert, akkor (2.23) megadható a

$$\sigma_1^2 + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_2^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_1\sigma_2 = \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_{90}^2 \quad (2.25)$$

alakban is. A 2.5. ábrán a (2.23) képlettel leírható Hill 48 modell és a HMH modell folyási vezérgörbéinek összehasonlítása látható.

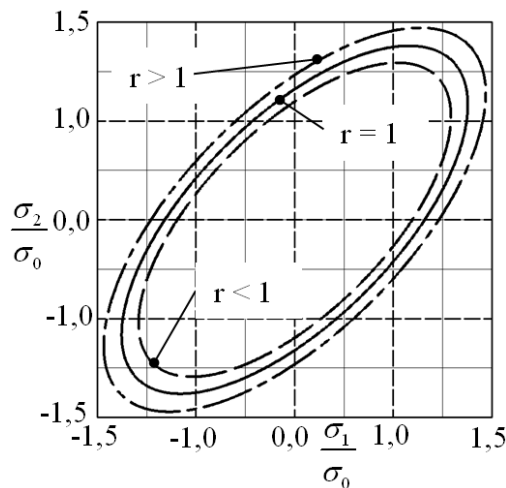


2.5. ábra. Hill 48-as modellel módosított HMH folyási vezérgörbe.

Abban az esetben, ha azt feltételezzük, hogy az anyag csak normál anizotrópiával rendelkezik ($r_\theta = r_{90} = r$) amiből következően ($\sigma_\theta = \sigma_{90}$) a (2.23) képlet megadható a

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{2r}{1+r} \sigma_1 \sigma_2 = \sigma_u^2 \quad (2.26)$$

alakban, ahol σ_u az egytengelyű húzóvizsgálatnak megfelelő folyáshatár. A 2.6. ábrán az r paraméter hatását mutatja a folyási vezérgörbére.



2.6. ábra. Az r paraméter hatása a folyási vezérgörbére Hill 48 modell esetén

Az ábra alapján kijelenthető, hogy $r = 1$ esetén visszkapjuk a HMH folyási feltétel síkalakváltozásra jellemző (2.9) képletét. Az is látható, hogy ha a $r > 1$, akkor a Hill48

modell vezérgörbéje a HMH vezérgörbén kívül, $r < 1$ esetben a HMH vezérgörbén belül helyezkedik el.

Kéttengelyű húzófeszültségi állapotban ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_b$) az r paraméter segítségével kapcsolatot teremthetünk a kéttengelyű húzás folyáshatára és az egytengelyű húzás folyáshatára között a

$$\sigma_b = \sigma_u \sqrt{\frac{1+r}{2}} \quad (2.27)$$

képlet segítségével. Ez alapján az is belátható, hogy ($r > 1$) esetben ($\sigma_b > \sigma_u$) összefüggések oda-vissza is fennállnak.

A Hill 48 modell legnagyobb előnye, hogy az egyenletek grafikus megjelenítésével szemléletes és viszonylag egyszerűen megérthető, továbbá 3D-s esetekben is egyszerű formulákkal megadható. A Hill 48 modell kevés mechanikai paraméterrel leírható: az r_0 , r_{45} , r_{90} , σ_0 vagy r_0 , r_{45} , r_{90} , σ_{90} ismerete elegendő.

A modell legnagyobb hiányosságai a következők:

- Woodthrope és Pearce kutatásai [39] során bebizonyosodott, hogy egyes anyagoknál (pl. jellemzően alumínium-ötvözeteknél) az $r < 1$ fennállása esetén a kísérleti eredmények ábrázolása során keletkező folyási vezérgörbe a HMH vezérgörbén kívül helyezkedik el, azaz $r < 1$ esetben a (2.27) egyenlettel számított $\sigma_b < \sigma_u$ nem teljesül. Ez az irodalomban a Hill 48-as modell első rendű anomáliája néven terjedt el.
- A modell nem tudja leírni az $\frac{r_0}{r_{90}} > 1$ $\frac{\sigma_0}{\sigma_{90}} < 1$ esetet a (2.24) képlet értelmezéséből adódóan. Ezt a modell másodrendű anomáliájának nevezik.
- Fazék jellegű alkatrészek mélyhúzása során nem tudja leírni az ún. fülesedés jelenségét.

Ennek eredményeként Hill, a klasszikusnak tekinthető Hill 48 modelljét, az öt követő kutatók mérési, kísérleti eredményeinek ismeretében maga is többször módosította. Itt nem részletezve a modell fejlesztésének minden részletét eljuthatunk, a napjainkban a lemezalakítás területén a végeselemes rendszerekben alapmodellként használt, Hill 1990-es modelljéhez.

Hill 1990-es modellje az 1979-es modell olyan esetre való kiterjesztése, amikor a főfeszültségi-koordináta-rendszer nem esik egybe az anizotróp főirányok koordináta rendszerével [13]. Ez formálisan a

$$|\sigma_{11} + \sigma_{22}|^m + \frac{\sigma_b^m}{\tau^m} \left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\sigma_{12}^2 \right]^{m/2} + |\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + 2\sigma_{12}^2|^{(m/2)-1} \cdot \left\{ -2a(\sigma_{11}^2 - \sigma_{22}^2) + b(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \right\} = (2\sigma_b)^m \quad (2.28)$$

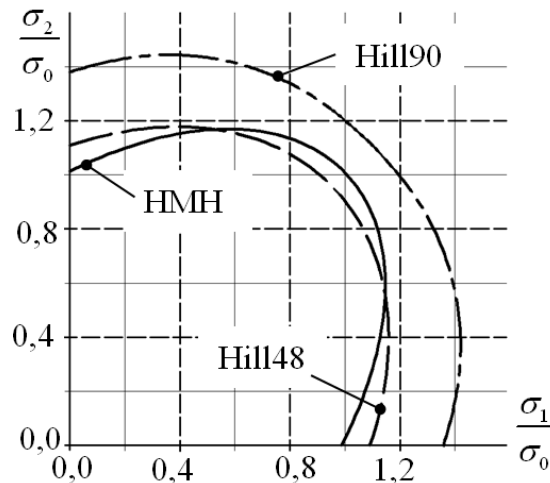
egyenlettel adható meg. A képletben σ_b a kéttengelyű húzóvizsgálattal meghatározható kéttengelyű folyáshatár, τ a tiszta nyírás ($\sigma_1 = -\sigma_2$) nyírószilárdsága, a és b pedig anyagjellemzők. Az m tényező a fenti anyagjellemzők felhasználásával az

$$m = \frac{\ln \left[2(r_{45} + 1) \right]}{\ln \frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}}} \quad (2.29)$$

képlettel definiálható. A (2.28) képletben szereplő a és b anyagparaméterek az anizotrópia tényezők ismeretében, az alábbi összefüggésekkel számíthatók:

$$a = \frac{(r_0 - r_{90}) \left[1 - \left(\frac{m-2}{2} \right) \cdot r_{45} \right]}{(r_0 + r_{90}) - (m-2) \cdot r_0 \cdot r_{90}}, \quad b = \frac{m \cdot \left[2r_0 r_{90} - r_{45} (r_0 + r_{90}) \right]}{(r_0 + r_{90}) - (m-2) \cdot r_0 \cdot r_{90}} \quad (2.30)$$

A bevezetett új paramétereknek köszönhetően a Hill 1990-es modell a Hill 1948-as modell hiányosságait képes kiküszöbölni. Mindehhez az előző modell 4 paraméterén felül, a σ_b kéttengelyű folyáshatár ismerete is szükséges. A 2.7. ábrán a folyási vezérgörbe látható $r < 1$ esetre a két modell összevetésében a HMH folyási vezérgörbéhez viszonyítva.



2.7. ábra. A Hill 90-es modell összevetése a Hill 48-as modellel $r < 1$ eseten, a HMH folyási vezérgörbéhez viszonyítva

2.3.2. Barlat 1989 modell

Az ún. Hill-modell családba tartozó modellek alapja, hogy négyzetes tagokkal írják le a folyási felületet. A Hill-t követő modellek alapjaiban abban térnek el a Hill-modell családtól, hogy kiinduló feltételezésként nem négyzetes tagokat használnak. Ennek a megközelítésnek az alapjait Hershey (1954) [40] fektette le, majd Hosford (1972) [41], Karafillis és Boyle (1993) [42] tovább fejlesztései során alakult ki Barlat 1989-es anizotróp modellje [43]. A Barlat modell a Hosford által izotróp anyagokra definiált folyási feltétel 3 dimenziós (x, y, z) kiterjesztése arra az esetre, ha a főfeszültségi koordináta tengelyek nem feltétlenül esnek egybe az x, y és z tengelyekkel. Izotróp esetben ez formálisan az

$$f = |k_1 + k_2|^M + |k_1 - k_2|^M + |2k_2|^M = 2\sigma_e^M \quad (2.31)$$

összefüggéssel adható meg, ahol k_1 és k_2 a Cauchy-féle feszültség tenzor első és második invariánsa, σ_e az ún. effektív vagy összehasonlító feszültség, M pedig a négyzetestől eltérő kitevő. A (2.31) egyenletet anizotróp esetre kiterjesztve az

$$f = a|k_1 + k_2|^M + b|k_1 - k_2|^M + c|2k_2|^M = 2\sigma_e^M \quad (2.32)$$

egyenletet kapjuk. Ebben a, b és c az anizotrópia tényezőktől függő anyagparaméterek, k_1 és k_2 síkbeli anizotrópiát is feltételezve az alábbi összefüggésekkel számítható:

$$k_1 = \frac{\sigma_{11} + h \cdot \sigma_{22}}{2}; \quad k_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{11} - h \cdot \sigma_{22}}{2}\right)^2 + p^2 \cdot \sigma_{12}^2}. \quad (2.33)$$

A (2.32) és (2.33) egyenletben szereplő a, c , és h anyagparaméterek az anizotrópia tényezőkkel kifejezve az

$$a = 2 - c = 2 - 2\sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \cdot \frac{r_{90}}{1+r_{90}}}; \quad h = \sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \cdot \frac{1+r_{90}}{r_{90}}} \quad (2.34)$$

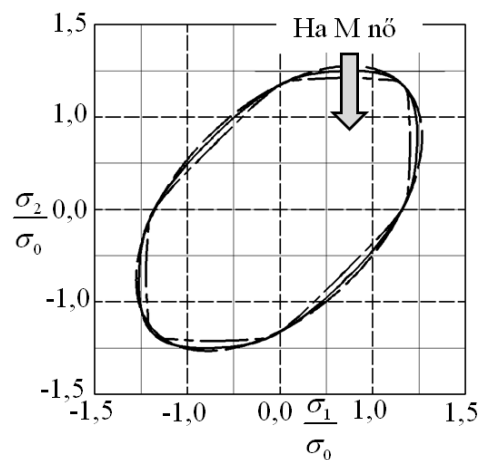
kifejezésekkel számíthatók. A p paraméter a

$$p = \frac{\sigma_e}{\tau_{s1}} \left(\frac{2}{2a + 2^M c} \right)^{\frac{1}{M}} \quad (2.35)$$

képlet segítségével meghatározható, ahol $\tau_{s1} = \sigma_{12}$ a nyírófeszültség a $(\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0)$ esetben. Az előzők figyelembevételével a 2.8. ábrán az M kitevő különböző értékeinek hatása látható az $M=2$ esethez (Hill 1948) viszonyítva.

A modell előnyei:

- Kevés (4 db) paraméterrel leírható, amelyek ráadásul viszonylag egyszerűen meghatározhatók, kivéve a p paramétert, amely a nem-lineáris összefüggése miatt csak numerikusan határozható meg.
- A modell megfelelően közelíti a fizikai kísérletek eredményét nem nagy anizotrópiával rendelkező alumínium-ötvözetek esetén.
- Számos itt nem részletezett hátránya ellenére nagyon elterjedt a lemezalakítás numerikus szimulációja területén.



2.8. ábra. Az M paraméter hatása a folyási vezérgörbére a Barlat 1989 modellben

2.3.3. Banabic-Balan-Cosma-modell (BBC2005)

Az első fejezetben már részletezett új anyagfejlesztések során kifejlesztett új lemezanyagok (DP, TRIP, TWIP, MS acélok, alumínium- és magnézium-ötvözetek) anizotróp viselkedése a Hill-féle klasszikus megközelítéstől eltérő anizotróp folyási felületekkel írható le.

A BBC 2005 modellnek Hosford (1979), Karafillis és Boyle (1993) és Barlat saját modelljeinek továbbfejlesztései Barlat (2000) [44] általános lineáris transzformációra visszavezetett modelljei szolgáltatták az alapját [45]. Az izotróp állapotot a következő matematikai összefüggéssel terjeszti ki anizotróp esetre

$$\tilde{\mathbf{S}} = \tilde{\mathbf{L}} \cdot \tilde{\boldsymbol{\sigma}}, \quad (2.36)$$

ahol $\tilde{\mathbf{S}}$ a képlékeny izotróp feszültségállapotból (IPE) származtatott feszültség deviátor tenzor, $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ az anizotróp állapotnak megfelelő feszültség tenzor és $\tilde{\mathbf{L}}$ az anyagtól függő lineáris operátor.

A Banabic-Balan-Cosma modell értelmezésében a következő matematikai formában jeleníthető meg

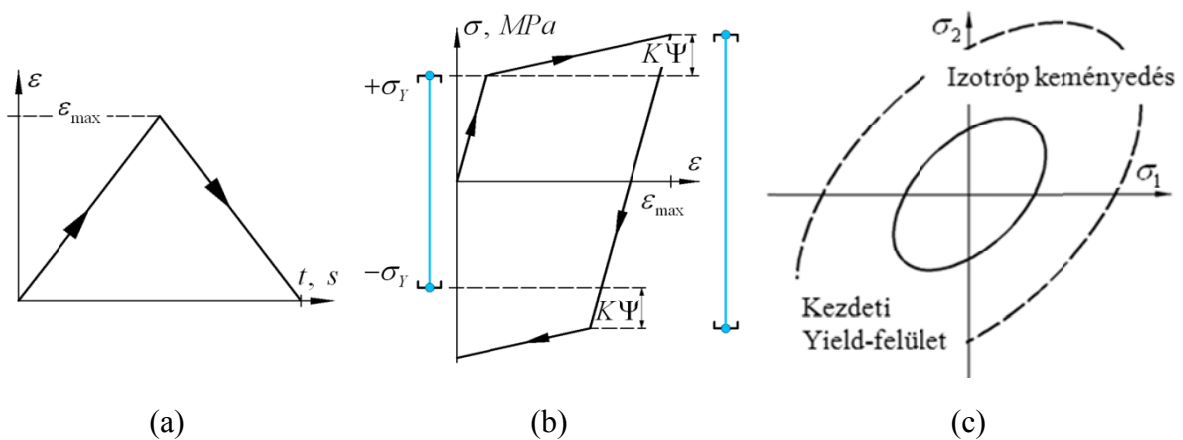
$$\bar{\sigma} = \left[a(b\Gamma + c\Psi)^{2k} + a(b\Gamma - c\Psi)^{2k} + (1-a)(2c\Psi) \right] \quad (2.37)$$

ahol a , b , c és k anyagtól függő paraméterek, Γ és Ψ a transzformált feszültségtenzor második és harmadik invariánsának függvényei. A további formulákat nem részletezve a BBC 2005 folyási törvény alapesetben 9 bemeneti paraméterrel leírható ezek rendre az r_0 , r_{45} és r_{90} anizotrópia tényezők, a lemez hengerlési irányához képest 0° , 45° , és 90° -ban kimunkált próbatestek szakítóvizsgálatával meghatározott egytengelyű folyáshatárok (σ_0 , σ_{45} és σ_{90}), az M kitevő és a kéttengelyű terhelésre vonatkozó σ_b , r_b mérőszámok.

Az anizotróp viselkedés törvényei nem írják le a fémekre jellemző alakítási keményedés során megváltozott mechanikai tulajdonság változásokat. Ez a jelenség az alakítás technológiában az ún. keményedési modellekkel adható meg ezért a továbbiakban a keményedés jelenségének leírására alkalmas modellekkel foglalkozom.

2.4. Izotróp keményedés modelljei

A fémek jellegzetessége, hogy alakítás hatására megváltoznak az alakítatlan állapotban meghatározott szilárdsági és alakváltozási mérőszámaik. Ezt a jelenséget alakítási keményedésnek nevezik az irodalomban [46]. Nyilvánvaló tény, hogy ezzel a jelenséggel a mechanikai modellekben is számolni kell. A klasszikus mechanika képlékenységtannal foglalkozó fejezete az izotróp lineáris keményedést a 2.9. b) ábrának megfelelően értelmezi egy dimenziós esetben. Az ábra a) részletén egy időben lineáris változással leírható bemeneti alakváltozási függvény látható, ami egy maximális érték elérése után ugyanazon sebességgel nullára csökken.



2.9. ábra. Izotróp keményedés értelmezése

A lineáris keményedés értelmezéséhez kövessük a következő gondolatsort:

Osszuk fel a teljes alakváltozást a (2.1) képletnek megfelelő módon egy rugalmas és egy maradó (képlékeny) részre. A feszültség és alakváltozás között legyen érvényben a rugalmas szakaszon a (2.3) képlettel megfogalmazott Hooke-törvény, ami egy dimenziós esetben az

$$\sigma = E\varepsilon_e = E(\varepsilon - \varepsilon_p) \quad (2.38)$$

alakban írható fel.

Ha a feszültség megengedett értékeit keressük, az jelen esetben megadható a következő összefüggéssel:

$$\mathbb{E}_\sigma = \left\{ \sigma \in \mathbb{R} \ ; \ f_{(\sigma, \Psi)} := |\sigma| - (\sigma_Y + K\Psi) \leq 0 \right\} . \quad (2.39)$$

Ebben az összefüggésben az f függvényt általánosan folyási feltételnek (*Yield function*) nevezzük, ahol σ_Y a folyáshatár, K az ún. képlékenységi modulus, Ψ pedig az alakváltozás mértékét tartalmazó jelen esetben lineáris összefüggés. Az előzők felhasználásával az $f_{(\sigma, \Psi)}$ függvényt mindkét lehetséges esetre felírva

$$\frac{d\sigma}{dt} = \begin{cases} E\dot{\varepsilon} & \text{ha } f < 0 \\ \frac{EK}{E+K}\dot{\varepsilon} & \text{ha } f = 0 \end{cases} . \quad (2.40)$$

Ennek megfelelően a folyási függvény $f < 0$ esetében rugalmas alakváltozásról beszélünk, az $f = 0$ eset, pedig a képlékeny alakváltozás megindulásának határállapotát jelenti. Ekkor az

$$f_{(\sigma, \Psi)} := |\sigma| - (\sigma_Y + K\Psi) = 0 \quad (2.41)$$

függvény által meghatározott felületet *folyási felületnek* vagy *Yield-surface-nek* nevezzük.

A 2.9. ábra b) részén a feszültség változását ábrázoltam az alakváltozás függvényében, izotróp, lineárisan keményedő, egytengelyű terhelés esetére, a 2.9. a) ábrarészletnek megfelelő alakváltozási függvényt feltételezve. Az ábrán látható, hogy az izotróp keményedés esetén a felvehető feszültségi értékek tartománya, a keményedésnek megfelelően tágul, de középpontja továbbra is egy helyben marad. A 2.9. ábra c) része síkfeszültségi állapotban szemlélteti az izotróp keményedés esetét, HMH folyási kritériumot (ld. a 2.2 fejezet) feltételezve.

Az izotróp lineáris keményedési modell a lemezek alakítási modellezésénél nem nyújt kielégítő eredményt. Ennek oka, hogy a fémek keményedési jelensége nem lineáris. Ezért a (2.39) összefüggésben szereplő Ψ -függvény nem linearitását kell valamilyen formában

megfogalmazni. Ezt a nem lineáris viselkedést leíró matematikai formulákat, illetve az ezekkel ábrázolt görbéket a lemezalakításban folyási görbéknek nevezzük. A folyási görbék mutatják a pillanatnyi alakváltozás és a hozzá tartozó folyási határfeszültség kapcsolatát. A következőkben egy rövid áttekintést adok a lemezalakítási folyamatok végeeselemes modellezése területén elterjedt folyási görbékről [16].

Matematikailag az egyik legegyszerűbb esetet a Nádai által egy hatványfüggvénnyel leírható

$$\sigma_{(\varepsilon)} = k_f = K\varepsilon^n; \quad \sigma_{(\varepsilon^p=0)} = \sigma_0 \quad (2.42)$$

folyási görbe, ahol K az ún. keményedési együttható, n pedig a keményedési kitevő. A modell viszonylag nagy alakváltozási tartományban kielégítően követi a fizikai kísérlettel meghatározott pontsorozatot (2.10. ábra). Hiányossága, viszont, hogy a kezdeti folyáshatár értékét és kis alakváltozások tartományában a mérési pontokat már nem kielégítő pontossággal képes csak követni. A 2.10. ábrán egy Watts-Ford vizsgálattal meghatározott mérési pontsor látható. Erre a folytonos vonalnak megfelelő Nádai összefüggéssel leírható függvénnyel közelítettem. Ezt követően egy másik, a későbbiekben ismertetett, approximációs függvényt alkalmazva (szaggatott vonal) a következő kijelentések tehetők. Az ábrán a függőleges szaggatott vonallal kijelölt alakváltozási érték feletti tartományban a két, approximációs eljárás között érdemi különbség nem tapasztalható. A függőleges vonal alatti tartományban (az ábra kinagyított része) a két módszer eltérő eredményt ad a kezdeti folyáshatárra. A mérési tapasztalatok alapján kijelenthető, hogy a Nádai-féle közelítés alulbecsüli a tényleges folyáshatárt. Ezért a folyási-görbe leírására további közelítő formulák születtek. Az elmondottak ellenére a Nádai formula a matematikai egyszerűsége miatt széles körben elterjedt.

A Swift-féle közelítés a következő alakban írható fel:

$$\sigma_{(\varepsilon)} = C(\varepsilon_p + \varepsilon_0)^m, \quad (2.43)$$

ahol C a keményedési együttható, m a keményedési kitevő, ε_0 a képlékeny alakváltozás megindulásához tartozó alakváltozási érték. A modell figyelembe veszi a kéttengelyű húzó igénybevétel hatását a folyáshatárra.

Ghosh approximációs függvénye a következő formulával adható meg

$$\sigma_{(\varepsilon)} = C(\varepsilon_p + \varepsilon_0)^m - D \quad (2.44)$$

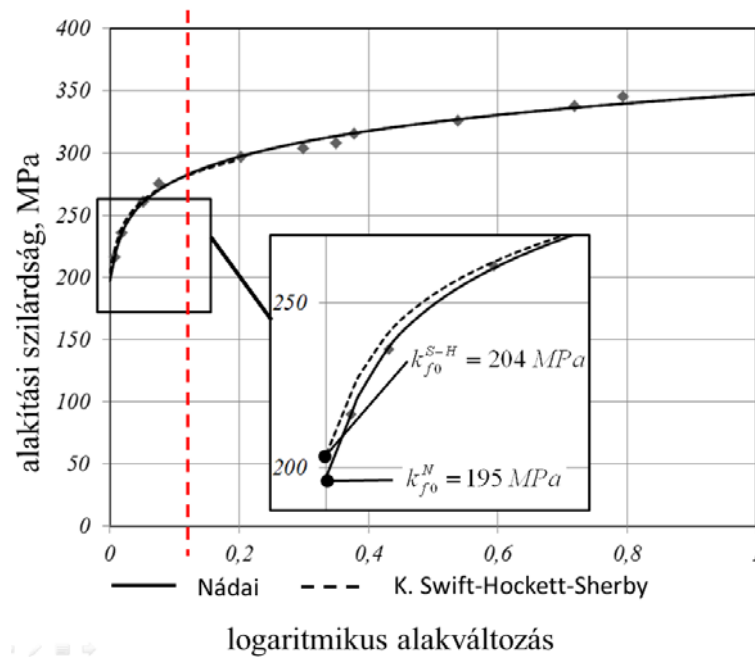
ahol D az előzőhöz képest a görbét lefelé eltoló feszültség jellegű anyagparaméter. Ez a függvény a folyási görbében nagy alakváltozási tartományban bekövetkező lokális befűződések hatására bekövetkező változást is képes kezelni az előző modellekhez képest.

A következő folyási-görbe közelítések az ún. saturációs, vagy telítési feszültség elvére épülnek. Ez egy olyan feszültségi határérték, ami az alakítási szilárdság értékét jelenti végtelen nagyságú alakváltozásnál.

A Hockett-Sherby közelítés matematikailag a

$$\sigma_{(\varepsilon)} = \sigma_{\text{sat}} - (\sigma_{\text{sat}} - \sigma_Y) e^{-a\varepsilon_p^p} \quad (2.45)$$

alakban adható meg, ahol σ_{sat} a saturációs feszültség, σ_Y a kezdeti folyáshatár.



2.10. ábra. A folyáshatár változása a Nádai-féle és a kombinált S-H-S formulák esetében

Elterjedt még a lemezalakítás modellezésében a Swift és Hockett-Sherby közelítő módszerek összekapcsolásával létrehozott ún. kombinált Swift Hockett-Sherby közelítés, ami formailag a

$$\sigma_{(\varepsilon)} = (1 - \alpha) \left\{ C (\varepsilon_p + \varepsilon_0)^m \right\} + \alpha \left\{ \sigma_{\text{sat}} - (\sigma_{\text{sat}} - \sigma_Y) e^{-a\varepsilon_p^p} \right\} \quad (2.46)$$

alakban írható fel.

Az előzőekben bemutatott modellek alapján látható, hogy az izotróp keményedés, síkfeszültségi állapotban a folyási vezérgörbék expandálásával adható meg. A felületek tágulása során a folyási vezérgörbék középpontjának koordinátái nem változnak meg. A tágulás mértéke a folyási görbék függvénye.

2.5. Az izotrópikus és kinematikus keményedés modelljei

Az izotróp-kinematikus keményedés anyagmodelljeinek ismertetése előtt célszerű pár szóban kitérni a kinematikus keményedési jelenség fizikai magyarázatára. Ez alapvetően a bevezetőben már említett Bauschinger hatással és annak anyagszerkezettani jelenségeivel függ össze. A képlékenyalakítás során tapasztalt makroszkópikus változások a diszlokációs elméletnek megfelelően a diszlokációs szerkezettel és annak esetleges megváltozásával magyarázható. A képlékeny alakváltozás reális anyagban lévő diszlokációk mozgása révén következik be. Az alakváltozás az energetikailag kedvező felépítésű és orientációjú csúsztási síkokban, csúsztási rendszerekben indul meg. A diszlokációk mozgásuk során egymással reakcióba lépnek (ld. diszlokációs mechanizmusok), amelynek hatására a diszlokáció sűrűség az alakítási mérték függvényében folyamatosan növekszik. A mozgó diszlokációk előbb utóbb feltorlódnak a kristálytani akadályokon. Ilyen akadály például a szemcsehatár, vagy kétfázisú anyagokban valamilyen, az alapfázisból kivált, fázis határa. A feltorlódott diszlokációk akadályozzák az őket követő diszlokációk mozgását. Ez a magyarázata az alakítási (alakváltozási) keményedésnek és ezzel függ össze az anyagok izotróp keményedése is.

A Bauschinger hatásként ismert jelenség elsődrendű mozgatóereje az alakítás hatására létrejövő diszlokáció szerkezet stabilitásának elvesztése. A diszlokációk feltorlódási helyein az azonos előjelű diszlokációk között a mozgásra készítő feszültségekkel ellentétes feszültség jön létre. Ez a lokális feszültségtér segíti az ellentétes irányú terhelés hatására a diszlokációk mozgását. Ez a jelenség makroszkópiusan az ebben az irányban mérhető folyáshatár csökkenésében nyilvánul meg. Ennek következtében alakul ki az ellentétes irányú terhelés hatására a később bemutatásra kerülő *átmeneti lágyulás* és az ellentétes irányú folyás kezdeti szakaszára jellemző rugalmassági modulus csökkenés.

Ezzel a jelenséggel párhuzamosan az ellentétes irányú terhelés hatására ugyanazon diszlokáció forrásból a felterhelési szakaszban keletkezett diszlokációkkal ellentétes előjelű diszlokációk keletkeznek. Mivel azonos csúsztási síkon mozognak, egymással találkozáskor kioltják egymást. Nyilvánvaló következmény, hogy ha a terhelés hatására a diszlokációk számának növekedése szilárdság növekedéssel jár, akkor az ellentétes irányú terhelés hatására a diszlokáció reakciókkal megvalósuló diszlokáció sűrűség csökkenés, szilárdság csökkenést eredményez.

A jelenség anyagszerkezettani magyarázata után térjünk rá a kinematikus keményedési jelenség matematikai-mechanikai modelljeinek áttekintésére. A 2.4 fejezet elején bemutatott izotróp, lineáris keményedésű modellt egészítsük ki, hogy a kinematikus keményedési jelenség leírására is alkalmas legyen. Ekkor a (2.39) egyenlet egytengelyű feszültségi állapotban a következő alakban adható meg:

$$\mathbb{E}_\sigma = \left\{ \sigma \in \mathbb{R} \ ; \ f_{(\sigma, q, \Psi)} = |\sigma - q| - (\sigma_Y + K\Psi) \leq 0 \right\}, \quad (2.47)$$

ahol q azt a feszültségcsökkenést jelenti, amely az előzőkben elemzett Bauschinger hatás miatt keletkezik. A maradó feszültségű tag számos alakban megadható. Lineárisan keményedő, kinematikus anyagmodellt feltételezve a

$$\dot{q} = H\dot{\varepsilon}_p \quad (2.48)$$

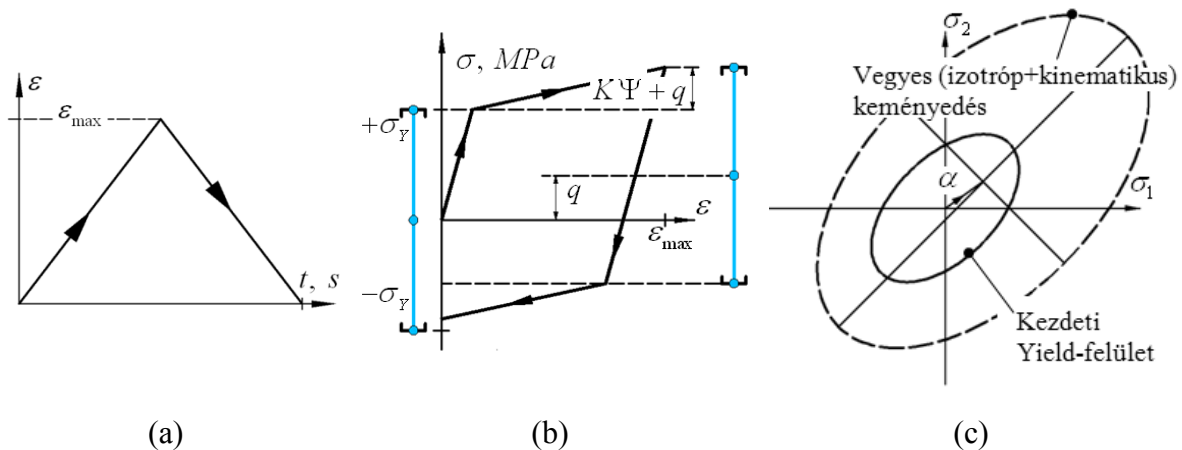
alakban írható fel, ahol H a kinematikus keményedési modulus.

Az előzők felhasználásával $f(\sigma, q, \Psi)$ -t mindkét lehetséges esetre felírva

$$\frac{d\sigma}{dt} = \begin{cases} E\dot{\varepsilon} & \text{ha } f < 0 \\ \frac{E(H+K)}{E+H+K}\dot{\varepsilon} & \text{ha } f = 0 \end{cases} \quad (2.49)$$

ahol a folyási függvény $f < 0$ esetében rugalmas alakváltozásról beszélünk, az $f = 0$ eset, pedig a képlékeny alakváltozás megindulásának határállapotát jelenti.

Ezt követően a 2.11. a) ábrán definiált alakváltozási függvényt izotrópikusan és kinematikusan keményedő anyagra alkalmazva a 2.11. ábra b) részének megfelelő alakítási hiszterézis görbét kapjuk.

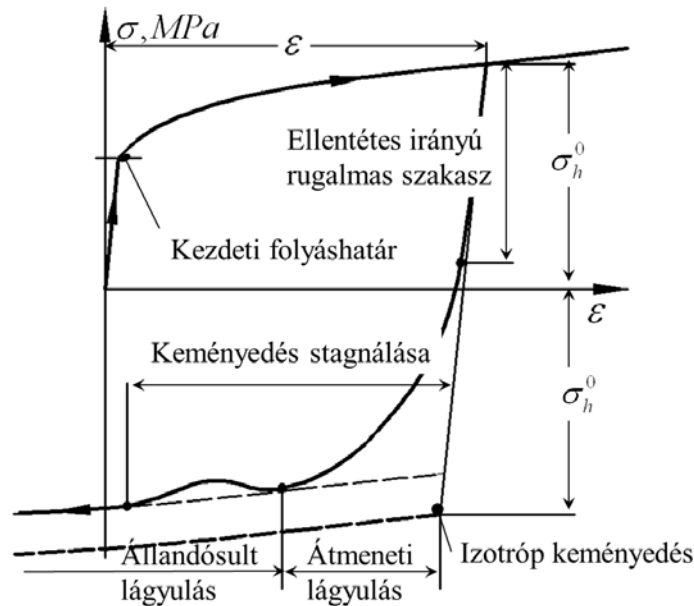


2.11. ábra. Lineáris kinematikus keményedés anyagtörvényének értelmezése

Ebből látható, hogy amíg az izotróp keményedésnél a felvehető feszültségértékek tartománya csak tágult, de továbbra is szimmetrikus maradt a vízszintes tengelyre, addig az izotróp-kinematikus keményedésnél ez a tartomány a tágulása mellett a q ellentétes irányú, visszaható feszültség értékének megfelelően elmozdul. Ennek eredményeként a nyomó irányban kisebb folyási feszültség tapasztalható. A 2.11. ábra c) részletén az izotróp-kinematikus viselkedés folyási vezérgörbére gyakorolt hatása látható. Ezzel kapcsolatban megjegyezhető, hogy a kezdeti vezérgörbe, a már előző fejezetben bemutatott

tágulása mellett síkfeszültségi állapotban egy α vektorral jelölt értékkel merevtestszerűen mozdul el.

Ha egy tényleges egytengelyű húzó-nyomó vizsgálat során felvett alakváltozás-feszültség görbe viszonyait vizsgáljuk, akkor a 2.12. ábrának megfelelő görbét kapunk. Erről megállapítható, hogy a húzást követő nyomó terhelésű szakaszon az idealizált modellhez képest jelentős eltérés tapasztalható. A tehermentesítés és ellentétes irányú terhelés során három jellegzetesen elkülöníthető szakaszt tudunk definiálni. E szakaszok matematikai leírására nem elegendő a (2.49) összefüggés. Ezért a továbbiakban vizsgáljuk meg milyen realiztikusabb modelleket dolgoztak ki a téma területtel foglalkozó kutatók.



2.12. ábra. Tényleges húzó-nyomó vizsgálat alakítási hiszterézise.

A kinematikus-izotróp keményedési jelenség kísérleti görbékkel összevethető leírására több modell is született, ezért a következőkben bemutatom azokat a modelleket, amelyek mérföldkönek számítanak a fémek izotróp-kinematikus viselkedésének leírásában.

A modellek tárgyalása előtt a HMH folyási feltételt, az általános feszültségállapotra megismert – a (2.7) képlettel megadott – alakja helyett, írjuk fel a feszültségdeviátor tenzor második invariánsával kifejezve, amellyel

$$f_{(\sigma)} = J_{2(\sigma)} = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S}\|. \quad (2.50)$$

A továbbiakban ezzel az alakkal vegyük figyelembe a rugalmas tökéletesen képlékeny viselkedést. Erre azért van szükség mivel az izotróp-kinematikus modellekben a HMH folyási feltételt általában ebben az alakban használják.

2.5.1. Prager – modell

Prager [47] modelljében a kinematikus keményedés során bekövetkező folyási felület elmozdulását egy α – az ellentétes irányú terhelés csökkenést jellemző – feszültségi tenzorral tudjuk figyelembe venni.

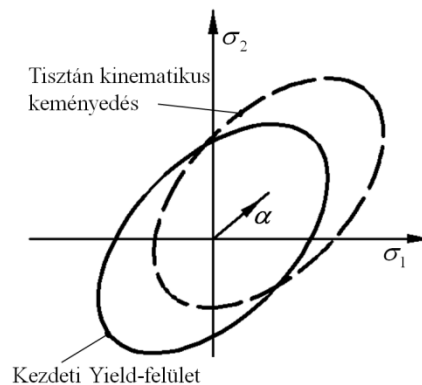
$$f = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S} - \alpha\| - \sigma_Y = 0 \quad (2.51)$$

Prager alapfeltevése, hogy a *visszaható tenzor* a terheléssel megegyező irányban növekszik a bevitt alakváltozás függvényében. Ez matematikailag a következő alakban írható

$$\dot{\alpha} = c \dot{\epsilon}_p, \quad (2.52)$$

ahol c egy anyagtól függő paraméter.

A modell csak tisztán kinematikus keményedés leírására alkalmas (2.13. ábra) és a lineáris alakja miatt a reális anyagok viselkedését pontatlanul közelíti.



2.13. ábra. Folyási vezérgörbe változása tisztán kinematikus keményedés esetén.

2.5.2. Armstrong – Frederick – modell

Hasonlóan csak tisztán kinematikus keményedés leírására alkalmas a szintén a (2.51) összefüggéssel leírható Armstrong-Frederick-modell [48], de ez utóbbinál az ún. visszaható feszültség (2.53) képlettel kifejezett formulája, a hatvány függvényel történő közelítés miatt, pontosabb leírást tesz lehetővé a kísérleti eredményekkel összevetve. Az ellentétes irányú terhelésnél fellépő visszaható feszültség leírható az

$$\dot{\alpha} = c \left(\frac{2}{3} a \dot{\epsilon}_p - \alpha \dot{p} \right) \quad (2.53)$$

összefüggéssel, ahol c és a az anyagra jellemző paraméterek, p a felhalmozott képlékeny alakváltozás. Ezzel a formulával figyelembe vehető az alakítási történet is.

2.5.3. Chaboche – modell

Nyilvánvaló a 2.4 fejezetben elmondottak tekintetében, hogy a tisztán kinematikus keményedési modellek csak erős korlátozással alkalmasak a lemezalakítási folyamatok leírására. Ezért a modellek tovább fejlesztésével Chaboche munkássága során [49], [47] megszületett egy vegyes, nem lineárisan izotróp keményedés és kinematikus keményedés összegzésével, előállított alábbi formulával definiált modell:

$$f = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S} - \boldsymbol{\alpha}\| - R - \sigma_Y = 0, \quad (2.54)$$

ahol a négyzetgyök alatti összefüggés a kinematikus keményedést írja le, R az izotróp keményedésnek megfelelő tag és σ_Y a kezdeti folyáshatár. Az ellentétes irányú terhelésnél fellépő visszaható feszültséget jellemző $\boldsymbol{\alpha}$ tag azonos az Armstrong-Frederick modellben megfogalmazottal, azaz

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = c \left(\frac{2}{3} a \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p - \boldsymbol{\alpha} \dot{p} \right), \quad (2.55)$$

a keményedés izotróp rész pedig az

$$\dot{R} = b(Q - R) \dot{p} \quad (2.56)$$

egyenlettel adott, ahol b és Q az anyagra jellemző konstansok.

Meg kell jegyezni, hogy nagy alakváltozási tartományban, az ellentétes irányú terhelés hatására bekövetkező feszültségcsökkenés egyetlen nem lineáris komponenssel történő leírása nem ad megfelelő pontosságot. Ezért egyszerre több – a feszültségcsökkenést leíró komponenszt használnak:

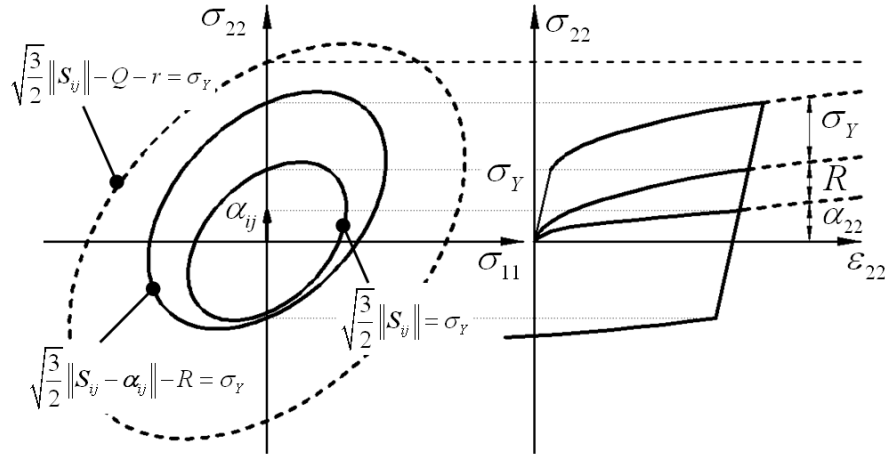
$$\boldsymbol{\alpha} = \sum_{m=1}^M \boldsymbol{\alpha}^{(m)}, \quad (2.57)$$

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}}^{(m)} = c^{(m)} \left(\frac{2}{3} a^{(m)} \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p - \boldsymbol{\alpha}^{(m)} \dot{p} \right), \quad (2.58)$$

amelyek közül csak egy áll lineáris kapcsolatban az alakváltozással

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}}^{(M)} = \frac{2}{3} H \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p. \quad (2.59)$$

A 2.14. ábra alapján a modell (2.54) egyenlettel leírható képletében szereplő tagok fizikai tartalmuk alapján beazonosíthatók egy egytengelyű húzó-nyomó vizsgálattal felvett alakváltozási hiszterézis segítségével.



2.14. ábra. Kapcsolat a folyási vezérgörbe változása és az egytengelyű húzó-nyomó vizsgálat alakváltozási hiszterézise között a Chaboche modellnél

A Chaboche modell a reális anyagok húzó-nyomó terhelés hatására bekövetkező viselkedését megjelenítő 2.12. ábrán definiált tartományok közül kielégítő pontossággal leírja a tranziens lágyulás jelenségét, de nem tudja megfogalmazni az ellentétes irányú folyás kezdeti szakaszában lejátszódó folyamatokat és a rugalmassági modulus csökkenését.

2.5.4. Yoshida – Uemori – modell

Yoshida és Uemori (Y-U) modellje [6] a Chaboche modell kiterjesztése az ellentétes irányú folyás korai szakaszára és az ún. alakítási keményedés stagnálási tartományára. A modell alapfeltevése, hogy a keményedés jelenségét két felület alkalmazásával írja le. Az egyik a (2.60) képlettel megadott tisztán kinematikusan keményedő f folyási felület. Ebben az összefüggésben \mathbf{S} a Cauchy-féle feszültség deviátor tenzor, $\boldsymbol{\alpha}$ a visszaható feszültség tenzor és σ_Y a kezdeti folyáshatár

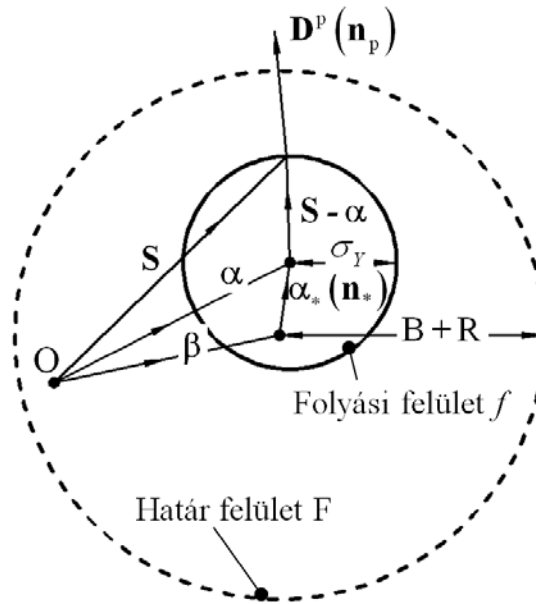
$$f = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S} - \boldsymbol{\alpha}\| - \sigma_Y = 0 . \quad (2.60)$$

A másik a (2.61) képlettel leírható izotróp-kinematikus keményedéssel rendelkező ún. határfelület, aminek a képletében $\boldsymbol{\beta}$ a határfelület középpontját meghatározó tenzor B és R az izotróp keményedés (IK) kezdeti értékét meghatározó komponensek:

$$F = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S} - \boldsymbol{\beta}\| - R - B = 0 . \quad (2.61)$$

Az f függvény tisztán kinematikus keményedésre, a mérésekkel összevetve megfelelő pontossággal határozza meg az ellentétes irányú alakváltozás korai szakaszát, amíg az F

határfelület izotróp része a globális alakítási keményedéssel van összhangban. A két felület modell grafikus ábrázolása látható egy általános feszültségtérben a 2.15. ábrán.



2.15. ábra. Két-felület modell sematikus ábrázolása.

A folyási felület (f) kinematikus mozgását leíró α tenzor felbontható a határfelület (F) kinematikus mozgását meghatározó β tenzor és a két felület középpontjának egymáshoz viszonyított relatív elmozdulásával arányos α_* tenzor összegeként:

$$\alpha = \alpha_* + \beta . \quad (2.62)$$

Az α_* tenzor a már ismertetett Armstrong-Frederick modellnek megfelelően az

$$\dot{\alpha}_* = \sqrt{\frac{2}{3}} C a \dot{p} \left[\mathbf{n}_p - \left(\frac{\bar{\alpha}_*}{a} \mathbf{n}_* \right) \right] \quad (2.63)$$

összefüggéssel határozható meg, amelyben \dot{p} az effektív maradó alakváltozás, ami az alakváltozási sebesség tenzor maradó részével a következő összefüggéssel fejezhető ki:

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3}} \|\mathbf{D}^p\| . \quad (2.64)$$

A (2.63) képletben

$$\mathbf{n}_p = \frac{\mathbf{S} - \alpha}{\|\mathbf{S} - \alpha\|}, \quad \mathbf{n}_* = \frac{\alpha}{\|\alpha\|} \quad (2.65)$$

rendre a \mathbf{D}_p és $\boldsymbol{\alpha}_*$ irányában meghatározott egységvektorok. Érvények még a következő egyenletek

$$\bar{\alpha}_* = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\boldsymbol{\alpha}_*\|, \quad \mathbf{a} = \mathbf{B} + \mathbf{R} - \sigma_Y. \quad (2.66)$$

A határfelület (F) izotróp keményedését az

$$\dot{\mathbf{R}} = m(\mathbf{R}_{\text{sat}} - \mathbf{R})\dot{\mathbf{p}} \quad (2.67)$$

feltételezéssel, míg a határfelület (F) kinematikus keményedését a

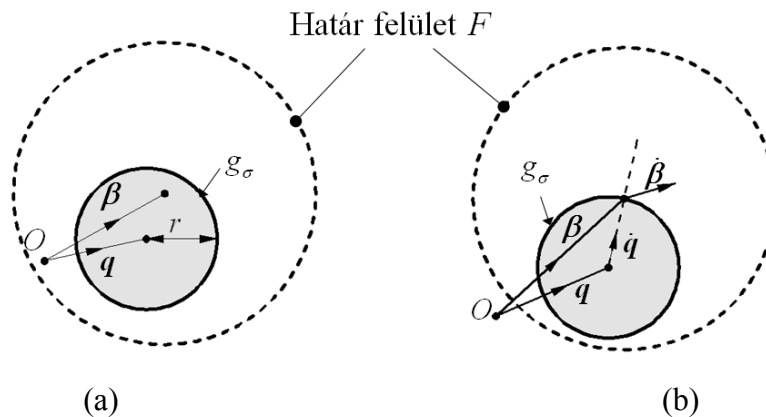
$$\dot{\boldsymbol{\beta}} = m\left(\frac{2}{3} \mathbf{bD}^p - \boldsymbol{\beta}\dot{\mathbf{p}}\right) \quad (2.68)$$

képlettel írhatjuk le, amely összefüggésekben R_{sat} az izotróp keményedési feszültség telítési értéke. Ez az az érték, amit a maradó alakváltozás ∞ nagy értékénél venne fel, m az izotróp keményedés sebességét vezérlő anyag paraméter és b anyagállandó.

A kísérlettel meghatározott feszültség-alakváltozás görbék vizsgálatokor a lágyacélokra jellemzően, megfigyelhető volt az átmeneti szilárdságcsökkenési szakasz végén az alakítási keményedés stagnálása. A vizsgálatok azt mutatták, hogy ez a stagnálás erősen függ a ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok alakváltozási tartományától és a tartomány középértékétől. E jelenség leírására vezették be a g -vel jelölt nem izotrópikusan keményedő (nem-IK) felületet a feszültség térben, a következő összefüggéssel megadva

$$g_{\sigma(s, \mathbf{q}, r)} = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S} - \mathbf{q}\| - r = 0, \quad (2.69)$$

amelyben \mathbf{q} és r jelölje a g_{σ} nem-IK felület középpontjának helyét meghatározó vektort, és a felület rádiuszát.



2.16. ábra. A g_{σ} ábrázolása a feszültség térben; (a) nem-IK ($\dot{\mathbf{R}} = 0$); b) IK eset ($\dot{\mathbf{R}} > 0$)

Amikor β végpontja a g_σ felületen helyezkedik el (2.16. (b) eset), nevezetesen $\dot{R} > 0$ akkor érvényesek az alábbi összefüggések

$$g_{\sigma(\beta, \mathbf{q}, r)} = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\beta - \mathbf{q}\| - r = 0 \quad \text{és} \quad \frac{\partial g_{\sigma(\beta, \mathbf{q}, r)}}{\partial \beta} : \dot{\beta} = (\beta - \mathbf{q}) : \dot{\beta} > 0. \quad (2.70)$$

Minden más esetben $\dot{R} = 0$.

Nagy nyúlási tartományú ciklikus húzó-nyomó kísérletek feszültség-alakváltozás görbéinek elemzése során azt találták, hogy az alakítási keményedés stagnálásának tartománya növekszik, ha a bevitt képlékeny alakváltozás növekszik. Ez a jelenség leírható a g_σ felület, képlékeny alakváltozás hatására bekövetkező tágulásával. Feltételezzük, hogy a g_σ felület kinematikus mozgása a $(\beta - \mathbf{q})$ irányban megadható a

$$\dot{\mathbf{q}} = \mu(\beta - \mathbf{q}) \quad (2.71)$$

összefüggéssel.

Feltételezve, hogy érvényesül a folytonossági feltétel, ami szerint a határfelület középpontját kifejező β vagy rajta van a g_σ felületen vagy azon belül helyezkedik el, kapjuk a

$$\mu = \frac{3(\beta - \mathbf{q}) : \dot{\beta}}{2r^2} - \frac{\dot{r}}{r} \quad (2.72)$$

egyenletet.

A g_σ felület rádiuszának (r) változására feltételezve az

$$\begin{aligned} \dot{r} &= h\Gamma \quad \Gamma = \frac{3(\beta - \mathbf{q}) : \dot{\beta}}{2r} \quad \text{mikor} \quad \dot{R} > 0 \\ \dot{r} &= 0 \quad \text{mikor} \quad \dot{R} = 0 \end{aligned} \quad (2.73)$$

alakú egyenleteket kapjuk a már előzőekben ismertetett két esetre, ahol $h(0 \leq h \leq 1)$ a g_σ felület tágulási-sebességét meghatározó anyagparaméter.

A modell alapján számított és a mérési eredmények összevetéséből az látszott, hogy a megfelelő pontosság elérése érdekében a bevitt képlékeny alakváltozás $p = \int p dt$ értékével arányosan csökkenteni kell a kezdeti rugalmassági modulus értékét. A csökkentés mértéke a mérési eredmények tekintetében [50] a következő empirikus összefüggéssel határozható meg

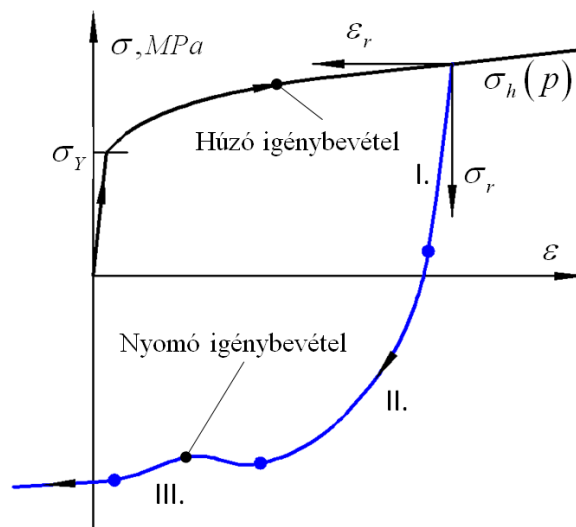
$$E = E_0 - (E_0 - E_a) [1 - \exp(-\zeta p)], \quad (2.74)$$

ahol E_0 a kezdeti rugalmassági modulus, E_a végtelen nagy előalakítási mérték esetén a rugalmassági modulus értéke és ζ anyagparaméter.

Összegezve a Yoshida-Uemori modell lényegét, a bevezetett 10 paraméterrel, nevezetesen $Y, C, B, R_{sat}, b, m, h, E_0, E_a$ és ζ a mérési eredmények tekintetében megfelelő pontossággal írja le a ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok során tapasztalt folyamatokat. Itt jegyezném meg, hogy a lemezalakítás modellezése területének egyik piacvezető alkalmazásában (ESI Group PAM-STAMP) bevezetésre került (2004) a Y-U modell.

2.5.5. Az AutoForm – modell

Az AutoForm a nyomó, azaz ellentétes irányú terhelés hatására lejátszódó jelenségeket az előzőekben ismertetett modelleknek megfelelően, szintén három részfolyamatra bontja [51], [52]. Ezek a 2.17. ábra jelölésének megfelelően a *korai képlékeny állapot* (I.), a szilárdság csökkenés átmeneti szakasza (II.), azaz az ún. *tranzien lágyulás* szakasza és az *alakítási keményedés stagnálása* (III.). Ezt követően alakul ki a szilárdságcsökkenés állandósult állapota.



2.17. ábra. Az AutoForm anyagmodell értelmezése

A modell alapfeltevése, hogy egyazon összefüggéssel írja le az ellentétes irányú terhelés hatására bekövetkező korai képlékeny alakváltozást és a szilárdság csökkenésének átmeneti szakaszát (I. és II. szakasz). Ez azt eredményezi, hogy a mérési eredményekre jól simuló feszültség görbét kapunk a leterhelés és a nyomó irányú terhelés szakaszára, amit a hagyományos modellekben rugalmas alakban kezelnek. A függvény két szakasza megjeleníti a kezdeti rugalmassági modulus változását a leterhelés kezdeti szakaszában és a további csökkenést is.

A modellt általános feszültségállapotra is kidolgozták, de működésének könnyebb megértése érdekében egytengelyű feszültség állapotra mutatom be. A 2.17. ábrának megfelelően a leterhelés kezdeti pontjában definiáljuk a σ_r és ε_r ellentétes irányú feszültség és alakváltozás mérőszámait. Ekkor az ellentétes irányú alakváltozás és feszültség között álljon fenn a következő összefüggés

$$\varepsilon_r = \varepsilon_{r1} + \varepsilon_{r2} = \frac{\sigma_r}{E_1(p)} + K \operatorname{arctanh}^2 \left(\frac{\sigma_r}{2\sigma_h(p)} \right)^2, \quad (2.75)$$

amelyben $\sigma_h(p)$ a bevitt alakváltozástól függő izotróp feszültség, K a tipikus nyúlási tartománnyal arányos anyagparaméter (ez alatt azt értjük, amelynél befejeződik a szilárdságcsökkenés átmeneti szakasza) és E_1 az ellentétes irányú terhelés kezdetén mért rugalmassági modulus. A K tényező felvehető tipikus értékei a 0,002...0,02 tartományba esnek, ahol 0,002 a kis amíg, 0,02 pedig a nagy Bauschinger hatással rendelkező anyagokra jellemző.

E_1 a Y-U modellel összhangban, a bevitt alakváltozás exponenciális függvénye, amely leírható az

$$E_1 = E_0 \left[1 - \gamma \left(1 - e^{-\chi p} \right) \right] \quad (2.76)$$

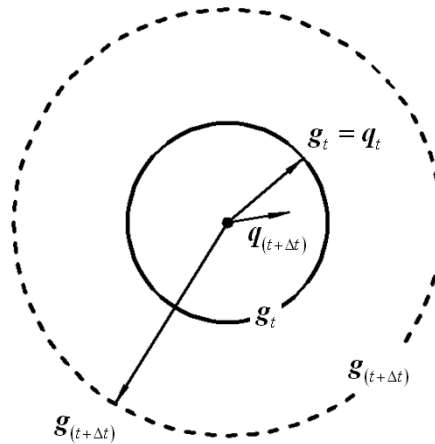
összefüggéssel, amelyben E_0 a Young modulus kezdeti értéke, γ az E_0 csökkenésének mértékét meghatározó anyagparaméter (átlagosan 0,1...0,2 tartományban mozog), χ 20..50 között választható telítési állandó.

Mindezek figyelembe vételével a következőképpen határozhatjuk meg a húzó-nyomó görbe szakaszait

$$\sigma = \begin{cases} \sigma_h(p) & \text{húzás esetén} \\ \sigma_h(p) - \sigma_r & \text{nyomás esetén} \end{cases}. \quad (2.77)$$

Ellentétben az előzőekben bemutatott modellekkel, ebben az egyenletben a feszültség alakítási keményedéssel arányos része és a visszaható feszültség jobban szétválasztásra kerül. Arányos terhelés esetén a keményedés a feszültségcsökkenéstől függetlenül megfogalmazható például a folyási görbe táblázatos megadásával.

Az előzőekben tárgyalt Y-U modellben az alakítási keményedés stagnálása egy tisztán kinematikus keményedésű g_σ -val jelölt felülettel írja le. Az AutoForm modell azonban egy nem lineáris feszültség-alakváltozás kapcsolatot hoz létre a folyási felületen belül, ezáltal nagyon pontosan tudja leírni a korai folyási szakaszt. A stagnálási jelenség kezelésére vezessük be a 2.18. ábrán látható *g-felhalmozódási-felületet*, ha az alakváltozás ellentétes irányú vagy nem arányos.



2.18. ábra. Az alakítási keményedés stagnálás értelmezése az AutoForm modellben

Az alakítási keményedés stagnálásának modellezése (III. szakasz) céljából, a bevitt képlékeny alakváltozást (p), helyettesítsük egy a keményedéssel összefüggő p_d paraméterrel, amit a következőképpen határozhatunk meg: p_d azonos p -vel arányos alakváltozás során, és késleltetve követi p -t, ha az alakváltozás ellentétes irányú vagy nem arányos. A kezdeti arányos terhelés alatt ($t_0 = t$), a növekvő képlékeny alakváltozás hatására, a felhalmozódási-felület kitágul és ekkor egy nyúlás jellegű változó q legyen rajta a $g(t)$ felületen (2.18. ábra). Az ezt követő ellentétes irányú vagy nem arányos terhelésnél ($t = t + \Delta t$) a q tenzor a p_d , p -hez képesti lemaradása miatt csak késve tudja követni a p -vel arányosan táguló $g(t + \Delta t)$ felhalmozódási-felületet és ilyenkor annak belsejében helyezkedik el. Legyen ez a folyamat egy $\xi (0 \leq \xi \leq 1)$ anyagállandó által vezérelt, amely meghatározza, hogy a bevitt alakváltozás hányad része fordítódik az alakítási keményedés késleltetésére. Ez matematikailag a következő egyenletekkel fogalmazható meg:

$$\dot{p}_d = f \cdot \dot{p} \quad , \quad (2.78)$$

$$f = \text{sign}(\tilde{f}) \tilde{f}^2 \quad , \quad (2.79)$$

$$\tilde{f} = 1 - \frac{3}{4} \frac{r}{g} \quad . \quad (2.80)$$

Kezdetben $g = 0$ és növekedjen arányosan \dot{p}_d -vel, azaz

$$\dot{g} = \xi \dot{p}_d \quad . \quad (2.81)$$

A (2.80) egyenletben található r skalár érték meghatározható az

$$r = \Phi(\mathbf{g} - \mathbf{q}) \quad (2.82)$$

összefüggéssel, ahol \mathbf{q} jeleníti meg a g felületen belüli pozíciót. Ekkor legyen

$$\dot{\mathbf{q}} = \dot{\mathbf{g}} + \dot{p} \left[\frac{\partial r}{\partial \mathbf{g}} \right]^{-1} \quad \text{és} \quad \dot{g} = \frac{\dot{g}}{\varphi(\sigma)} \sigma . \quad (2.83)$$

Tekintettel a (2.82) és (2.83) egyenletekre, amíg \mathbf{q} nem éri el a g halmozódási-felületet az r tényező deriváltja kifejezhető a következőképpen

$$\begin{aligned} \dot{r} &= -\dot{p} & \text{ha } r > 0 \\ \dot{r} &= 0 & \text{ha } r = 0 \end{aligned} \quad (2.84)$$

Végezetül kijelenthető, hogy az AutoForm által a Bauschinger jelenség vizsgálatára használt modell, a fent elmondottakat szem előtt tartva jó egyezést mutat a kísérleti húzónyomó vizsgálatok eredményeivel.

3. LEMEZEK CIKLIKUS ALAKVÁLTOZÁSI VIZSGÁLATAINAK KÉSZÜLÉKEI

Az előző fejezetben áttekintést adtam a visszarugózási jelenség realiztikus leírására alkalmazott izotróp-kinematikus anyagmodellekről. Ebben látható, hogy az egyes modellek matematikailag megfogalmazott egyenletei számos anyagparamétert tartalmaznak. Ezek meghatározása, egy-egy adott anyagminőség tekintetében, anyagvizsgálati módszerekkel lehetséges. A kinematikus keményedés anyagjellemzőinek alapját különböző alakváltozási tartományokban végzett ciklikus vizsgálatok és az ezek eredményeként előállított feszültség-alakváltozás görbék adják. E fejezetben összefoglalom a ciklikus vizsgálatok végrehajtására eddig kifejlesztett vizsgálati módszereket és mérőkészüléket.

3.1. Irodalmi áttekintés

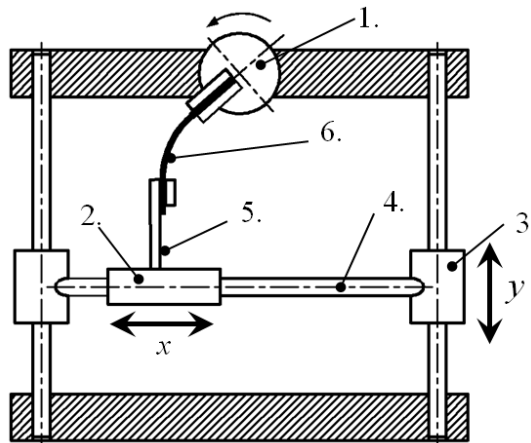
Ciklikus alakváltozási állapotot számos módszerrel létre lehet hozni, de az egyes módszerek alakváltozási tartományának nagyságában jelentős eltérések figyelhetők meg. Az anyagparaméterek meghatározására általánosan igaz, hogy a meghatározást minél nagyobb tartományon célszerű végrehajtani, mivel a mérési hiba százalékos mértéke így minimalizálható. E megfontolás miatt a lemezek ciklikus alakváltozási vizsgálatait olyan módszerekkel próbálták megvalósítani, amelyek viszonylag nagy alakváltozási tartományt ölelnek fel. Egy másik kényszer, hogy mind az alakváltozás, mind a feszültség lehetőleg egyenletes, homogén eloszlású legyen, mert ez megkönnyíti az alakváltozási- és feszültség-állapot általános esetre történő kiterjesztését.

A homogén alakváltozási- és feszültség-állapot legegyszerűbben egytengelyű vizsgálattal valósítható meg, ugyanakkor a lemezszerű alkatrészek zömítése a kihajlási jelenség miatt alapesetben általában nem lehetséges, ezért a témával foglalkozó kutatók kezdetben más vizsgálati igénybevételi módokat részesítettek előnyben.

Több egymástól független kutató munkája során fárasztó vizsgálat egyik alapvető igénybevételével, a csavaró igénybevétellel felvett vizsgálati módszereket dolgoztak ki. A csavarással felvett ciklikus vizsgálatok egyik nagy előnye az alakváltozási tartomány mértékének széles határok közötti változtathatósága. Ezért a lemez próbatesteket hengerítéssel és hegesztéssel vékonyfalú csővé alakították és ezeket fogták be a

hagyományos fárasztógépekbe. A mérések során fény derült az eljárás egyik legnagyobb hátrányára, nevezetesen a hengerítés, mint alakítási folyamat és a hegesztés, mint hőbeviteli folyamat során lejátszódó szubmikroszkopikus és mikroszkopikus anyagszerkezeti változások makroszkopikus tulajdonságváltozásokat okoztak. A másik hátránya a csavaró igénybevételnek, hogy az alakváltozás- és feszültség-eloszlás nem egyenletes a próbatest keresztmetszete mentén. Ezért figyelembe kell venni az alakváltozási gradienst is, ami nagyon megbonyolítja a csavarónyomaték-elfordulás görbék átszámítását, a modellalkotáshoz szükséges, feszültség-alakváltozási görbéké [53].

A ciklikus alakváltozás létrehozásának egy másik lehetséges módja a ciklikus hajlító igénybevétellel megvalósított alakváltozás. Ennek nagy előnye az előző vizsgálati elvhez képest, az egyszerű próbatest kialakítás. Yoshida és kutatótársai 1998-ban publikálták a 3.1 ábrán látható mérési kialakítást [54]. Ennek működése a következő. A 30 mm széles, a befogási pontok között 10 mm hosszú, téglalap alakú próbatest (6) egyik végét egy léptetőmotor (1) tengelyére szerelt befogó egységbe helyezik. A próbatest másik vége egy csúszkára (2) van rögzítve, ami a függőleges (3) és vízszintes (4) megvezetésnek köszönhetően szabadon el tud mozdulni az x és y irányokban.

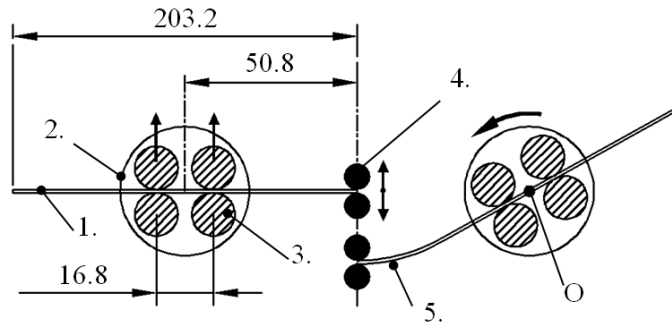


3.1. ábra. A Yoshida és munkatársai által kidolgozott, tiszta hajlító igénybevételű mérőkészülék sematikus vázlata

Ebben a mérési elrendezésben a hajlító nyomaték eloszlása a próbatest hosszirányában egyenletes. A hajlító nyomaték az (5) befogóra ható erő segítségével számítható, amit egy erőmérő egység mér. A próbatest görbülete meghatározható a próbatest mindkét felületére ragasztott mérőbélyegek nyúlásértékeiből. Az anyagparaméterek meghatározása inverz végeelemes módszerrel lehetséges. A 3.1. ábrán látható mérést alkalmas végeelemes program segítségével modellezve, az eredményül kapott hajlítónyomaték-görbület görbékét összevetették a tényleges mérés során felvett görbékkel. A végeelemes rendszerben az anyagparaméterek értékét addig változtatták, amíg az eltérést minimalizálni

lehetett. Ennek megvalósítására iteratív több-pont approximációs, optimalizálási eljárást alkalmaztak.

Hasonló alapelven működik a Zhao és Lee (2001) hárompontos hajlító vizsgálattal végzett mérési eljárása [55]. Ennek vázlatát látható a 3.2. ábrán.

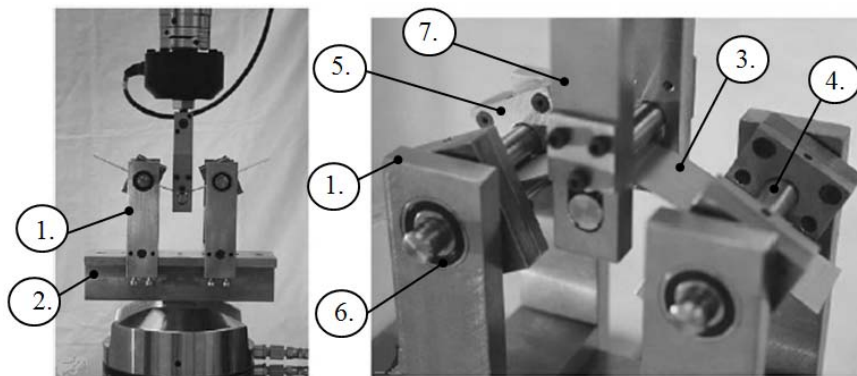


3.2. ábra. 3 pontos hajlító vizsgálat elvi vázlat

A mérés során a 25,4 mm széles és 203,2 mm hosszúságú téglalap alakú általában 1 mm vastagságú próbatestet (1) két, egymástól 101,6 mm-re lévő, golyóscsapágyon elforduló befogóba (2) rögzítik. A tényleges megfogást egy egységen belül elhelyezett 4 db 12,7 mm átmérőjű hengergörgő (3) végzi. A görgők úgy vannak kialakítva, hogy a felső két görgő mozgatható, hogy a vizsgálat több lemezvastagsággal is elvégezhető legyen. Mivel az alsó görgők rögzítettek és az 1 mm-es lemezvastagságnak megfelelő pozícióban vannak, a próbatest lemezvastagságának változtatása során a lemez semleges szála kikerül a szimmetria tengelyből és ez aszimmetrikus alakváltozási állapotot eredményez, amit számítással lehet kompenzálni. Ez ennek a mérési megoldásnak egyértelmű hátrányát jelenti. A befogott próbatestet a befogási pontok felezőpontján egy két hengergörgőt tartalmazó bélyeggel (4) ciklikusan hajlítjuk. A próbatest mindkét felületére az 5-ös pozícióban mérőbélyeget ragasztunk és mérjük a nyúlás változását a két szélő szálban. A mérés során a nyúlás mérése mellett regisztráljuk a hajlító erőt a bélyegre szerelt erőmérő segítségével és az *O* pont körül elforduló golyóscsapágy elfordulási mértékét egy induktív rotaméter segítségével.

A mérés során a felvett regisztrátumokból egy hajlítónyomaték-bélyegmozdulás diagram szerkeszthető. Ez a diagram matematikai-mechanikai modell alapján is számítható. A számítás során ABAQUS rendszerben, Chaboche-féle izotróp-kinematikus anyagmodellt alkalmazva, a lemezvastagság mentén lineárisan változó alakváltozási állapotot feltételezve előállított hajlítónyomaték-bélyegmozdulás diagram és a tényleges mérés hasonló diagramjának eltérését minimalizálva a modell anyagparaméterei meghatározhatók. Az optimalizálási feladat megoldása során genetikus algoritmust alkalmaztak.

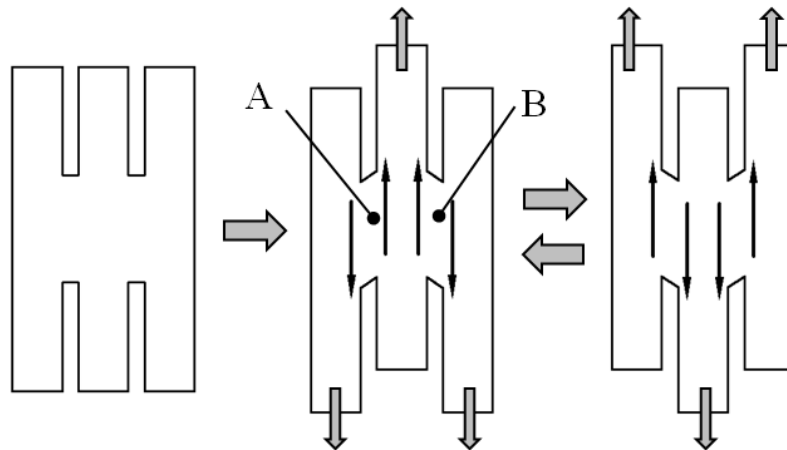
A hajlító igénybevétellel végzett paraméter meghatározások sorában a következő bemutatásra kerülő ciklikus hajlító vizsgálat Omerspahic és munkatársai (2006) nevéhez fűződik [56]. Ez a mérési berendezés egyszerűsége és a vizsgálható próbatest méretek rugalmassága miatt érdemel említést (3.3 ábra). A mérőkészülék két U-alakú rögzítő egységből (1) áll, ami egy T-alakú alaptesten (2) kerül rögzítésre. Az alaptest segítségével rögzítjük a készüléket a szakítógéphez és ez teszi lehetővé, hogy a rögzítő elemek (1) távolsága egymáshoz képest változtatható legyen. Ezáltal a vizsgálandó próbatestek hossza 70-200 mm között változtatható. A próbatest (3) tényleges alakítás közben látható a 3.3 ábra jobb oldali kinagyított részletén. Ezen látható, hogy az U-alakú befogóegység két, átmérő 10 mm-es 40 mm hosszú, állítható rögzítő hengereket (4) összefogó befogórészből (5) áll, ami két golyóscsapágyon (6) megvezetett tengely körül minimális súrlódással el tud fordulni. A rögzítő hengerek állíthatósága lehetővé teszi 0-2 mm-es tartományba a próbatest lemezvastagságának változtatását. A mérés során a hajlító bélyeget (7) a szakítógép felső befogójába rögzítik és regisztrálják a hajlítóerő változását az idő függvényében. Ezt követően LS-DYNA szoftver felhasználásával az anyagparaméterek inverz vége-selemes technikával meghatározhatók.



3.3. ábra. Omerspahic és munkatársai által kidolgozott hajlítókészülék

A hajlító eljárásokat összefoglalva kijelenthető, hogy a ciklikus alakváltozás vizsgálat ezen az elven, viszonylag nagy alakváltozási tartományban felvehető. Nagy előnye ennek az elvnek, hogy az alakváltozás változása folyamatos, ami a későbbiekben bemutatásra kerülő húzó-nyomó vizsgálatok nem mindegyikére igaz. A fizikai kialakítás egyszerű, nem igényel különleges mérőkészüléket. Hátrányként kell megemlíteni, hogy a ciklikus alakváltozás során a lemezben kialakuló feszültség- és alakváltozás-eloszlás nem lesz egyenletes és az anyagparaméterek csak közvetve, inverz módszerrel határozhatók meg. További hátránya, hogy az összevetés alapjául szolgáló alakváltozási mérőszámok mérése csak mérőbélyegekkel lehetséges, ami a mérés előkészületének idejét és költségét is kedvezőtlenül befolyásolja.

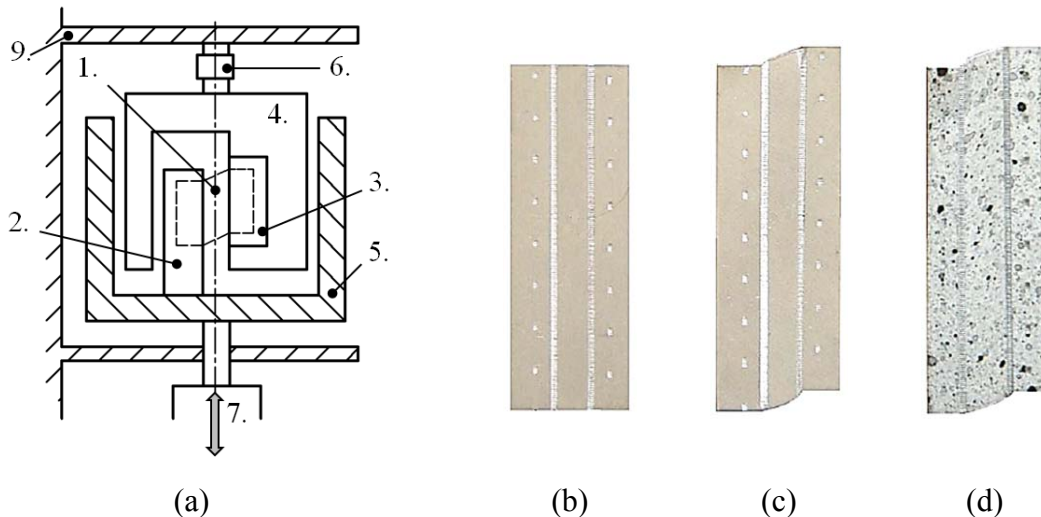
Alakváltozási ciklusok nagy alakváltozási tartományban, folyamatában felvehetők ciklikus nyíróvizsgálatokkal is. Ezek között alapvizsgálatnak tekinthető a Miyauchi-féle tiszta nyíróvizsgálat [57]. Nagy előnye a hajlító vizsgálatokkal szemben, hogy bizonyos határig a próbatest nyírási zónájában kialakuló feszültségi- és alakváltozási-állapot egyenletes és a vizsgálat legtöbbször egyetemes anyagvizsgáló rendszeren is elvégezhető. A Miyauchi próbatest kialakítása látható a 3.4 ábrán, ami három megfogott részből és a köztük kialakuló két nyírási zónából (*A* és *B*) áll. Az ilyen próbatest kialakítás a szimmetrikus nyírási zónával rendelkező próbatestek osztályába sorolható. Nyíró vizsgálatoknál mindig gondot okoz a nyírási zóna elfordulása: ezt Miyauchi a próbatest szimmetrikus kialakításával kompenzálta, mivel a vizsgálat során az *A* és *B* nyírási zónákban ellentétes irányú forgatónyomatékok lépnek fel, amik egymás hatását kiegyenlítik. A Miyauchi-féle mérési eljárás a viszonylag nehézkes kivitelezhetősége és az alakváltozás hagyományos módszerekkel végzett mérésének nehézségei miatt széles körben nem terjedt el. A nyírással felvett alakváltozási ciklusok felső határa 5%. Ezen érték felett mind a feszültség-, mind pedig az alakváltozási mező elveszíti egyenletességét. Ezt az alakítási határértéket több kutató Merklein [58], Bae [59], Bouvier [60] a próbatest geometriai módosításával próbálták kiterjeszteni.



3.4. ábra. A Miyauchi-féle mérési eljárás elvi ábrája

A nyírással felvett ciklikus alakváltozási vizsgálatok között egy másik nagy csoport az egy nyírási zónával rendelkező próbatestek csoportja. Ezek közül elterjedt a Thuillier és Manach [61] által bevezetett vizsgálati módszer (3.5. ábra).

A vizsgálat során a próbatestet (1) két befogópofa közé rögzítjük. A két befogópofa közül az egyik rögzített (3) a másik a szakítógépek hidraulikus munkahengeréhez (7) kapcsolt terhelő kerettel (5) együtt mozog (2). A rögzített pofát tartalmazó egység (4) közvetlenül kapcsolódik az erőmérő (6) egységhez. A 3.5 ábra (b) részletén a próbatest látható a vizsgálat kezdetén és a (c) részleten, a vizsgálat végén.



3.5. ábra. Thuillier Manach-féle vizsgálat sematikus elrendezése és próbatest kialakítása

A vizsgálat során mérjük a nyíráshoz szükséges erőt és az alakváltozás mértéket optikai nyúlásmérő rendszer segítségével. Az ehhez szükséges jelölésekkel (sztochasztikus pontfelhővel) ellátott próbatest látható a 3.5 ábra (d) részén. A Thuillier Manach vizsgálati elv azért figyelemre méltó, mert viszonylag egyszerűen végrehajtható és nagy alakváltozási tartományt (15%) lehet vele vizsgálni lemezszerű próbatesten a kihajlás veszélye nélkül.

A nyírási igénybevétel segítségével felvett ciklikus alakváltozási vizsgálatoknál is igaz a már a hajlításnál is megfogalmazott hátrány, hogy a mérés során meghatározott nyíró feszültség-szögváltozás diagramok általános feszültség- és alakváltozási állapotra történő kiterjesztése nehézséget okoz. Ezért a kutatók figyelme az egytengelyű feszültség állapotot eredményező vizsgálatok felé fordult, a nyilvánvaló kihajlási jelenség ellenére.

Az egytengelyű húzó-nyomó igénybevétellel felvett ciklikus alakváltozási vizsgálatok legnagyobb előnye, hogy a feszültség és alakváltozási állapot a próbatest keresztmetszete mentén egyenletes, ez nagyban megkönnyíti az általános esetre történő kiterjesztést. További előny, hogy húzás irányában viszonylag nagy alakváltozási tartomány elérhető, mert a tartománynak csak a képlékeny instabilitás megjelenése szab határt, ezért az alakváltozás mértéke egyes anyagoknál elérheti, sőt meg is haladhatja akár a 30%-ot is. Legnagyobb hátránya viszont, hogy lemezszerű alkatrészek zömítése a kihajlás miatt alapesetben nem oldható meg.

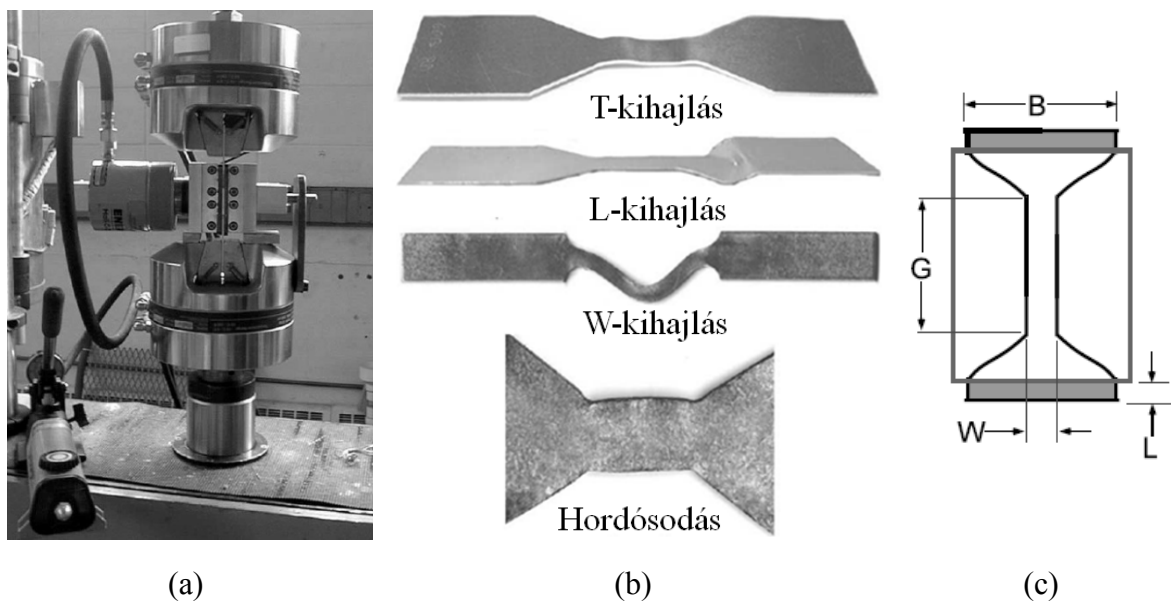
Az alakváltozás tartományának nyomó irányban történő kiterjesztésére a kutatások több irányban indultak el, aminek következményeként két jellegzetes terület alakult ki. Ezek közül az első a kihajlási jelenség pusztán próbatest geometriával összefüggő megelőzésére vezethető vissza. Ennek alapja, hogy a kihajlási jelenség tisztán geometriai jellegű nevezetesen a hossz/vastagság hányados függvénye. Általánosságban kijelenthető, hogy

hengeres próbatesteknél, ha ez a hányados 3-nál nagyobb, akkor szinte bizonyosan kihajlik a próbatest. Ez a tény a lemezalakításban járatos lemezvastagságok tekintetében azt jelenti, hogy kisméretű kör, vagy téglalap keresztmetszetű próbatestek szükségesek. Ennek segítségével, nyomó igénybevétellel 1-15% százalékos alakváltozási mértéket is elő tudtak állítani, ha a hossz/vastagság arányt 16-2 között tartották ahol a nagyobb hossz/vastagság arány a kisebb alakváltozási tartományhoz tartozik.

E kutatási iránynak a hátrányai között meg kell említeni, hogy a nyomó igénybevétel további kiterjesztése a hossz/vastagság arány további csökkentésével nem lehetséges, mert akkor a próbatestben kialakuló feszültség- alakváltozás állapot elveszti egyenletességét, amit a járatos irodalomban geometriai kötöttségnek neveznek. Másik nem elhanyagolható hátrány, hogy a próbatest térfogatának csökkentése növeli az egy anyagon belüli mérőszámok inhomogenitást, és a méretek lassan összevethetővé válnak egyes durvaszemcsés anyagok szemcseméretével, ez által egyre inkább lokalizált jellemzőket mérhetünk. További hátránya a kisméretű próbatesteknek, hogy az alakváltozás mérésére használt hagyományos módszerek (extenzométerek) nem alkalmazhatók bizonyos méretek alatt.

Ezért a kutatások másik iránya a hagyományos méretű próbatesteken végzett mérések valamilyen célszerű készülékezéssel a kihajlás elkerülése. Kezdetben ezt görgőkkel (Aitchison és Tuckerman, 1939) vagy síklapokkal (Miller 1944, Kotanchik 1945, Zmievskii 1976) történő megtámasztást jelentett. E megoldások hátránya, hogy a kihajlás megakadályozására a próbatestre felhelyezett eszközök nem tudták követni a húzási szakaszban a próbatest hosszváltozását, így a húzás folyamán a próbatest befogott fejrésze és a kihajlás kiküszöbölésére alkalmazott eszköz között egyre nagyobb lett a meg nem támasztott próbatest hossz, ami egy idő után a nyomó igénybevételnél kihajlást eredményezett. Ez erősen korlátozta a ciklikus alakváltozások tartományát. Erre a problémára válaszként jelentek meg az ún. laminált próbatestek Ramberg és Miller (1945) kutatásai alapján, ahol több próbatestet egyesítve a hossz/vastagság arányon keresztül növelni lehetett a meg nem támasztott próbatest hosszt és ezáltal nyomó igénybevétel tartományát 10-20%-ra lehetett növelni. A nem laminált próbatesteknél kialakult a Bauschinger hatás kutatásának ún. két lépésben végzett vizsgálati technikája, ami a következőt jelentette. A ciklikus vizsgálat húzási tartományát megtámasztás nélkül felvették, majd a leterhelés után felszerelték a kihajlás megakadályozására hivatott eszközt és ezzel együtt végezték el a nyomó igénybevétel tartományában a vizsgálatot. Ennek egyértelmű hátránya, hogy a két lépés feszültség-alakváltozás görbéjének egy cikluson történő ábrázolásakor az illesztéseknél a görbében törések jelentkeztek. Ennek kompenzációs nehézségei miatt a további kutatások a folyamatában felvett egytengelyű húzó-nyomó igénybevételek felé koncentráltak.

A folyamatosan, állandó méretű támasztó lappokkal végzett ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok során elsőként célszerű kitérni Boger és szerzőtársai (2005) tanulmányára [62]. Ez a cikk a próbatest hosszváltozását nem követő síklapokkal megtámasztott ciklikus húzó-nyomó vizsgálat, próbatest geometria kialakítására vonatkozó ajánlásait tartalmazza. A mérési összeállítást a 3.6 ábra (a) részlete mutatja. A kihajlás megelőzésére a két, kenéssel ellátott síklapot egy kézzel működtetett munkahenger segítségével nyomják a próbatestre. A próbatest geometriai paraméterei a 3.6 ábra (c) részletén láthatók, ahol B a próbatest fejszélessége, G a próbatest mérőhossza, L a megtámasztás nélküli próbatesthossz és W a próbatest mérőhosszán mért szélessége. A vizsgálat során a 3.6 ábra (b) részletének megfelelő hibákat vizsgálták (fentről lefelé). T-kihajlás, a vastagság mentén, L-kihajlás a hossz mentén a nem megtámasztott részen, W-kihajlás, a G hossz mentén szélesség irányban és a hordósodást. A próbatest geometriai méreteinek optimalizálását a még kihajlás nélkül elérhető legnagyobb alakváltozási értékre végezték el. Az eredményeik felhasználásával, viszonylag egyszerű kialakítású kihajlást megakadályozó készülék használatával és célszerűen választott próbatest kialakítással az alakváltozási tartomány nyomó igénybevétel esetén anyagtól is függő mértékben akár 20%-ig is kiterjeszhető.

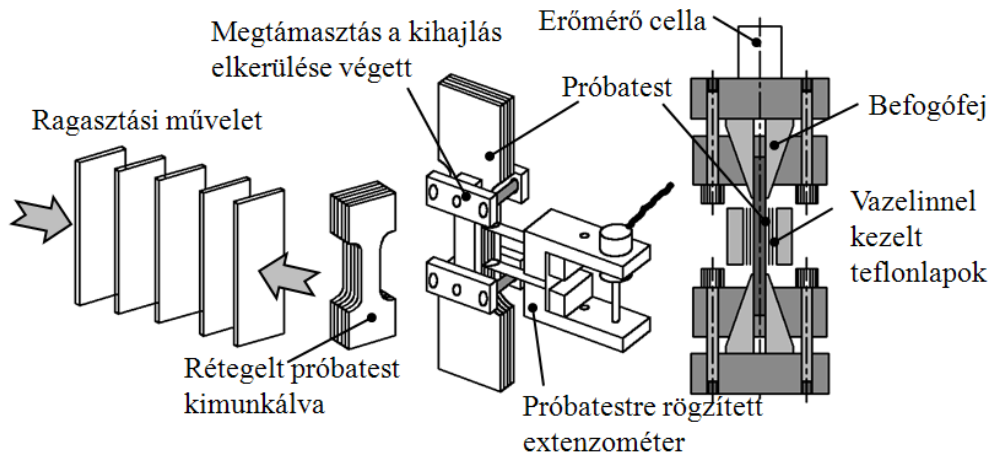


3.6. ábra. Boger és szerzőtársai által kifejlesztett mérés és a kihajlási típusok

Boger és szerzőtársai az előzőkben ismertetett tanulmányukban rávilágítanak a merev megfogással végzett megtámasztás két alapvető hátrányára, miszerint a támasztás a próbatest felületével történő súrlódása miatt növeli a mérés során regisztrált erőértékeket, továbbá a nyomó igénybevétel során a lemez alkatrész vastagságnövekedésével arányosan

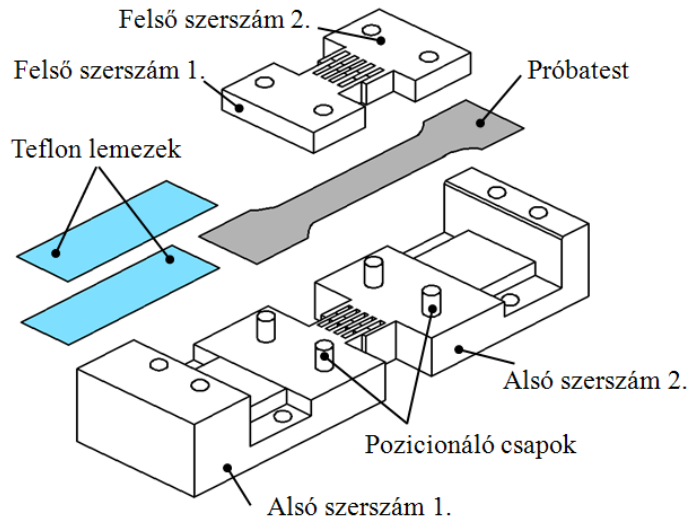
az egytengelyű feszültségállapot egyre inkább a kéttengelyű feszültség állapot irányába változik. Ezért e hatások kompenzálására, illetve minimalizálására törekedtek a következőkben ismertetett mérési módszerekben.

Ugyancsak állandó hosszúságú megtámasztó egységgel végzett vizsgálat a Yoshida és munkatársai (2002) által publikált megoldás [63]. Ahol a húzás hatására létrejövő próbatest hosszváltozás során a meg nem támasztott próbatesthosszt, laminált próbatest alkalmazásával lehetett növelni és ezáltal az alakváltozási tartomány lágyacéloknál kiterjeszhetővé vált 25%-ra, nagyszilárdságú lemezeknél 13%-ra. A mérés sematikus ábrája a 3.7 ábrán látható. Yoshida és társai 5 db próbatestet ragasztással egyesítettek majd ezt követően kimunkálták a megfelelő próbatest geometriát. Az így előkészített próbatestet szakítógépre helyezték és felszerelték rá a kihajlást megakadályozó egységet, ami a szorítóerőt csavarrugók előfeszítésével biztosította. A kihajlást megakadályozó egység és a próbatest között vazelinnel kent teflonlapokat helyeztek, ezzel biztosították, hogy a fellépő súrlódásból származó többleterő a mérést elhanyagolható mértékben befolyásolja. Az alakváltozás értékét a próbatest élére elhelyezett extenzométerrel mérték. A mérési eljárás hátránya a kenési állapot bizonytalansága és a megtámasztás nélkül maradó próbatest szakasz mérési tartományt korlátozó hatása. További hátrányként tekinthető, hogy a laminált próbatest előállítása időigényes és nagy gondosságot igényel.



3.7. ábra. A Yoshida-féle egytengelyű ciklikus húzó-nyomó vizsgálat elve (2002)

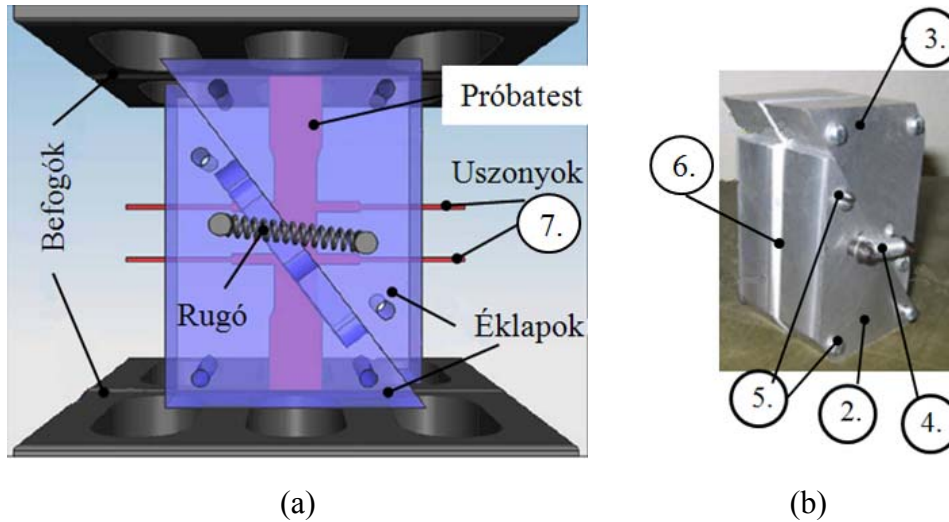
A megtámasztás nélkül maradó próbatest miatti alakváltozási tartomány korlát feloldható, ha a megtámasztást végző eszköz folyamatában képes követni a próbatest hosszváltozást a mérés teljes időtartama alatt. Ennek az elvnek az egyik megvalósítói Kuwabara és társai voltak [64]. Az általuk megvalósított mérési eljárás elvi vázlatát a 3.8. ábrán látható.



3.8. ábra. Fésűs megtámasztással végzett vizsgálat elvi vázlatja

A megtámasztást két pár, egymásba fésűszerűen csúsztatható merev szerszámlappal végzik, amiket páronként helyeznek a próbatest alsó és felső oldalára. A próbatest pozicionálását az alsó szerszám-félben elhelyezett pozicionáló csapok végzik. A próbatest és a támasztó egység közé vazelinnel kezelt teflonlapokat helyeznek a súrlódási tényező minimalizálása végett. A támasztólapokban kimunkált fésűk geometriája a két szerszámfél ütközésének elkerülése érdekében korlátozhatja a nyomó igénybevétel irányában felvett alakváltozási tartományt. Hátrányként említhető meg, hogy változó lemezvastagságnál a próbatest szimmetria tengelye és a szakító gép tengelye nem feltétlen esnek egybe. Ez az egytengelyűségtől való eltérés szintén csökkentheti az alakváltozás nyomó igénybevétel irányában történő vizsgálatát, mert kihajlást okozhat. Az egytengelyűségtől való eltérés kompenzálható a szorítóerő növelésével, de ez kedvezőtlen irányba visszahat a kéttengelyű feszültség állapot felé történő elmozdulással. További hátrányként jelentkezik, hogy az extenzométer felhelyezésére ebben a konstrukciós kialakításban nincs lehetőség, ezért az alakváltozás mértékét csak a próbatestre felhelyezett mérőbéllyegekkal lehet regisztrálni.

Ebben a mérési koncepcióban egy következő mérési kialakítást mutat a 3.9. ábra amit Cao és szerzőtársai (2009) publikáltak [65]. A mérés során, ahogy az a 3.9. ábra (a) részletén látható, 4 db háromszög alakú szerszámfél van páronként egy ékpálya mentén összevezetve az alsó szerszámfélben (2) kimunkált horony és a felső szerszámfélben (3) kialakított csap segítségével. A szerszámfelek előfeszítését egy csavarrugó (4) végzi. Az így összevezetett blokkokat páronként felhelyezik a próbatestre (1) és 6 db csavarral (5) egymáshoz csavarozzák.

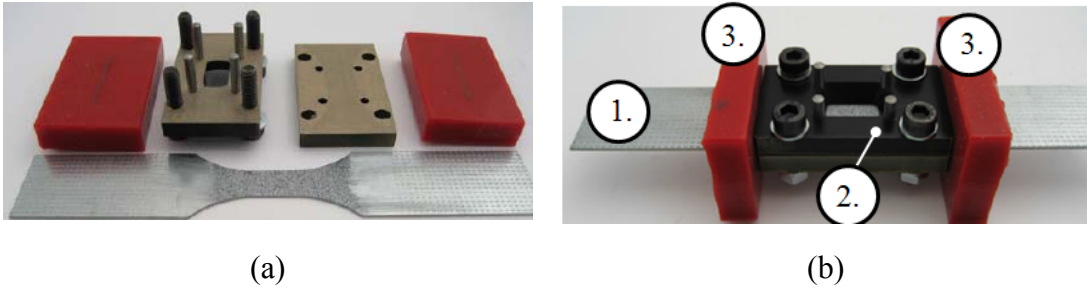


3.9. ábra. Ékpályán elmozduló támasztás elvi vázlatja és tényleges kialakítása

Az így felszerelt készülék folyamatosan képes a próbatesszt megtámasztani a teljes alakváltozási ciklus alatt. A szerszámlapok próbatesszten történő súrlódását az érintkező részekre felragasztott teflonlapok (6) csökkentik és rugalmasságukból adódóan a próbatesszt vastagságváltozásából adódó kéttengelyű igénybevételének mértékét is csökkentik. Mivel a kihajlást megakadályozó egység teljes egészében közrefogja a próbatesszt, ezért a próbatesszt alakváltozásának közvetlen mérése hagyományos próbatesszt geometria esetén nem lehetséges. Ezért a próbatesszt mérési hosszán 4 db vékony, a befogószerkezetből kinyúló, ún. uszonyokat (7) alakítanak ki a lézervágás során. A megfogó készülékből kilógó uszonyok lehetővé teszik optikai extenzométerrel a próbatesszt alakváltozásának közvetlen mérését.

Az eljárás hátrányaként említhető meg, hogy az uszonyok kialakítása a mérőhosszon kedvezőtlenül befolyásolhatja a mérőhosszon kialakuló feszültségmező egyenletességét, és a próbatesszt hosszváltozása során az uszonyok mérőhossz felőli végei, a súrlódási viszonyok függvényében nem feltétlen azonos mértékben mozdulnak el az optikai extenzométer által mért végekkel. A mérés e hiányosságát a szerzők is felismerve továbbfejlesztették az ékes megvezetésű támasztó egységüket. A mai modern optikai mérőrendszerek képelemzési technikákkal képesek a próbatessztre felvitt kezdeti jelölések függvényében megállapítani a mindenkor alakváltozási állapotot. Ezért a támasztó egységet átlátszó anyagból (plexi) legyártva az uszonyos próbatesszt kialakítás elhagyhatóvá vált.

Az optikai mérőrendszerek megjelenése és erre a célra történő alkalmazásuk a mérési kialakítást nagymértékben képesek egyszerűsíteni. Erre mutat példát a 3.10. ábra, amelynek (a) részletén a támasztó készülék látható szétszerelt és (b) részletén összeállított állapotában.



3.10. ábra. Eggertsen Mattiasson-féle ciklikus húzó-nyomó készülék [66]

A megtámasztó egység (2) ebben az esetben statikus, ezért nem képes követni a húzási tartományban bekövetkező próbatest (1) hosszváltozást: ez a nyomó igénybevétel során kihajláshoz vezetne. Ennek elkerülésére a befogófej és a támasztó egység közzé poliuretán lapokat (3) helyeznek. A vizsgálat elején a próbatest befogófejben történő rögzítését a poliuretán lapok előfeszítésével végzik, így a húzás során létrejövő hosszváltozás ellenére folyamatosan megtámasztják a próbatestet. Az alakváltozást az egyik támasztólap ablakán keresztül optikai mérőrendszerrel (ARAMIS™) regisztrálják. Az így vizsgálható alakváltozás tartomány az anyagminőség és a poliuretán lapok jellemzői alapján tág határok között végrehajtható.

4. CIKLIKUS HÚZÓ-NYOMÓ VIZSGÁLATOK ÉS EREDMÉNYEI

Az előző fejezetben áttekintettem a ciklikus alakváltozási vizsgálatok különféle mérési megoldásait és az alkalmazott mérőkészülékek kialakításait. Az irodalomkutatás eredményeként megfogalmazhatók azok az elvárások, amiknek egy új elven működő ciklikus alakváltozási mérőkészüléknek meg kell felelni. A fejezet első részében bemutatom az általam kifejlesztett, lemezsorral megtámasztott ciklikus húzó-nyomó készüléket és elemzem annak előnyeit és esetleges, a mérést befolyásoló hatásait.

Ezt követően ismertetem milyen megfontolások alapján és hogyan végeztem el a célkitűzéseim között megfogalmazott DP600, DP800 és DP1000 acélminőségek ciklikus húzó-nyomó vizsgálatát. Bemutatom a mérési eredményeimet, majd az ezekből meghatározható, az AutoForm programrendszer által használt, izotróp-kinematikus anyagmodell anyagparamétereinek meghatározását.

4.1. *Lemezsorral megtámasztott ciklikus húzó-nyomó készülék*

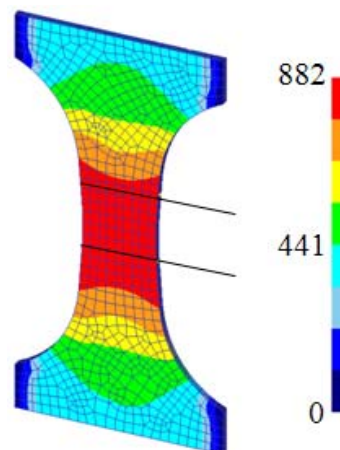
Áttekintve a különféle mérési elveket és eddigi megoldásokat egy új lemezek ciklikus alakváltozási vizsgálatának kivitelezésére alkalmas mérőkészülékkel szemben a következő elvárások fogalmazhatók meg:

- Az alakváltozási mezőt lehetőleg húzó-nyomó igénybevétellel valósítsuk elő, mivel az általános feszültség állapotra történő kiterjesztésnek ez garantálja a viszonylagos egyszerűségét.
- A szükséges ciklusokat lehetőség szerint folyamatában kell megvalósítani.
- A megtámasztó egység folyamatosan biztosítsa a vizsgálat minden pillanatában a próbatest megtámasztását annak teljes hosszában.
- A súrlódás a lehető legminimálisabb mértékben befolyásolja a mérést.
- A zömítési szakaszban a kéttengelyű feszültség-hatás minimális legyen.
- A vizsgálat lehetőleg hagyományos anyagvizsgáló rendszeren és hagyományos alakváltozás méréssel (extenzométer) megvalósítható legyen.

A lehetséges ciklikus alakváltozási vizsgálatok tapasztalataiból előbbieken megfogalmazott követelmények figyelembevételével az Anyagszerkezzettani és Anyagtechnológiai Intézet gyártási és anyagvizsgálati lehetőségeit szem előtt tartva egy ciklikus húzó-nyomó vizsgálati készülék tervezését tűztem ki célul.

A mérőkészülék geometriai kialakítását és méreteit alapjaiban meghatározzák a mérésre használt próbatest geometriai kiképzése és méretei. A kisméretű próbatestekkel végzett vizsgálatok tapasztalatai alapján a méréshez klasszikus méretű lemez próbatestek alkalmazását céloztam meg. A próbatest tényleges méretének meghatározásánál az egyik alapvető szempont a hosszúság/vastagság arány. Ennek felső határát – az ésszerű lemezkihasználás mellett – elsősorban az korlátozza, hogy a hosszú és karcsú próbatestek hajlamosabbak a kihajlásra. Alsó határát pedig az alakváltozás értékének mérésére használt extenzométer mérő éleinek távolsága határozza meg, mivel elsősorban nem a próbatest geometriai kialakításával szeretném kézben tartani a kihajlási jelenséget.

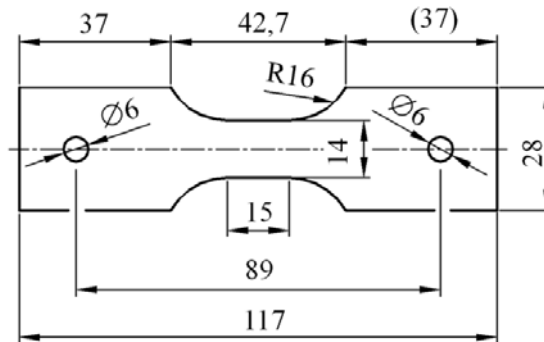
A minimális mérőhossz meghatározása során figyelembe kell venni a két végén befogófejjel ellátott próbatestek fejhatás jelenségét is. A fejhatás fogalma alatt a mérőhossz és befogófej szélességi különbségéből kialakuló feszültségmező inhomogén eloszlását értjük. Ez a feszültségmezőben tapasztalt egyenetlenség nem kerülhet az extenzométer mérési élei közé, ezért a próbatest mérőhosszát – ennek figyelembevételével – meg kell növelni. A próbatest mérőhosszának az előzőekben ismertetett szempontjai alapján történő meghatározására végezesem számításokat végeztem az SFTC szoftvercég DEFORMTM programrendszerében. Ennek eredménye látható a 4.1. ábrán.



4.1. ábra. Fejhatás vizsgálata az extenzométer mérőéleinek pozícióját szemponyjából

Az ábrán feltüntetett két fekete vonal az extenzométer mérőéleinek pozícióját szemlélteti a működtetett húzás irányú alakváltozási mérték végén. Ez alapján kijelenthető, hogy a mérőélek a teljes alakváltozási folyamat során az egyenletes feszültség-állapot

tartományában maradnak. Az ábrán látható felső vonal és a fejhatás miatt benyúló narancssárga színnel jelölt feszültségtartomány egymáshoz viszonyított minimális távolsága 7 mm. Ezek figyelembevételével a mérés során alkalmazott próbatest rajza látható a 4.2. ábrán.

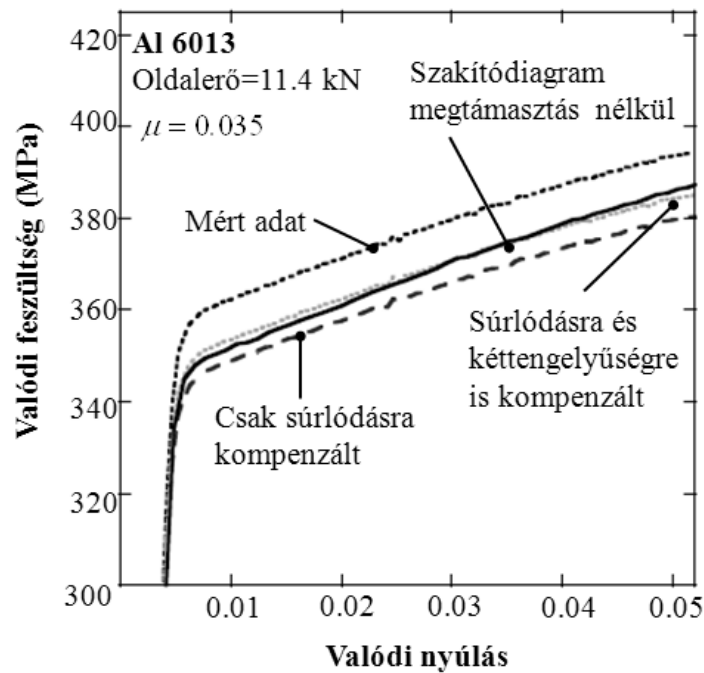


4.2. ábra. Ciklikus húzó-nyomó próbatest rajza

A próbatest méretének rögzítése után a hagyományos méretű próbatestek nyomó igénybevétel irányában jelentkező kihajlási jelenségének megakadályozására szolgáló megtámasztó készülék tervezése következett. A megtámasztó egység kialakításánál célul tűztem ki, hogy a megtámasztás folyamatos mérést tegyen lehetővé azáltal, hogy követni tudja a húzási tartomány során a próbatest hosszváltozását.

A kialakítás során szem előtt tartottam Boger és társai publikációjában [62] közölt eredményeket, amelyet a 4.3. ábra foglal össze. Ebben Bogerék a 3.6. ábra (a) részletén bemutatott, a kihajlás megelőzésére, alkalmazott két merev síklappal összeszorított próbatest vizsgálatánál alkalmazott mérési eljárásuk megtámasztó egységének mérést befolyásoló hatásait vizsgálták. A megtámasztó egység hatását csak a húzó alakváltozási tartományban elemezték, hiszen az összevetés alapjául szolgáló megtámasztás nélküli mért értékek felvétele a nyomó igénybevételi tartományban a támasztó egység nélkül nem lehetséges. Az így kapott eredményeket terjesztették ki a teljes alakváltozási ciklusra.

A 4.3. ábrán folytonos vonallal látható a megtámasztó egység nélkül mért szakítódiaagram. A felette, közel állandónak tekinthető feszültségértékkel eltolt pontvonal a megtámasztó egységgel felvett adatsort szemlélteti. Jó kenési állapotot feltételezve ($\mu = 0,035$) kompenzálták a mért adatsorukat a súrlódás elhagyásának figyelembevételével. Ezt mutatja a 4.3. ábrán a szaggatott vonal. Ezt követően a súrlódásra kompenzált görbét a megtámasztó egység összeszorítása miatt a lemezben létrejövő kéttengelyű feszültség komponens hatásával is kompenzálták. Az így kapott görbe már jó egyezéssel együtt fut a folytonos görbével.



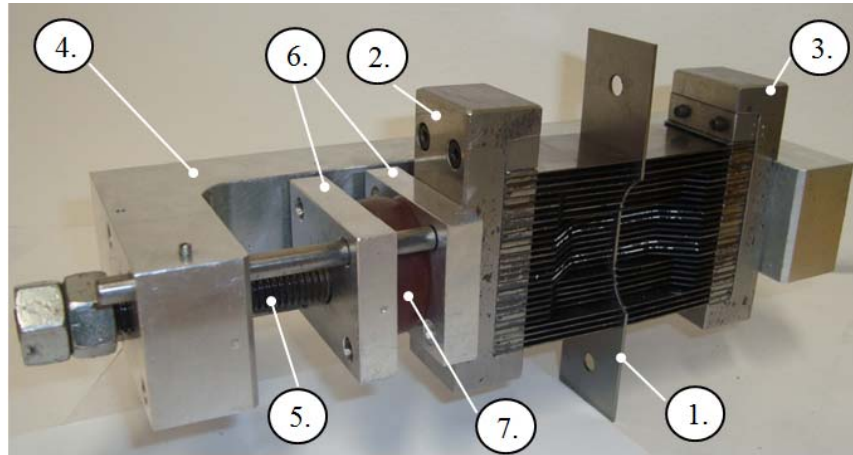
4.3. ábra. Megtámasztás hatása a mért értékekre [62]

A vizsgálat tanulságai a következők:

- még viszonylag kis súrlódási tényező értéknél is, arányaiban véve ez az elsődleges negatív hatás a megtámasztó egység használata során,
- a megtámasztó egység összeszorításából adódó kéttengelyű feszültségállapot, szakító görbét módosító hatása észlelhető, de ez akár lehet a vizsgálandó anyagban fellépő feszültségek mértékében olyan nagyságú is, hogy a mérésben, arányaiban véve elhanyagolható.

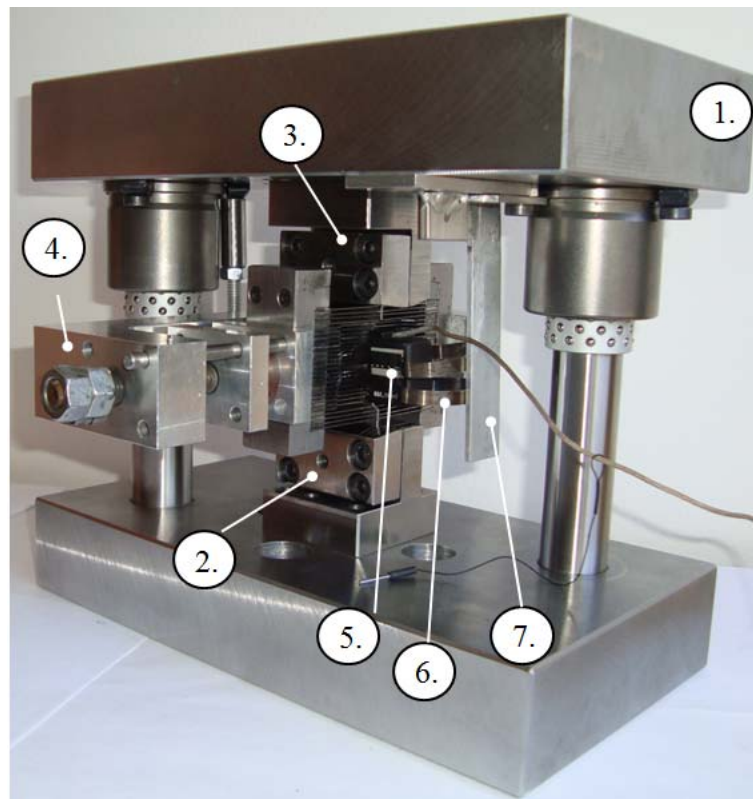
Az előbbieket figyelembevételével olyan megtámasztási megoldásban gondolkodtam, ami lehetőleg minimálisan függ a kialakuló súrlódási tényező értékétől. Ha van is valamilyen befolyásoló hatása, akkor az mindenkor valamilyen azonos értékkel figyelembe vehető. E gondolatsor alapján megtervezett megtámasztó egység a 4.4. ábrán látható.

A megtámasztó egység tényleges támasztást végző része, két egymással szembe fordított lemezsor, amit a próbatest (1) két oldalának feszítünk neki. A lemezsor anyaga 50CrV4 (1.8159) minőségű 0,5 mm vastagságú nemesített acélszalag, amelyek 1,5 mm-es távolságonként követik egymást. A megtámasztó lemezsort két szerelhető tartóegység (2) és (3) fogja össze. A lemezek szélessége követi a próbatest alakját, ezáltal biztosítva a teljes hosszon történő támasztást, és az extenzométer odaférjen a méréshez szükséges pozícióba. A két lemezsor egymásnak történő feszítését egy szorítókegnyel (4) segítségével oldottam meg. A szorítóerőt egy menetes szárral (5) mozgatott, és megvezetett nyomólapok (6) között helyezett poliuretán rugó (7) előfeszítése szolgáltatja.



4.4. ábra. Lemezsorral megtámasztott kihajlást megelőző egység

A 4.5. ábra az összeállított, ciklikus alakváltozás mérésre alkalmas mérőkészüléket mutatja. A ciklikus húzó-nyomó készülék alapjában véve egy két vezetősloppal átlósan megvezetett 300x160 mm méretű kétlapos szerszámház (1). A szerszámház megfelelő merevsége biztosítja a pontos egytengelyű terhelésátadást. A szerszámházat egy MTS egytetemes anyagvizsgáló rendszerre szereljük fel.



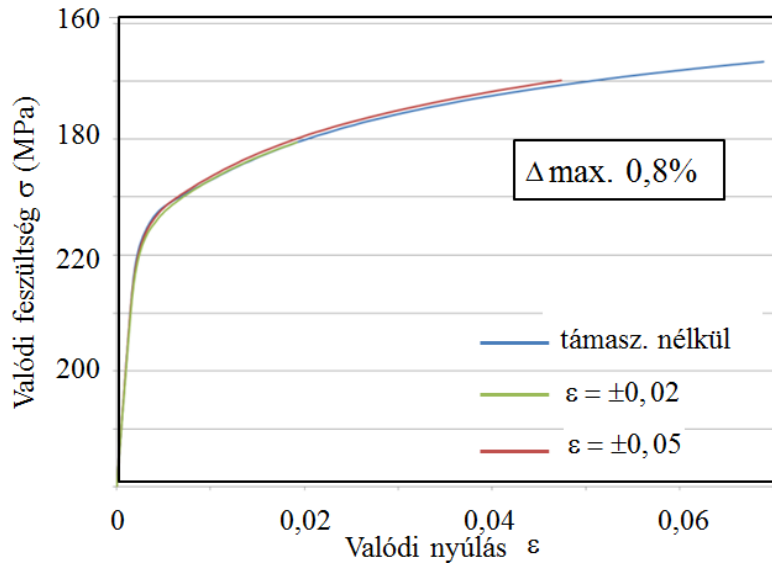
4.5. ábra. Lemezsorral megtámasztott ciklikus húzó-nyomó készülék

A szerszámház alsó és felső szerszámlapján helyezkedik el az alsó- (2) és felső-befogó (3). A befogás egytengelyűségét a szerszámlapok CNC megmunkálással végzett gyártása és a próbatest befogófején kialakított, átmérő 6 mm-es furat illesztőszegen történő pozicionálása biztosítja. A befogott próbatestre szereljük fel a megtámasztó egységet (4). Az alakváltozás mértékét egy 10 mm-es mérőél távolságú MTS 632.13C-20 típusú extenzométer (5) segítségével regisztráljuk. Az extenzométer rögzítését egy támasztólaphoz (7) nekinyomott két laprugó (6) segítségével biztosítjuk.

Mint minden kihajlást megelőző szerkezetnek, ennek a megoldásnak is vannak, a mérést befolyásoló hatásai: a következőkben ezekre térek ki. A 4.3. ábra alapján láthatjuk, hogy a megtámasztó szerkezetek legnagyobb mértékben a súrlódás miatt befolyásolják a mérést. A lemezsorral történő mérés egyik nagy előnye, hogy nincs relatív elmozdulás-különbség a támasztóegység és a próbatest között az alakváltozási ciklus során. Az előfeszített rugó hatására az egyes lemezek a próbatest adott érintkezési pontjának elmozdulásával megegyezően mozognak, azaz a mérés során nyílnak és záródnak össze, így lényegében súrlódás nem lép fel. Természetesen a lemezek hajlításához szükséges erőtöbblet megjelenik a mért erőértékekben, de ez egy mindenkor állandó érték, ami adott esetben kompenzálható, ellentétben a súrlódásból adódó erőtöbblettel, ami a kenési állapot sztochasztikus sajátosságából következően nehezen kompenzálható. A kérdés ezt követően már csak az, hogy mekkora mértékű kell legyen ez a kompenzáció.

Ennek meghatározására egy mérési sorozatot végeztem a húzási tartományban a megtámasztó lemezsorral és nélküle. Ennek eredménye látható a 4.6. ábrán.

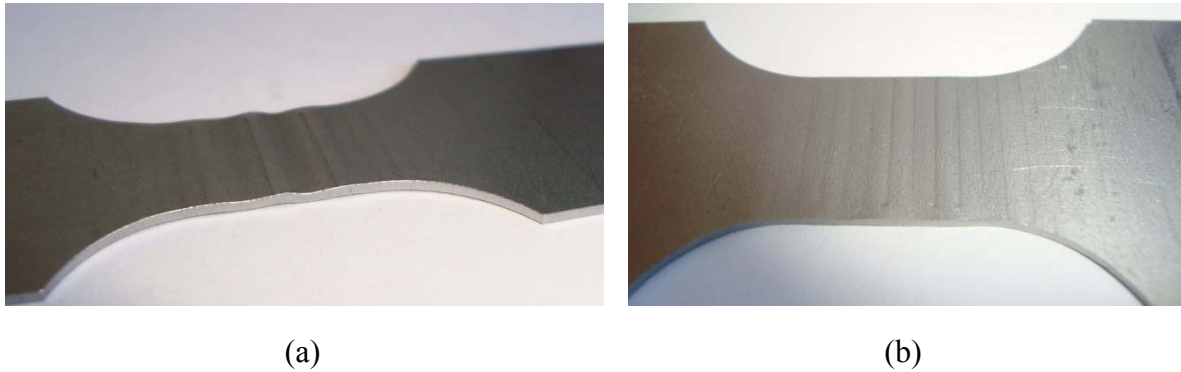
A 4.6. ábrán kék színű folytonos vonallal DP600-as anyagminőségen lemezsor nélkül végzett húzó igénybevétel feszültség-alakváltozás görbéje látható. Ezt követően felhelyeztem a támasztó lemezsort és elvégeztem egy $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási mértékű ciklikus vizsgálatot. Ennek eredménye látható a feszültség-alakváltozás függvényében piros színnel a húzó igénybevétel tartományában. Elvégeztem továbbá egy $\varepsilon = \pm 0,02$ mértékű alakváltozási ciklust is, amit a 4.6. ábrán a zöld színnel jelölt görbe mutat. A vizsgálatot megismételtem DP800 és DP1000 anyagminőségeken is. A megtámasztás szempontjából a legkisebb szilárdságú (DP600) acélon okozza a legnagyobb fajlagos hibát a lemezsor, de ennek maximális értéke 0,8 %. Ez az extenzométerrel végzett erőmérés elérhető maximális pontosságának tartományába esik, ezért a továbbiakban a lemezsor nyitására és zárására szükséges erőtöbbletet elhanyagoljuk.



4.6. ábra. Támasztó lemezsor hatása a húzó igénybevételi tartományban

A másik megválaszolása váró kérdés, hogy a lemezsor összeszorításához szükséges erő, hogyan befolyásolja a mért értékeket. Az már az irodalmi áttekintő részben is látszott, hogy ez az összeszorító erő, a súrlódásból származó erőttöbblet képest, kisebb mértékben jelent problémát, de hatása észlelhető. Nyilvánvaló, hogy minél kisebb értéken tartása kívánatos. Azonban azt is látni kell, ha ez az erő nem elegendő nagyságú, akkor a próbatest a nyomó igénybevétel hatására kihajlik. Az a 4.6. ábra alapján kijelenthető, hogy húzó igénybevétel esetén ez a szorítóerő hatás elhanyagolható. Mivel a mért görbékben ezt a hatást is figyelembe vettem és ezzel együtt nincs érdemi különbség a görbék között. Érdekesebb a kérdés a nyomó igénybevételnél, mert akkor az alakítási mérték növelésével a lemez is folyamatosan vastagodik és a lemezsor ebben gátolja. Az is kijelenthető, hogy az előfeszített poliuretán rugó a rendszer rugalmassága miatt ezt a hatást csökkenti. Mindazonáltal ezt az értéket kimérni a megtámasztás nélküli nyomó igénybevétel fizikailag nem kivitelezhető volta miatt nem lehetséges. Ezért ezen erő optimalizálására egy kísérletsorozatot végeztem el. Mindhárom lemezanyag tekintetében egy nyomatókkulcs segítségével szisztematikusan növelve a meghúzási nyomaték értékét alulról közelítve egy ideális összeszorítási erő meghatározható.

A 4.7. ábra (a) részletén az látható, hogy ha a meghúzási nyomaték kicsi, akkor a próbatesten lokális kihajlások jelennek meg. A kis szorítóerő miatt a próbatest egyes részein a síkhoz rendelt végtelennek tekinthető görbületi sugár lecsökken és elérheti azt az értéket, amin a hozzá legközelebb álló támasztólemez megcsúszik. A szétcsúszás során szétnyúló támasztólemezek növelik a nem megtámasztott próbatesthosszt, ami láncreakciószerűen növeli a kihajlás mértékét. Természetesen ez nem megengedhető.



4.7. ábra. Nem megfelelő támasztóerő hatásai

A 4.7. ábra (b) részlete azt az esetet mutatja, amikor a megszorítás túlzott mértékű, és két megtámasztás között a próbatest hordósodik. Ilyenkor a megtámasztó lemezek határozott lenyomatokat hoznak létre a próbatesten. Minden megtámasztás között lokálisan kéttengelyű feszültség-állapot jön létre, ami a teljes hossz mentén létrejövő kéttengelyű állapothoz képest kedvezőbb, de ennek ellenére ez sem megengedhető. Ha az alakváltozási ciklusok nagyságát csökkentjük, akkor a lenyomatok mélysége csökken, azaz a kéttengelyű feszültség hatás is csökkenthető. Ez a tény vezetett oda, hogy az anyagparaméterek meghatározása szempontjából kedvezőbb, ha a minél nagyobb alakváltozási ciklusok helyett, viszonylag kis alakváltozási amplitúdójú ($\varepsilon \approx \pm 0,02$) ciklusokat végeznek és előalakított próbatestekkel fokozatosan ölelnek át alakváltozási tartományokat. Ennek részleteit a 4.2 fejezetben ismertetem. Röviden összefoglalva a kéttengelyű feszültségállapot elkerülésére $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozási ciklusok mellett olyan szorítóerőt alkalmazok, amely megakadályozza a kihajlást, de nem hoz létre érzékelhető lenyomatot a próbatest felületén. Az egyes anyagokra vonatkozóan a szükséges előfeszítés értékeit mutatja az 4.1. táblázat.

4.1. táblázat. Az egyes anyagminőségekhez rendelt összeszorító nyomatékon és az abból származó erő, közelítő értékei

<i>Anyagminőség</i>	<i>Meghúzási nyomaték [Nm]</i>	<i>Szorítóerő [kN]</i>
DP600	4,5 Nm	~ 1,4 kN
DP800	6,6 Nm	~ 2 kN
DP1000	7,5Nm	~ 2,3 kN

4.2. Mérések végrehajtása

A mérések elsődleges célja az előzetes célkitűzésnek megfelelően anyagparaméterek meghatározása az AutoForm szoftverrendszer izotróp-kinematikus keményedésű anyagmodelljéhez a DP600, DP 800, DP1000 anyagminőségű nagyszilárdságú autóiipari lemezek tekintetében. A vizsgált anyagminőségek vegyi összetételét foglalja össze a 4.2. táblázat.

4.2. táblázat. A DP600, DP800 és DP1000 acélok vegyi összetétele

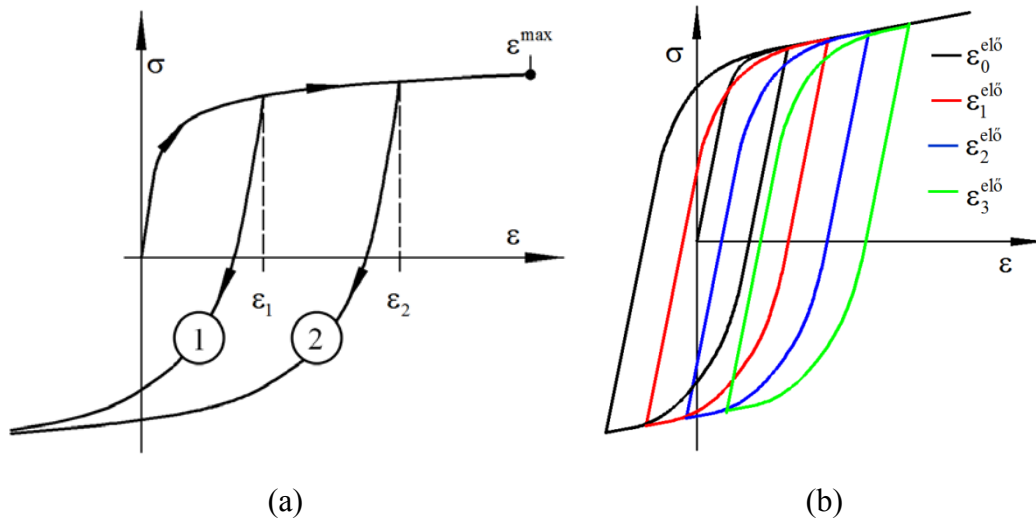
<i>Acél</i>	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>Cr</i>	<i>Ni</i>	<i>Al</i>	<i>Co</i>	<i>Fe</i>
DP600	0,118	0,217	0,785	0,022	0,023	0,040	0,051	0,015	többi
DP800	0,012	0,198	1,43	0,020	0,027	0,032	0,037	0,014	többi
DP1000	0,142	0,472	1,47	0,015	0,017	0,032	0,052	0,014	többi

Az vizsgált anyagminőségek mechanikai tulajdonságait a 4.3. táblázat tartalmazza.

4.3. táblázat. A vizsgált acélminőségek mechanikai tulajdonságai

<i>Acél</i>	<i>Lv. [mm]</i>	<i>R_{eH} [MPa]</i>	<i>R_m [MPa]</i>	<i>Martenzit %</i>	<i>E₀ [Gpa]</i>
DP600	1	351	670	18	206
DP800	1	555	847	32	206
DP1000	1	780	1004	50	206

Általánosan megfogalmazható tény, hogy egy adott fizikai jelenséget leíró összefüggés anyagparamétereit, az összefüggés érvényességi tartományának minél nagyobb részére kiterjesztve célszerű meghatározni. Ez az adott vizsgálat tekintetében egyre növekvő alakváltozási tartományú alakváltozási hiszterézis görbék felvételét jelenti. Az AutoForm izotróp-kinematikus anyagmodelljeinek kinematikus keményedéssel összefüggő anyag paramétereit a 4.8. ábra (a) részletén bemutatott 1 és 2-vel jelölt ciklusok tehermentesítési és nyomó igénybevételi tartományban regisztrált szakaszának felhasználásával lehet meghatározni. Az előbb elmondottak figyelembe vételével a mérési eljárást úgy kell megvalósítani, hogy lehetőleg e lefutó görbéket, meghatározott pontossággal a teljes alakítási tartományt lefedő módon tudjuk felvenni.

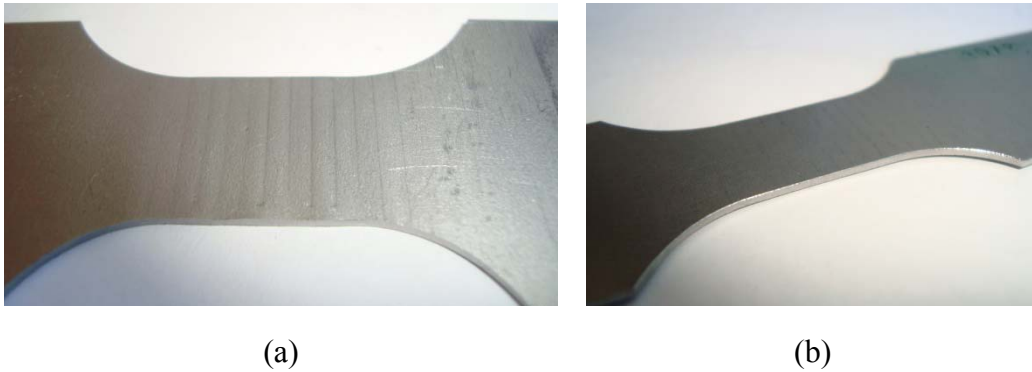


4.8. ábra. Az alakváltozási ciklusok lehetséges felvételi módszerei

Az alakítási tartomány maximális értékét a húzás során bekövetkező képlékeny instabilitási állapot megjelenése (a kontrakció jelensége) korlátozza. Ezért ennek meghatározására a mérőkészülékben a támasztó lemezsor felhelyezése nélkül szakítóvizsgálatokat végeztem mindhárom anyagminőséggel. Ennek eredménye alapján a DP600-as anyagminőség alakítási tartományának maximális értéke, $\varepsilon^{\max} = 0,12$ a DP800 anyagra $\varepsilon^{\max} = 0,08$ és végezetül a DP1000 anyagminőségre szintén $\varepsilon^{\max} = 0,08$ alakváltozási tartomány maximális méretének értékeit mértem.

Ezekben az alakítási tartományokban a vizsgálat történhet a 4.8. ábra (a) részletének megfelelően úgy, hogy a mérő készülékbe helyezett próbatesteket egyre nagyobb alakítási mértékű terhelésnek vetjük alá ($\varepsilon_1 < \varepsilon_2 < \dots < \varepsilon^{\max}$). Ennek a kivitelezési módszernek a hátránya látható a 4.9. ábra (a) részletén ahol a támasztólemezek egyre nagyobb mértékű lenyomatai figyelhetők meg. Ennek következménye, hogy a növekvő alakítási mérték hatására a próbatest nyomó igénybevételi szakaszán a lemezvastagság növekedése miatt növekszik a mérőkészülékek elemzésénél már bemutatott kéttengelyű hatás, ami a mérést kedvezőtlenül befolyásolja.

Ezért meg kell határozni, egy maximális alakítási tartomány mértéket, ahol ez a hatás még a mérés szempontjából elhanyagolható. Kísérlettervezési szakaszban végzett vizsgálataim során mindhárom anyagminőség tekintetében az $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozási tartomány volt megfelelő. A 4.9. ábra (b) részletén egy ilyen alakváltozási tartománynak kitett próbatest felülete látható, aminek felületén a megtámasztó lemezsor lenyomatainak elmaradása látható.



4.9. ábra. A megtámasztó lemezsor nyomai a próbatesten

Az $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozási tartomány a DP600 minőségű anyag maximális alakítási tartományának csupán $1/6$, és a másik két anyagminőség tekintetében is csak $1/4$ része. Felmerül a kérdés, hogyan lehet akkor ezt a tartományt kiterjeszteni. Erre a válasz a 4.8. ábra. (b) részletén látható. Nevezetesen az alakítási ciklusok maximális alakváltozási tartományát $\varepsilon = \pm 0,02$ -ban rögzítettem, az előzőekben elmondottak figyelembe vételével. Majd ezt követően a rögzített alakváltozási tartományú ciklusok középértékét folyamatosan a nagyobb alakváltozások irányába növeltem.

Ennek egy lehetséges fizikai megvalósítása, hogy meghatározott mértékben előalakított próbatesteket használunk. A próbatest teljes hosszában homogén előalakítási mértéket csak úgy lehet előállítani, ha egy nagyobb méretű próbatestet - például húzással - előalakítunk és ezt követően annak mérőhosszából kimunkáljuk a ciklikus vizsgálat próbatestét. Mivel a mérések során felmerülő problémák miatt több azonos kiinduló állapotban lévő próbatestre van szükségünk, az azonos mértékben előalakított próbatestek gyártási hatékonyságának növelése érdekében olyan mérőhosszal rendelkező szakító próbatesteket alakítunk elő, amelyek három ciklikus húzó-nyomó próbatest kimunkálását teszik lehetővé. Ezt szemlélteti a 4.10. ábra. Ez a módszer arra is garanciát ad, hogy a ciklikus vizsgálatra kimunkált próbatestek pontosan azonos előalakítási mértékkel rendelkeznek.



4.10. ábra. Előalakított próbatest és az abból ciklikus vizsgálatra kimunkált próbatestek

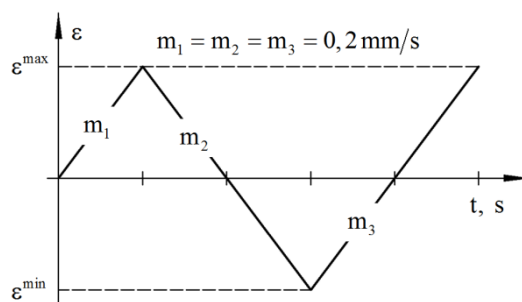
A méréseket a következő stratégia szerint hajtottam végre. Mindhárom anyagminőségen előalakítás nélküli próbatesteken $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozási tartományú ciklikus vizsgálatokat végeztem. Az egy vizsgálat során felvett ciklusok számát az előkísérletek tapasztalatai alapján három ciklusban határoztam meg, mivel a harmadik képlékeny hiszterézis során a feszültség-alakváltozás görbék a következő ciklusokban, a kiértékelés szempontjából, érdemben nem változtak. Ez összhangban van az ezen a területen fellelhető irodalmak eredményeivel is.

Az előalakítás nélküli próbatestek lehetőséget biztosítottak egy $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományú húzó-nyomó vizsgálat elvégzésére is. Ennek jelentősége abban áll, hogy így az általam tervezett mérőkészülékkel mért alakváltozási hiszterézisek összevethetők a 3.1. fejezetben bemutatott Yoshida és kutatótársai által kifejlesztett ciklikus húzó-nyomó készülékkel az $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokon DP600 anyagminőségen felvett mérések eredményeivel. Ellenőrizve ezzel a lemezsorral megtámasztott ciklikus húzó-nyomó mérőkészülékkel végzett mérések helyességét.

Ezt követően DP600 anyagnál $\Delta\varepsilon_p^{el6} = 0,01$ osztásközzel a 0,01-0,10 tartományban, DP800 anyagnál szintén $\Delta\varepsilon_p^{el6} = 0,01$ osztásközzel 0,01-0,06 tartományban és végezetül DP1000 anyagon a DP800 anyaggal megegyező lépéseknek és tartománynak megfelelően meghatározott előalakítási mértékkel rendelkező próbatesteket állítottam elő. E próbatesteken $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozási tartományú ciklikus húzó-nyomó vizsgálatokat végeztem el.

A próbatestek és a vizsgálati stratégia meghatározása után a ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok elvégezhetők. A vizsgálatokat az Anyagszerkezettani és Anyagtechnológiai Intézet Anyagvizsgáló Laboratóriumában található MTS gyártmányú, elektro-hidraulikus anyagvizsgáló berendezésen végeztem. Az alakváltozási ciklusokat, a próbatestre a 4.5. ábrán bemutatott módon rögzített, extenzométerrel mért, alakváltozási érték segítségével vezéreltem. A vezérlőprogramot az MTS által kifejlesztett MTS TestWare SX (ver 790.10) flexibilisen programozható alkalmazás segítségével a 4.11. ábrán látható vezérlőjelnek megfelelően állítottam elő.

A hiszterézis jelegű görbék sajátossága, hogy ha az adatgyűjtést csak egy változó szerint végezzük, akkor a görbe jellegéből adódóan a regisztrált pontsor nem lesz egyenközü. Például ha az adatokat csak az extenzométer által mért elmozdulásra gyűjtjük, akkor a paraméter meghatározás szempontjából nagy jelentőséggel bíró, meredeken változó leterhelési szakaszon nem lesz elegendő adatunk. Ezért a mérés során az adatgyűjtést mind az alakváltozásra mind pedig az erő tekintetében végeztük. Az extenzométer adatát 0,002 mm-ként gyűjtöttem az erőváltozást 50 N lépésenként regisztráltam. Az így kapott hosszváltozás-erő adatsor viszonylag egyszerű matematikai formulák alkalmazásával átszámítható alakváltozás-feszültség adatsorra.



4.11. ábra. Egy teljes alakváltozási hiszterézis hurok felvételéhez szükséges vezérlőjel időbeni lefutása

4.3. Mérési eredmények és elemzésük

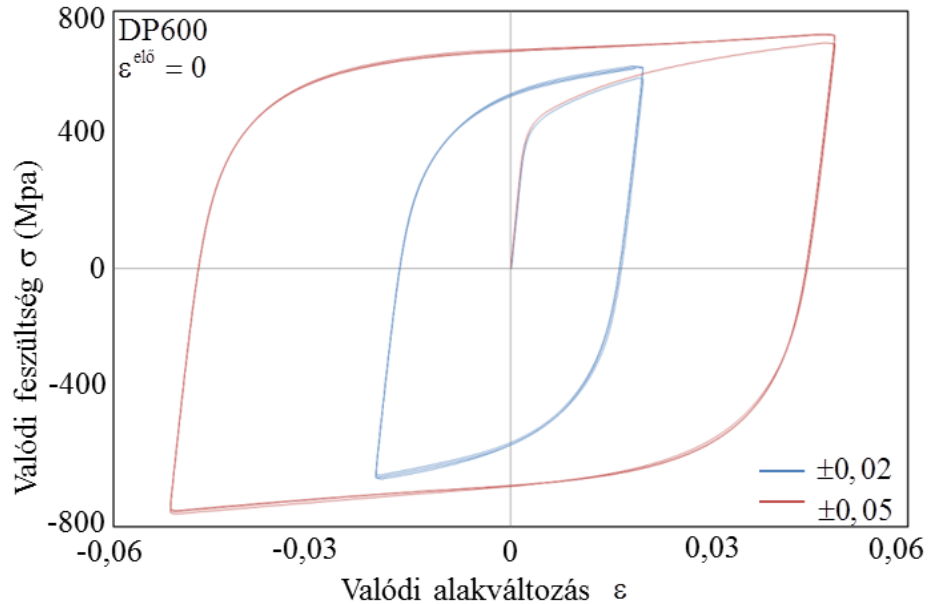
A regisztrált erő- és hosszváltozásokat az MTS TestWare SX alkalmazás egy Excel program által is közvetlenül olvasható adatfájlba gyűjti. Az adatfájl beolvasása és a szükséges matematikai számítások elvégzése után származtatott alakváltozási hiszterézis görbék láthatók előalakítás nélküli próbatesteknél DP600 anyagminőségre a 4.12. ábrán. Az ábra alapján a következő megállapítások tehetők.

A mérés kezdetén a húzó igénybevételi szakaszban mind az $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozáshoz tartozó kék színű görbe, mind a $\varepsilon = \pm 0,05$ mértékű piros színű görbe a közös szakaszukon, a mérési hibahatáron belül, együtt haladnak. Erről a mérő készülék konzekvens viselkedésére lehet következtetni. Mindkét görbén látható, hogy az első ciklus után az anyag, keményedő jelleggel növeli (tágítja) a következő ciklus területét a feszültség irányában. A második ciklust követően ez a keményedési jelenség a két egymást követő ciklushoz viszonyítva elhanyagolható és beáll egy telítődési állapot. Ennek következménye, hogy 3-nál több alakváltozási ciklusra nincs szükség.

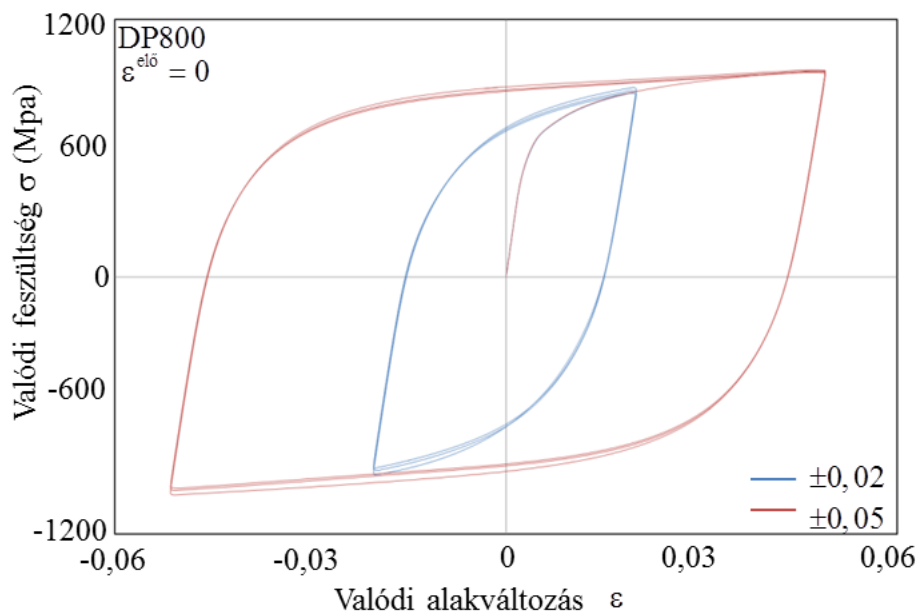
A 4.12. ábrához kapcsolódóan megfogalmazott kijelentések helytállóak a DP800 és DP1000 anyagminőségek előalakítás nélküli feszültség-alakváltozás kapcsolatát leíró (4.13. és 4.14. ábra.) görbékre is, azzal a megjegyzéssel, hogy az első ciklus utáni feszültség amplitúdóban jelentkező változás kisebb mértékű. Ezek az anyagok már nem képesek akkora keményedésre az egyensúlyi állapot elérése előtt.

A DP800 és DP1000 $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási mértékkel végzett ciklikus vizsgálatánál, jól látható, hogy az egyes ciklusokhoz tartozó feszültség-alakváltozás görbék már szinte nem megkülönböztethetők. Ennek magyarázata, hogy ezen anyagok $\varepsilon^{\max} = 0,08$ értéknél már elérik szakítószilárdságukat és a folyási görbájük meredeksége ebben a $0,05 < \varepsilon < 0,08$ alakváltozási tartományban minimális, ezért az alakváltozási ciklusait, a

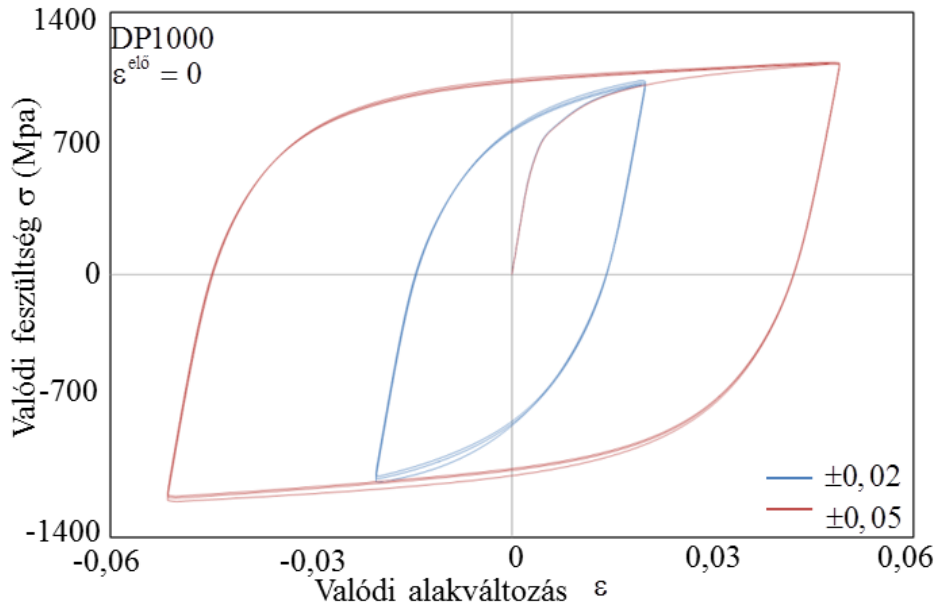
nagyobb feszültség irányában már tágítani nem tudják, az első felterhelés során elérik az erre az alakváltozási amplitúdóra jellemző telítési feszültség értéküket.



4.12. ábra. Előalakítás nélkül, $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokban DP600 anyagon felvett feszültség-alakváltozás ciklusok



4.13. ábra. Előalakítás nélkül, $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokban DP800 anyagon felvett feszültség-alakváltozás ciklusok

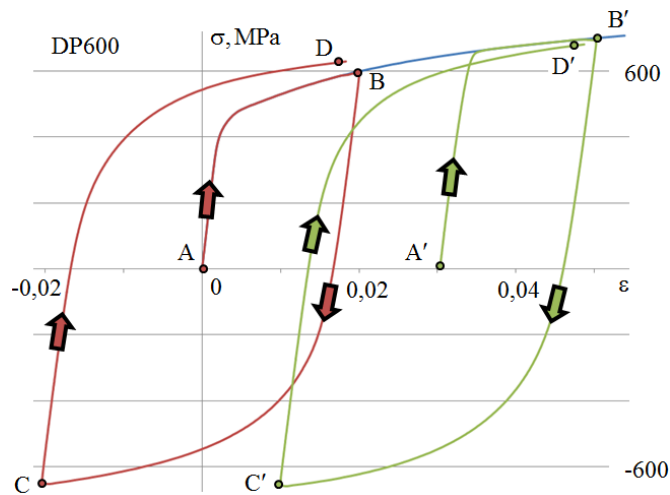


4.14. ábra. Előalakítás nélkül, $\varepsilon = \pm 0,02$ és $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományokban DP1000 anyagon felvett feszültség-alakváltozás ciklusok

A 4.16. ábra a DP600 acélminőségre vonatkozóan különböző színekkel jelölve mutatja az előalakítás mértékét $\varepsilon = \pm 0,02$ alakváltozási tartományban felvett előalakított próbatestek feszültség-alakváltozási görbéin. Jól látható, hogy a meghatározott előalakítási mértéknek megfelelő osztásközzel felvett, feszültség alakváltozási ciklusok az állandó alakváltozási amplitúdó mellett, a lehetséges alakváltozási tartományon több kiértékelésre alkalmas görbét eredményeznek. Az előalakítás mértékének növelésével, a hiszterézis hurkok folyamatosan és egyre nagyobb mértékben szűkülnek. Ez az egy anyagon belül tapasztalható fáradási keményedés/lágyulás jelenség az eltérő alakítási folyamatok következményeként kialakuló eltérő diszlokációs szerkezettel magyarázható.

Az ábrával összhangban érdemes felhívni a figyelmet a fémek fáradási folyamataival összefüggésben jelentkező fáradási keményedés/lágyulás jelenség változó megjelenésére a hiszterézis hurkok változásának függvényében, amit a szemléletesség kedvéért a 4.15. ábrán mutatok be DP600 anyagminőségen. Az ábrán kék színnel a támasztó lemezor nélkül húzással felvett valódi feszültség-alakváltozás görbe látható. A balról az első piros színnel jelölt $\varepsilon_p^{\text{elő}} = 0$ előalakítás nélküli hiszterézis hurok a 4.12. ábrával kapcsolatban már tárgyalt keményedésnek megfelelően a telítődési szintjének megfelelő feszültség eléréséig tágul. Ez látható az első ciklus feszültség-alakváltozás görbéjén az *A*, *B*, *C* és *D* pontoknak megfelelő útvonalon. Az adott előalakítási mértékhez tartozó hiszterézis görbe további ciklusait azért nem ábrázoljuk, mert a második ciklus feszültség irányában mutat még némi keményedést, de a következő ciklusok már a telítési diszlokációs szerkezethez tartozó feszültségi szinten állandósulnak.

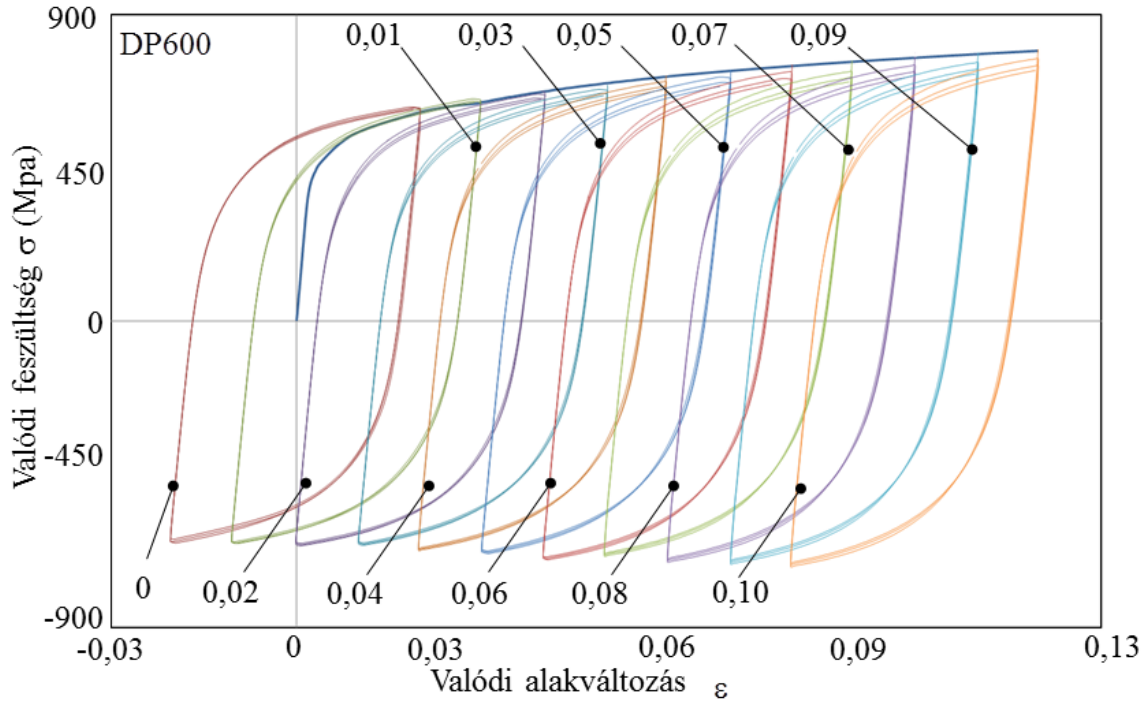
Az előalakítás nélküli próbatest fáradási keményedésével ellentétben az $\varepsilon_p^{eló} = 0,03$ mértékben előalakított próbatesten végzett ciklikus húzó-nyomó vizsgálat első terhelési ciklusa során felvett, a 4.15. ábrán zöld színnel jelölt görbén az A' , B' , C' és D' útvonalnak megfelelően fáradási lágyulás figyelhető meg. A további ciklusokat az előzőekben elmondottaknak alapján nem ábrázoljuk.



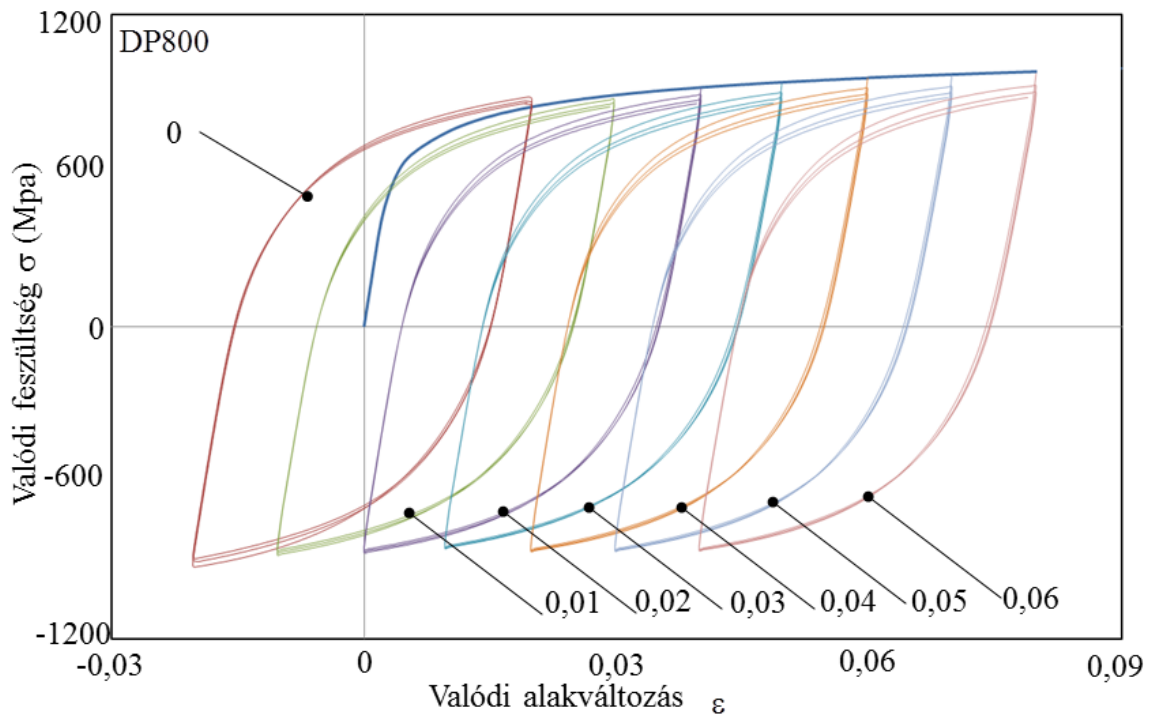
4.15. ábra. Fáradási keményedés és lágyulás folyamata az előalakítás függvényében

A különféle diszlokációs szerkezetek fajtaival és kialakulásának folyamatával számtalan irodalom foglalkozik [67], [68]. Röviden összefoglalva az alapvető különbség abból adódik, hogy a különböző igénybevételek hatására különböző diszlokációs szerkezetek jönnek létre. Az előalakítás nélküli állapotban lengő igénybevételnek kitett lemezben a lengő igénybevételnek megfelelő diszlokációs szerkezetet alakul ki. Ebben az alakítás hatására bekövetkező diszlokáció sokszorozódás és a fárasztásra jellemző diszlokáció reakciók valószínűségét növelő diszlokáció szám csökkenés szuperpozíciójaként kialakul egy egyensúlyi diszlokációs szerkezet. Az telítődés eléréséig a két párhuzamosan játszódó folyamat eredőjeként fáradási keményedés jelentkezik. Ennek eredménye a 4.15. és 4.16. ábrán piros színnel jelölt előalakítás nélküli próbatesthez tartozó hiszterézis hurok, tágulásában jelentkezik

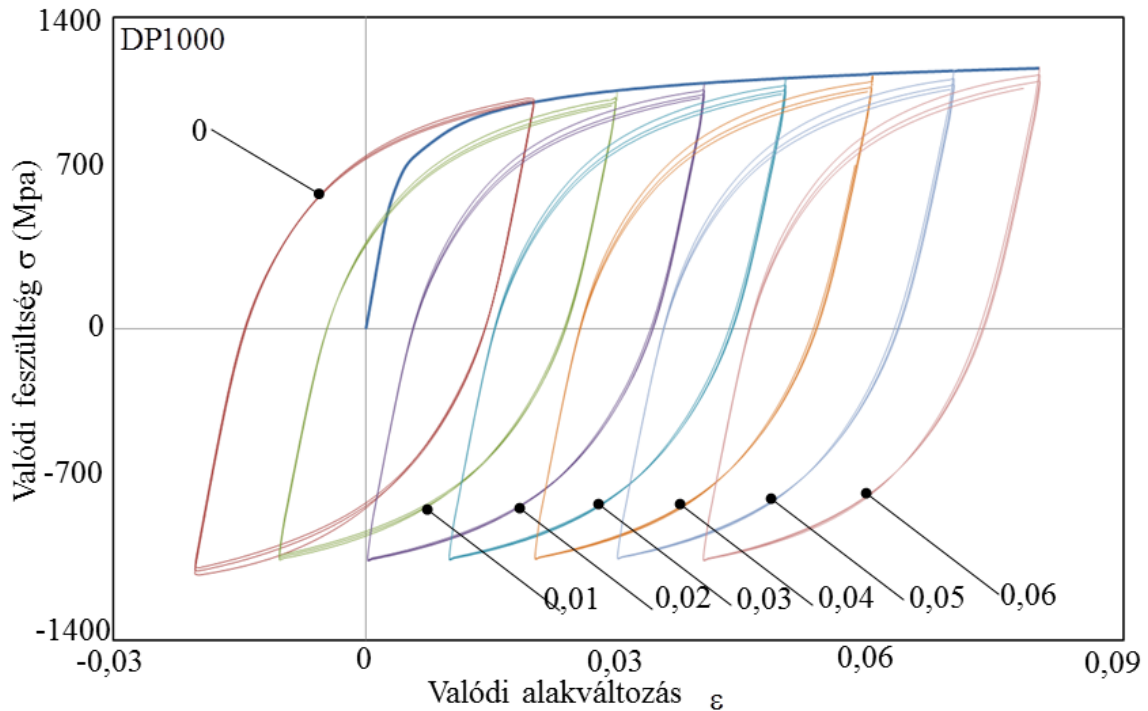
Az előalakítás során alkalmazott egyirányú húzó igénybevétel kialakítja a rá jellemző diszlokációs szerkezetet. Az ezt követő lengő igénybevétel során a diszlokáció reakcióknak köszönhetően dominánsabb lesz a diszlokációk számának csökkenése, a diszlokációk átrendeződése és ez fáradási lágyulásként jelentkezik az előalakított próbatestek hiszterézis hurkain. Ebben az esetben a hiszterézis hurok felülről közelíti az telítési diszlokációs állapothoz tartozó feszültség szintet.



4.16. ábra. Különböző előalakítási mértékkel rendelkező DP600 anyag, $\varepsilon = \pm 0,02$ alakítási tartományon felvett alakváltozási hiszterézis görbéi



4.17. ábra. Különböző előalakítási mértékkel rendelkező DP800 anyag, $\varepsilon = \pm 0,02$ alakítási tartományon felvett alakváltozási hiszterézis görbéi



4.18. ábra. Különböző előalakítási mértékkel rendelkező DP1000 anyag, $\varepsilon = \pm 0,02$ alakítási tartományon felvett alakváltozási hiszterézis görbéi

A DP600 anyagminőség elemzésénél ismertetett a folyamatok a DP800 és DP1000 anyagok tekintetében is megfigyelhetők a 4.17. és 4.18. ábrákon. A különbség annyi, hogy a nagyobb folyáshatárral rendelkező anyagnál a ciklikus keményedés/lágyulás átmenete egyre kisebb előalakítási értéknél jelentkezik. Az alakváltozási hiszterézis görbék előzőekben ismertetett elemzése után rátérek a hiszterézis görbék jellegzetes szakaszainak felhasználásával előállított anyagparaméterek meghatározásának tárgyalására.

4.4. Az anyagparaméterek meghatározása

Ahogy az anyagtvények ismertetése során már az AutoFormban használt anyagmodellnél a 2.5.5. fejezetben bemutatam, az AutoForm izotróp-kinematikus anyagmodelljének a visszarugózással kapcsolatos kinematikusan keményedő viselkedését alapvetően négy anyagparaméter határozza meg. Ezek rendre a γ , χ , K , ξ paraméterekkel jellemezhetők. Az AutoForm modelljében a húzó és nyomó igénybevételek tartománya élesen elkülönül egymástól. A kinematikus keményedés paraméterei pusztán a leterhelési és az azt követő nyomó igénybevételei szakaszból meghatározhatók a (2.75) képlet felhasználásával. Mivel a fenti összefüggést az AutoForm egy lineáris és egy nem lineáris

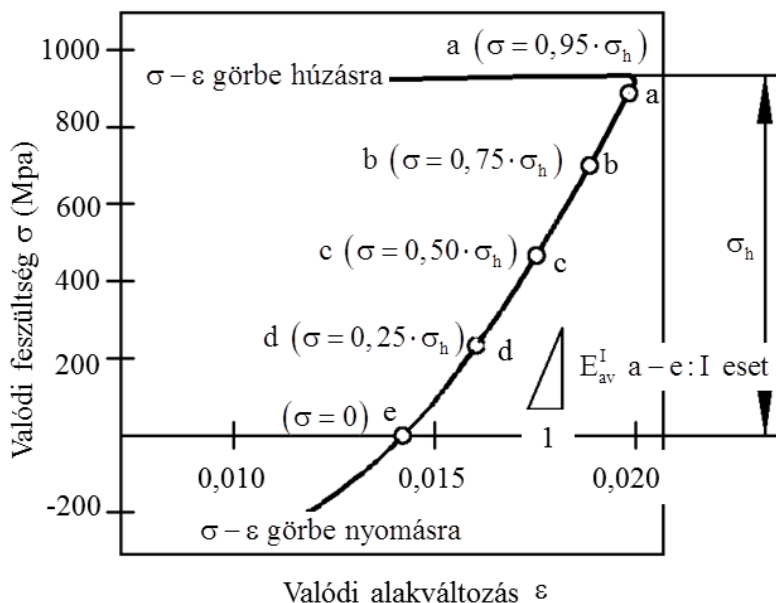
tag összegéből állítja elő ezért a paraméterek meghatározása során célszerű az egyik majd másik tagban szereplő paraméterek meghatározását két alfejezetben tárgyalni.

4.4.1. A rugalmassági modulus csökkenésének anyagparaméterei

A lineáris rész alapvetően a rugalmassági modulus előzetes alakítás hatására bekövetkező csökkenésével van összefüggésben. A rugalmassági modulus csökkenésének leírását Yoshida és társai [63] a mérési eredményeikből származtatott exponenciális alakú közelítés (2.74) matematikai képletben megfogalmazott alakban adják meg. Az egyenletben szereplő $\gamma(\varepsilon_p)$, a kiinduló rugalmassági modulusához (E_0) viszonyított csökkenésének százalékos arányát határozza meg, amíg a $\chi(\varepsilon_p)$ paraméter a csökkenés intenzitásával arányos. A paraméterek meghatározásának menete a 4.19. ábra jelöléseivel összhangban a következő:

- ábrázolni kell, a ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok eredményeként előállt leterhelési görbéket;
- azonosítani kell a leterhelési görbén az a , b , c , d és e pontokat;
- az adatsor felső 5%-át ($0,95 \cdot \sigma_h < \sigma < \sigma_h$) a görbéről le kell választani, mivel az igénybevétel itt lejátszódó irányváltása miatt a görbén mérési anomáliákat okozhat;
- lineáris illesztéssel közelíteni kell a görbéket rendre az $a-e$ (I. eset), $a-d$ (II. eset), $a-c$ (III. eset) és az $a-b$ (IV. eset) szakaszokon.

Ezt rendre végre kell hajtani az adott anyagminőségek különböző előalakítási értékeinél, majd ezt követően az egyes szakaszok meredekségként meghatározott ún. átlagos rugalmassági modulus értékeket (E_{av}) a három anyagminőségre az előalakítás függvényében ábrázolni kell. Ezt mutatják a 4.20-14. ábrák a DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségekre.



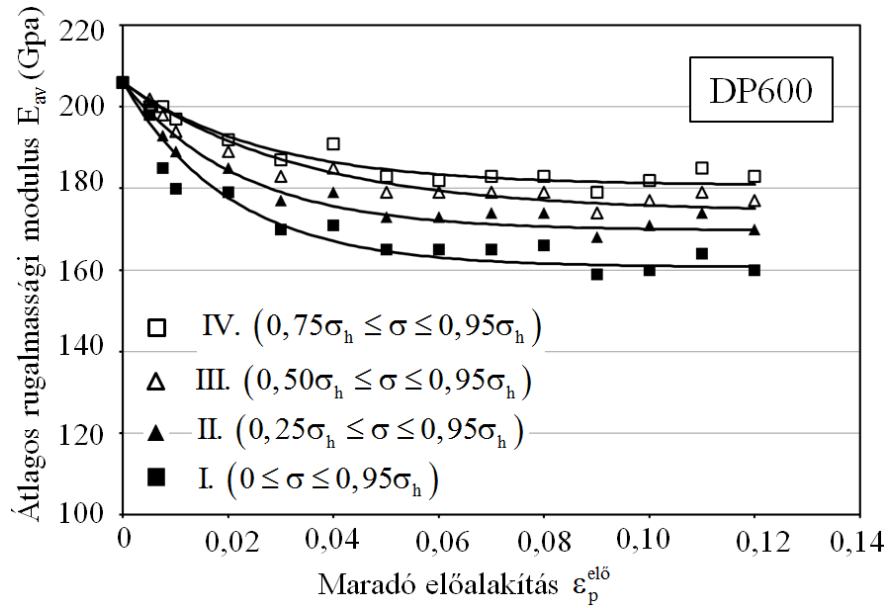
4.19. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus értelmezése

Az így kapott pontokra a MATLAB program Curve Fitting moduljának felhasználásával a (2.76) képletnek megfelelő alakú közelítő görbét illesztünk. Ezt követően az előre beállított paramétertartomány figyelembevételével, a legkisebb hiba négyzetösszeg elv felhasználásával a görbe illesztő modul meghatározza az optimális közelítést adó γ és χ paramétereket. Ez látható folytonos vonallal az ábrák megfelelő pontsoraira fektetve.

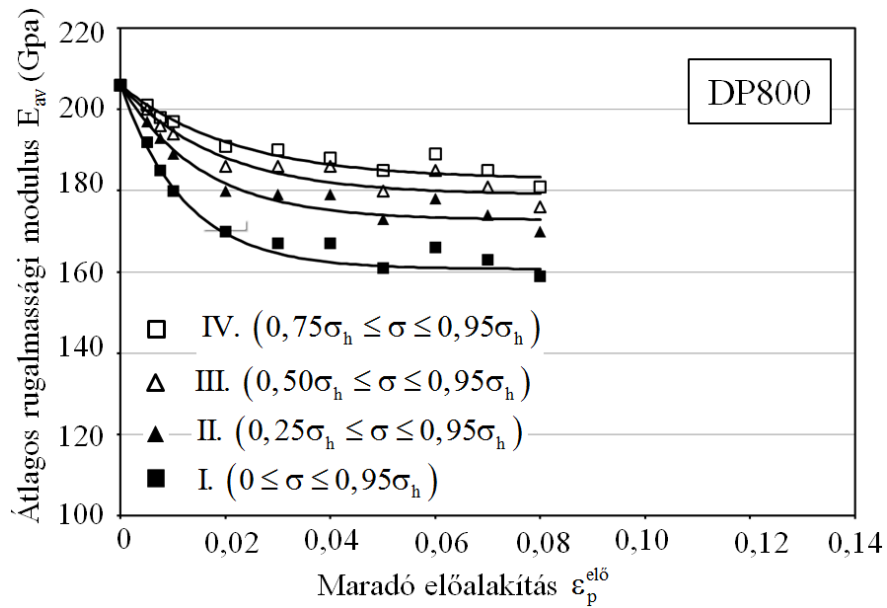
Az ábrák elemzése során megfigyelhető, hogy ha a linearizált szakasz hosszát növeljük, akkor egyre kisebb átlagos rugalmassági modulus értéket kapunk. Továbbá az is látható, hogy egy azon linearizációs esetre illesztett görbék egy azon anyag tekintetében a telítődési értékhez közeledve párhuzamosan eltolva követik egymást. Az egyes anyagminőségekre az egyes linearizációs szakaszokon illesztéssel meghatározott görbék paramétereit foglalja össze a 4.4. táblázat.

4.4. táblázat. Az egyes anyagminőségek γ és χ értékei

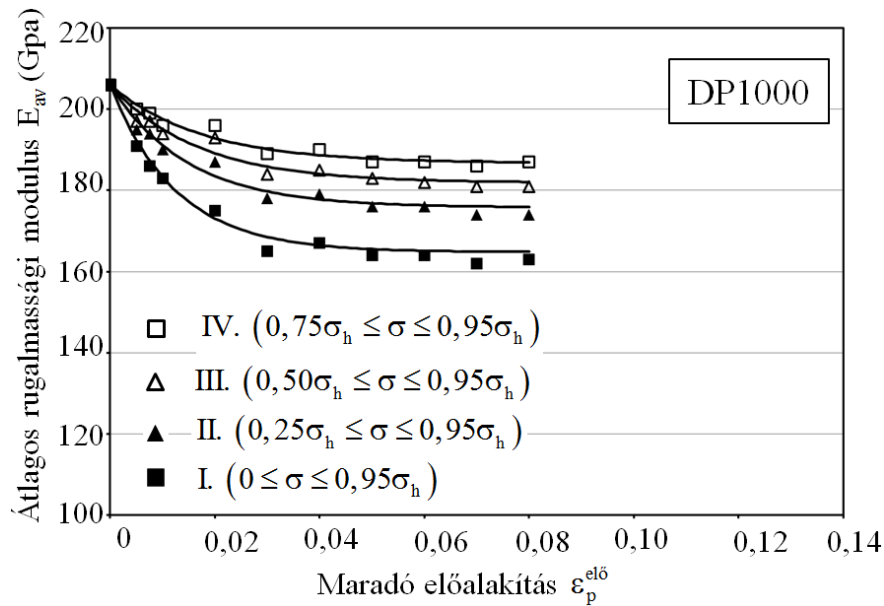
	DP600				DP800				DP1000			
	I.	II.	III.	IV.	I.	II.	III.	IV.	I.	II.	III.	IV.
γ	0,22	0,177	0,154	0,123	0,22	0,161	0,131	0,113	0,20	0,146	0,117	0,094
χ	49	45	30	37	82	65	54	46	80	68	60	57



4.20. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus változása DP600 acélminőségénél az előalakítás függvényében



4.21. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus változása DP800 acélminőségénél az előalakítás függvényében



4.22. ábra. Az átlagos rugalmassági modulus változása DP1000 acélminőségénél az előalakítás függvényében

A paraméterek meghatározása során érdemes elemezni a rugalmassági modulus csökkenés egy alapvető értelmezésbeli különbségére a klasszikus izotróp-kinematikus modellek és az AutoForm anyagmodellje között. A klasszikus elméletek (pl. a Y-U modell) a rugalmassági modulus csökkenését leíró paraméterek meghatározásánál a lehető legnagyobb szakaszon meghatározott (*a-e* szakasz) E_{av}^I értéket tekintik a számítás alapját képező értéknek, azaz a rugalmassági modulus csökkenését leíró paramétereket az alsó pontsorra illesztett függvény paramétereivel azonosítják.

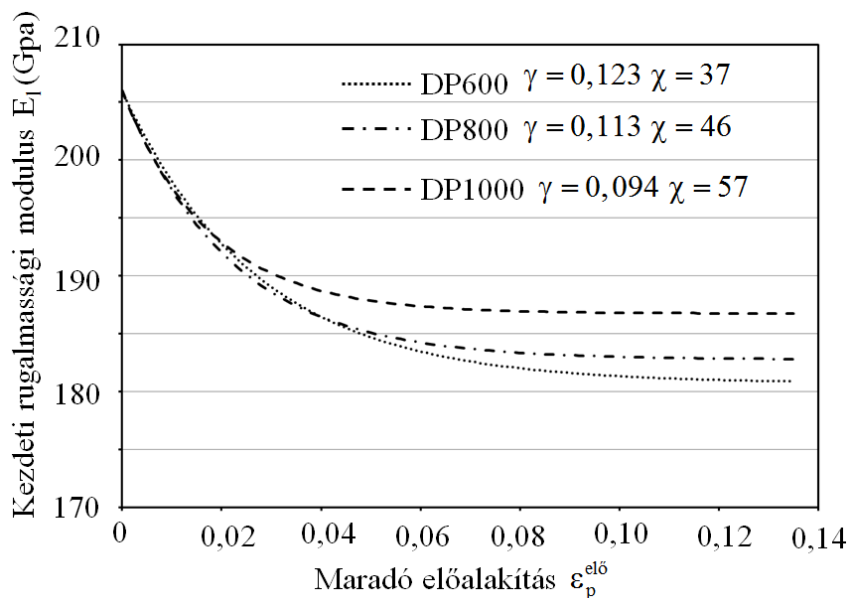
Ezzel szemben az AutoForm az E_1 paraméter alatt, a tehermentesítési szakasz kezdeti részének lineáris közelítéséből számított rugalmassági modulus érti. Ez az ellentmondás abból adódik, hogy míg a klasszikus modellek globálisan együtt kezelik az alakítási ciklusokat, addig az AutoFormban élesen különválnak a húzási és nyomási igénybevételek szakasza. Az AutoFormban az ellentétes alakváltozási mérték a (2.75) képletnek megfelelő összefüggésében a lineáris tag szerepe csak az ellentétes irányú alakváltozás korai szakaszában dominál, ezért a linearizáció nagyobb tartományra történő kiterjesztésének nincs értelme. Ezt támasztja alá a későbbiekben ismertetésre kerülő K paraméter meghatározásánál tapasztalt jelenség is, nevezetesen az ellentétes irányú alakváltozás (2.75) képlete az E_1 a tehermentesítés kezdeti szakaszára jellemző rugalmassági modulus is tartalmazza. A K paraméter meghatározásánál vizsgáltam, hogy milyen szakaszon linearizált E_1 értékkel tudom a legkisebb hibával közelíteni a mérési adatsort. Ha a

linearizáció a felső IV. esetnek megfelelő rövidebb szakaszon történt, akkor pontosabb illeszkedést tapasztaltam.

Ezek figyelembevételével az AutoForm anyagmodelljében a rugalmassági modulus csökkenését leíró egyenlet paramétereinek meghatározásánál a mért adatsor felső negyedében linearizált értékeket használtam fel.

Ezen értékekkel számított γ és χ értékeket foglalja össze a három anyagminőségre a 4.23. ábra. Az ábrából látható, hogy különböző anyagminőségek paramétereiben eltérések tapasztalhatók. Azt, hogy a paraméterek ilyen nagyságrendben tapasztalható eltérése érdemben befolyásolja-e a visszarugózási jelenséget a következő, 5. fejezetben vizsgálom.

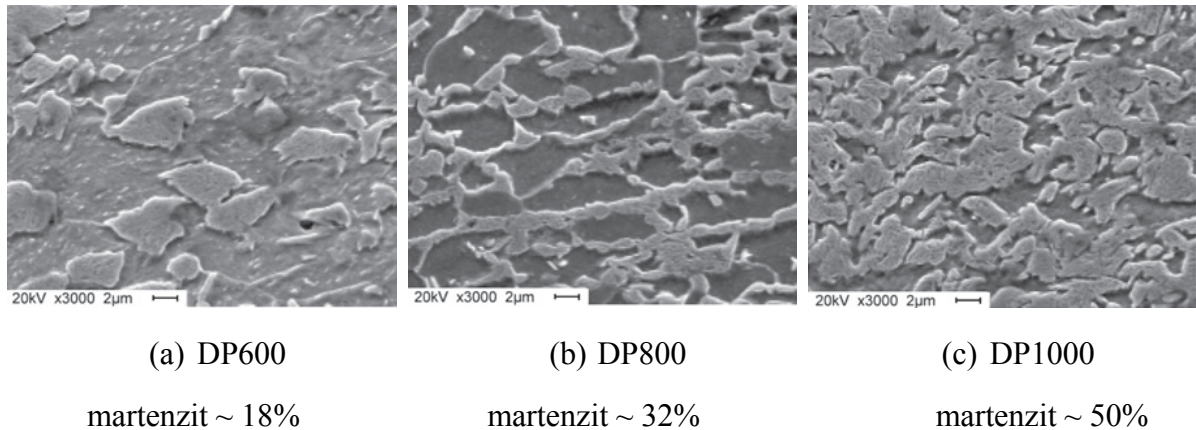
A DP600 anyag $\gamma=0,123$ értéke mutatja, hogy a három anyag tekintetében a rugalmassági modulus csökkenésének mértéke itt a legnagyobb és az állandósult érték eléréséhez ($\chi=36$) ez az anyag igényli a legnagyobb előzetes alakítási mértéket ($\sim \varepsilon_p^{\text{elő}} = 0,12$). A vizsgált három anyag közül a másik határállapotot a DP1000 anyagminőség jelenti. Ennél a rugalmassági modulus csökkenésének maximális mértéke csak 9,4%, és az állandósult érték elérése már $\varepsilon_p^{\text{elő}} \approx 0,06$ alakítási mértéknél bekövetkezik. A DP800 anyag paraméterei e két határállapot között, de a DP600 anyagparamétereikhez közelebb helyezkednek el.



4.23. ábra. A vizsgált anyagminőségekre meghatározott γ és χ anyagparaméterek

A 4.23. ábra alapján tehető további lényeges megjegyzés, hogy ha nincs lehetőségünk meghatározott osztáslépésekkel a teljes alakváltozási tartományt vizsgálni és csak az egyensúlyi érték meghatározására törekszünk, akkor célszerű $\varepsilon_p^{elö} > 0,05$ előalakítási érték felett vizsgálni.

Az anyagparaméterek eltérésének magyarázata nyilvánvalóan az anyagszerkezeti különbségekre vezethető vissza. Több egymástól független kutató, pl. Cobo és kutatótársai [69], Padmanabhan és társai [72] Wang és társai [70], [71] több publikációban foglalkoztak a DP acélok szövetszerkezetével és az ezzel összefüggő visszarugózás vizsgálatával. Pásztázó elektron-mikroszkópos szövetszerkezet vizsgálataik eredményeit mutatja a 4.24. ábra.



4.24. ábra. DP acélok szövetszerkezet vizsgálati eredményei [71]

A mikroszkópi felvételeken sötétebb alapszínnel a ferrit szövetelem, világosabb színnel a martenzit látható. A felvételek alapján kijelenthető, hogy a DP600 és DP800 acélok ferrites alapszövetbe ágyazott martenzit szövetelemeket tartalmaznak és közöttük csak a martenzit százalékos mennyiségében van eltérés. Ez magyarázza az alapjaiban véve közel azonos viselkedést és anyagparaméterek hasonló értékét is. Ugyanakkor a martenzit százalékos mennyiségében mutatkozó eltérés magyarázza a viselkedésükben mutatott kis eltérést is.

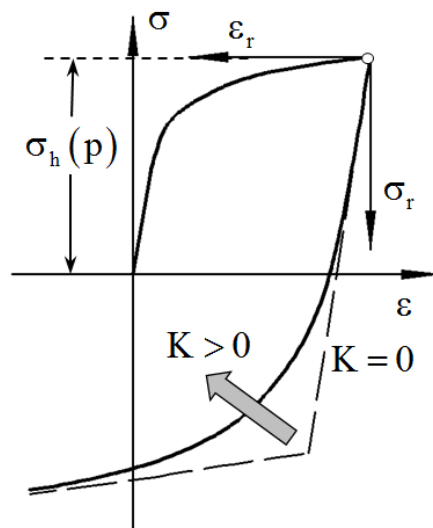
A DP1000 anyagminőség tekintetében jelentős változás, hogy mintegy fele-fele arányban tartalmaz ferrit és martenzit szövetelemeket. A növekvő százalékos martenzit arány lehetőséget biztosít bizonyos helyeken összefüggő martenzites alapszövet kialakulására, amiben a ferrit a beágyazott szövetelem. Ezzel az alapvető különbséggel magyarázható, hogy DP1000 anyagparamétereinek dominánsabb eltérése a másik két vizsgált acélminőséghez viszonyítva.

4.4.2. A teljes ellentétes irányú alakváltozási tartomány anyagparaméterei

A teljes ellentétes irányú alakváltozási tartomány leírásához a (2.75) képlet lineáris és nem lineáris tagját fel kell használni. A tartomány nagyobbik részében az összefüggés nem lineáris része a dominánsabb. A nem lineáris rész viselkedését alapjaiban a K paraméter határozza meg. Mivel a DP acélokra nem jellemző az alakítási keményedés ingadozásának jelensége a továbbiakban ezzel a jelenséggel összefüggésbe hozható ξ paraméter meghatározásával nem foglalkozom.

A K paraméter értelmezését mutatja be a 4.25 ábra. Ezen látható, hogy ez a paraméter az átmeneti alakítási keményedés jellegét határozza meg. K minél nagyobb értéke az átmeneti tartomány elnyújtásához vezet. A K meghatározásához szükségünk lesz az elvégzett ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok teljes leterhelési és nyomó igénybevételi szakaszban mért adattartományára.

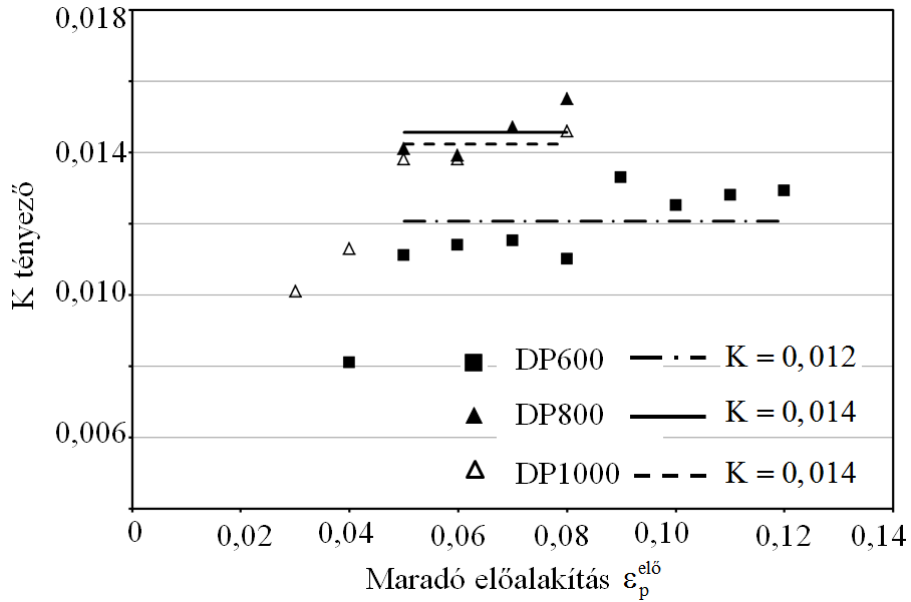
A teljes adatsort a MATLAB Curve Fitting moduljába beolvasva és az adott alakváltozási hiszterézis hurkokról leolvasott további szükséges bemeneti adatokat $\sigma_h(p)$ és E_1 értékét felhasználva a (2.75) egyenlettel megadott formulának megfelelő görbeillesztést hajtunk végre. Ezt követően a görbeillesztő modul a megadott függvényalaknak megfelelően görbe illesztéssel a mérés során a K paraméter értékét a lehető legpontosabb illeszkedés figyelembevételével optimalizálja. Ezzel az elvvel majdnem minden alakítási hiszterézis egy K értéket szolgáltat.



4.25. ábra. A K paraméter értelmezése

A K értékének változását a vizsgált anyagminőségekre a 4.26. ábrán az előalakítás függvényében szemléltettem. Ezt követően az adatsor tendenciájából erősen kiugró

adatokat nem figyelembe véve egy átlagos K értéket határoztam meg mindhárom anyagminőségre. Ezek után a K értéke DP600 acélminőségnél $K=0,012$ értékre adódott, a másik két anyag K értéke az AutoForm beviteli párbeszéd ablakának három tizedes jegyre történő kerekítése miatt $K=0,014$ érték lett.



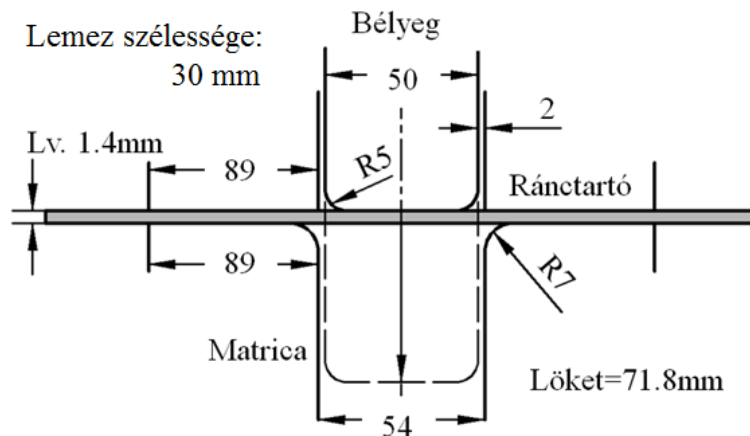
4.26. ábra. A K paraméter értékei különböző anyagminőségekre az előalakítási mérték függvényében

Érdekességként megjegyzem, hogy amíg a lineáris alakváltozási rész paramétereit tekintetében a DP600 és DP800 acélok viselkedtek hasonlóan, addig a K paraméter vonatkozásában a DP600 acél tér el jobban a másik két anyagminőségtől.

5. AZ ANYAGPARAMÉTEREK ÉRZÉKENYSÉGI VIZSGÁLATA NUMERIKUS SZIMULÁCIÓVAL

A 4.4. fejezetben meghatározott anyagparaméterek különbözőséget mutatnak. Ebben a fejezetben azt vizsgálom, hogy ezek a különbségek relevánsak-e a visszarugózási mérték tekintetében. Az anyagparaméterek hatásának numerikus módszerrel történő elemzését az AutoForm R3.1 célorientált, végelemes programrendszerrel végeztem.

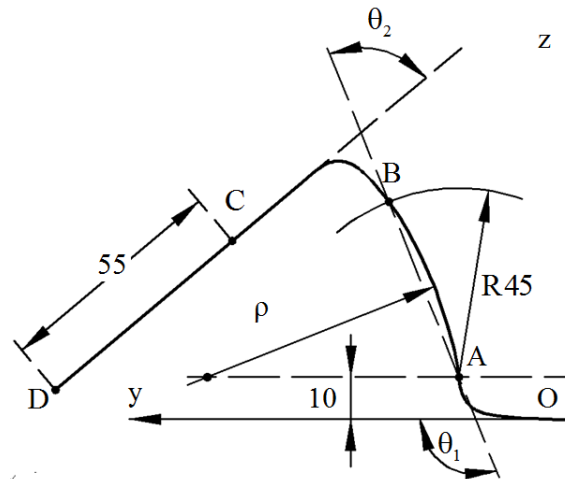
A lemezek visszarugózási jelenségének modellezése már több évtizede foglalkoztatja a tématerület kutatóit. A lemezalakítással foglalkozó nemzetközi konferenciákon, a folyamatosan fejlődő anyagmodellek és szoftverek összevetésére összehasonlító-elemző módszert ún. benchmark vizsgálatot hoztak létre. A benchmark egy egyértelműen definiált alakítási folyamat és annak eredményének kiértékelési menetét meghatározó utasításokból áll. Az elmondottak figyelembevételével az anyagparaméter változások vizsgálatát az 5.1. ábrán látható, először a Numisheet'93 konferencián bemutatott [73] és azóta, már többször megismételt, alakítási folyamat felhasználásával végeztem el.



5.1. ábra. Lemezsáv 2D-s húzásának benchmark geometriája

A vizsgálat összevethetőségét biztosító kiértékelési eljárás során előírt paraméterek származtatását mutatja be az 5.2. ábra, amely alapján a változó paraméterek hatása

vizsgálhatóvá és összevethetővé válik. Erre a nem jelentős eltérést mutató eseteknél van szükség, ahol a modellezés eredményeinek vizsgálatát megkönnyítő színskála használatával érdemi különbségeket már nem lehet szemléletesen kimutatni.



5.2. ábra. A θ_1 , θ_2 és ρ paraméterek értelmezése

A 2.5 fejezetben bemutatott izotróp-kinematikus anyagmodellek tanulmányozása során látható, hogy a visszarugózott geometria nem csak a leterhelési szakaszt leíró egyenletek anyagparamétereinek függvénye, hanem a leterhelés előtti alakváltozási- és feszültségmező is nagymértékben befolyásolja. Mivel a vizsgálatainkat három különböző szilárdsági tulajdonsággal rendelkező anyagra végezzük el, célszerű az izotróp-kinematikus anyagmodellekkel rendelkező anyagok kinematikus viselkedését meghatározó anyagparaméter változások hatása előtt megvizsgálni, hogy az anyagmodell izotróp része milyen hatással van a visszarugózott geometriára.

Az olyan folyamatoknál ahol a folyamatot egyszerre több paraméter egymásra hatása befolyásolja a paraméterek egymástól független hatásának vizsgálatát úgy célszerű elvégezni, hogy a lehetséges paraméterek közül kiválasztunk egyet és a többi állandó értéken tartása mellett csak annak a változtatásának a hatását vizsgáljuk.

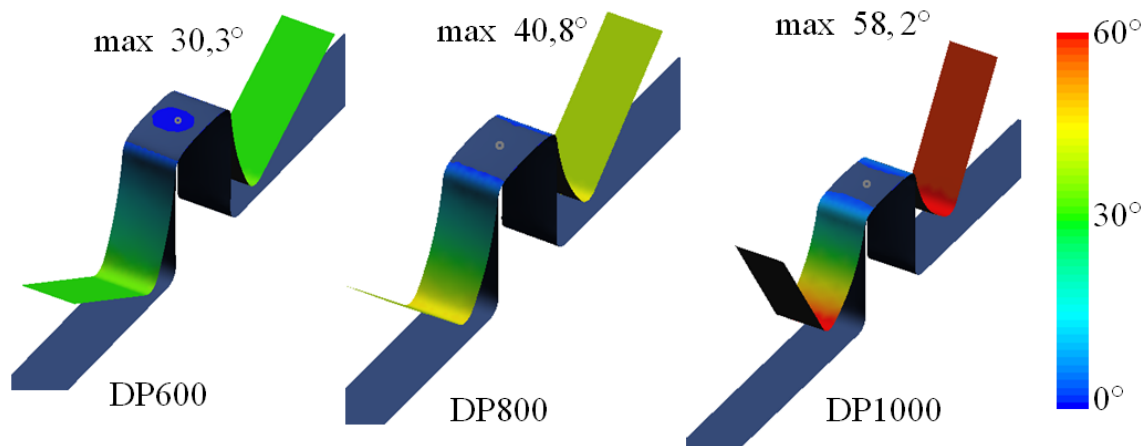
Az anyag izotróp viselkedését meghatározó számos paraméter közül az anyag alakítási keményedését leíró folyási görbe a legmeghatározóbb az anyagban az alakítás hatására kialakuló feszültség-mező szempontjából. Ezért elsőként olyan vizsgálatot végeztem, ahol az AutoForm γ , χ és K anyagparamétereit nem változtatva csak a különböző szilárdságú anyagok folyási görbéinek különbségéből adódó visszarugózott alakokat vizsgáltam meg. A vizsgálat során a kinematikus rész anyagparamétereit az ezen anyagcsoporthoz az AutoForm program által ajánlott $\gamma = 0,13$, $\chi = 40$ és $K = 0,014$ értékeken rögzítettem

mindhárom anyagminőség esetén. A vizsgált anyagok folyási görbéit $\varepsilon = \pm 0,05$ alakváltozási tartományon, előalakítás nélküli próbatestek ciklikus húzó-nyomó vizsgálati során az első felterhelési ciklusban regisztrált adatsorra a (2.46) összefüggéssel megadott kombinált Swift és Hockett-Sherby approximációval határoztam meg. Az 5.1. táblázatban a DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségek folyási görbéinek leírásához szükséges anyagparamétereket foglaltam össze.

5.1. táblázat. DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségek folyási görbéinek kombinált Swift és Hockett-Sherby paraméterei

<i>Anyag</i>	ε_0	m	C	σ_Y	σ_{sat}	a	p	α
DP600	0,00361	0,212	1157	351	799,3	12,40	0,849	0,70
DP800	0,00050	0,120	1256	480	1053	4,95	0,476	0,25
DP1000	0,00062	0,089	1483	782	1176	15,90	0,662	0,25

Az így elvégzett vizsgálat eredményét jeleníti meg az 5.3. ábra ahol, a kék színnel jelölt visszarugózás előtti referencia felülethez képesti visszarugózás utáni szögeltérések láthatók az egyes anyagminőségekre vonatkozóan.



5.3. ábra. DP600, DP800 és DP1000 anyagminőségek visszarugózása $\gamma = 0,13$, $\chi = 40$ és $K=0,014$ értékek rögzítése mellett

Az 5.3. ábra alapján megállapítható, hogy a nagyobb szilárdságú anyag visszarugózása nagyobb mértékű, rögzített kinematikai keménnyel összefüggő anyagparaméterek

mellett. A különböző anyagminőségeknél az eltérések olyan mértékűek, hogy az esetleges kisebb eltérés esetén, a színskálás megjelenítéssel ki nem mutatható eltérések megjelenítésére az 5.2. ábrán értelmezett geometriai paraméterek meghatározására csak a későbbiekben bemutatott kisebb eltéréseknél lesz szükség.

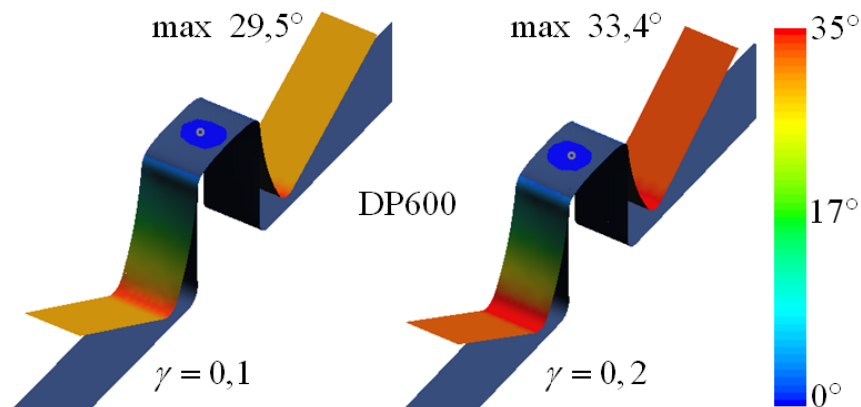
Ezt követően az izotróp rész rögzítésével megvizsgáltam az egyes kinematikai anyagparaméterek visszarugózási méretekre vonatkoztatott hatását. A vizsgálatot a DP600 anyagminőség rögzítése mellett végzem el. Az AutoForm nagyszilárdságú acélok esetén ajánlásokat tesz a γ , χ és K paraméterek minimális és maximális választható értékeire. Ezért a vizsgálati stratégiám az volt, hogy a kiválasztott anyagparaméter tartomány két határértékére végeztem a modellezéseket és vizsgáltam meg, hogy a paraméterek változása mit okoz a visszarugózási méretek meghatározó geometriai paraméterekben.

Elsőként a γ paraméter hatását elemeztem. Az AutoForm adatbázisában erre a paraméterre a $\gamma_{\min} = 0,1$ és $\gamma_{\max} = 0,2$ szélsőértékek fordulnak elő. Az ún. γ -hatás vizsgálatának paramétereit foglalja össze az 5.2. táblázat.

5.2. táblázat. A γ -hatás vizsgálatának bemeneti paraméterei a DP600 anyagminőségre

	γ	0,1	0,2
DP600	χ	40	
	K	0,014	

Az 5.2. táblázat bemeneti paramétereivel a DP600 anyagon végzett γ paraméter hatás vizsgálati eredményei láthatók az 5.4. ábrán.

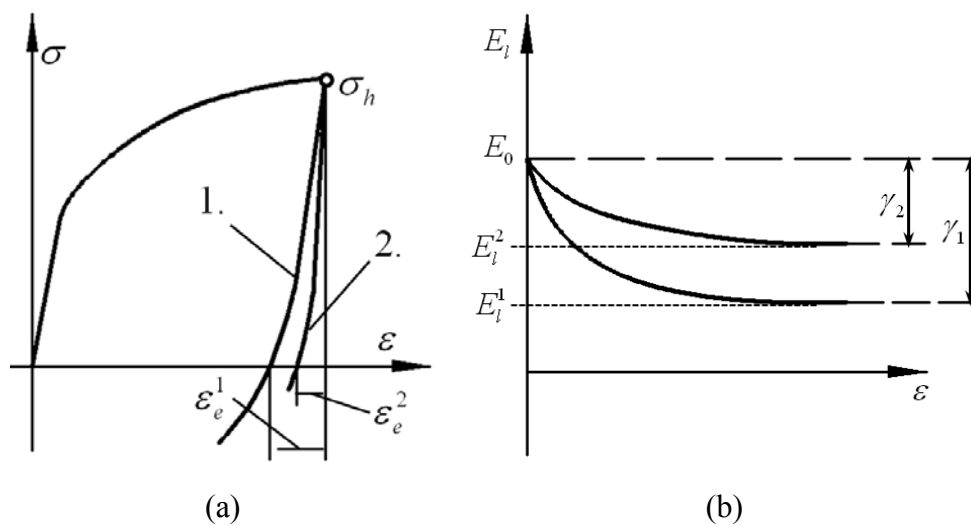


5.4. ábra. DP600 anyagon végzett γ -hatás vizsgálatának eredménye

Az ábrával kapcsolatban elmondható, hogy a γ paraméter visszarugózási szögre vonatkozó hatása a két határérték tekintetében mérhető és nem elhanyagolható különbséget eredményez. A nagyobb értékű γ - paraméter a referencia felülethez viszonyítva nagyobb mértékű visszarugózást eredményez.

Ennek egyik lehetséges magyarázata a következő. Ahogy az 5.5. ábra (b) részletén látható a nagyobb γ_1 érték a kezdeti rugalmassági modulus E_0 értékét egy az E_0 -hoz képest kisebb E_1^1 értékre változtatja, míg a kisebb γ_2 értéknek megfelelő rugalmassági modulus változásra az $E_1^2 > E_1^1$ reláció lesz érvényes. Az 5.5. ábra (a) részletén egy ciklikus alakváltozás feszültség- alakváltozás kapcsolatát leíró görbének a felterhelési és leterhelési szakasza látható. A leterhelés a rögzített anyagminőség (DP600) miatt egy rögzített σ_h értékről indul. Mivel a leterhelés során a görbék meredeksége (*gradiense*) arányos az E_i rugalmassági modulusal, a kisebb γ_2 értékhez tartozó nagyobb E_1^2 , a 2. görbe meredekebb csökkenése miatt kisebb rugalmas alakváltozást ε_e^2 okoz.

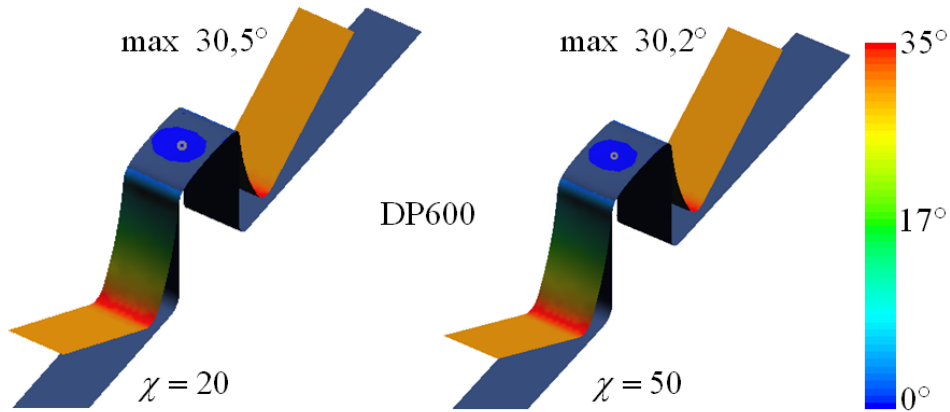
Ezt követően megvizsgáltam a χ paraméter visszarugózott geometriára vonatkozó hatását. Ehhez a paraméterhez az AutoForm anyagadatbázisában található értékek tartománya 20 és 50 között változik. Az előző elvnek megfelelően a modellezést a tartomány két szélsőértékével végeztem. A modellezések bemeneti paramétereit az 5.3. táblázat foglalja össze. A modellezés eredményét az 5.6. ábra szemlélteti. Az ábrán látható, hogy a χ paraméter változtatása egyazon folyási görbével rendelkező anyagnál a visszarugózott geometria szempontjából nem okoz érdemi különbséget.



5.5. ábra. γ és a rugalmas alakváltozás kapcsolata

5.3. táblázat. A χ -hatás vizsgálatának bemeneti paraméterei a DP600 anyagminőségre

DP600	γ	0,13	
	χ	20	50
	K	0,014	

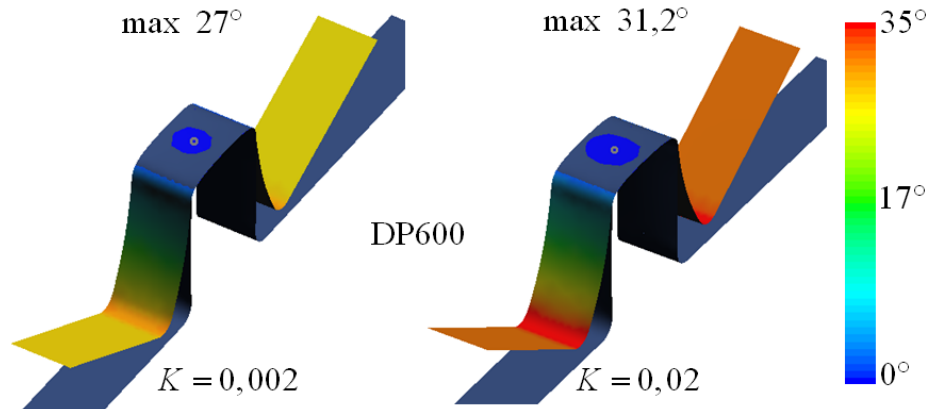
5.6. ábra. DP600 anyagon végzett χ -hatás vizsgálatának eredménye

Az előző két paraméter analógiájára megvizsgáltam a K paraméter hatását is a visszarugózási mértékre, amelyhez az 5.4. táblázatban ismertetett paramétereket használtam fel.

5.4. táblázat. K -hatás vizsgálatának bemeneti paraméterei a DP600 anyagminőségre

DP600	γ	0,13	
	χ	40	
	K	0,002	0,02

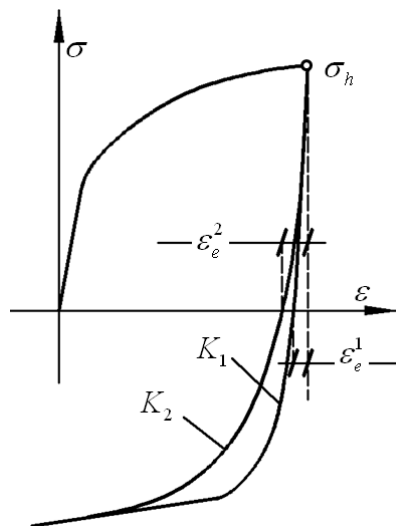
A K -hatás, modellezéssel végzett vizsgálatának 5.7. ábrán bemutatott eredményéből jól látható, hogy a K paraméter szélsőértékeinek tartományában történő változtatása jelentős visszarugózási mérték változást okoz. Ennek nagyságrendje megegyezik a γ paraméterével. Az is látható, hogy a kisebb K értékhez kisebb, míg a nagyobb K paraméter értékhez nagyobb visszarugózás tartozik.



5.7. ábra. DP600 anyagon végzett K -hatás vizsgálatának eredménye

Ez a hatás az 5.8. ábra segítségével szemléletesen magyarázható. A K paraméter értéke értelmezés szerint az átmeneti lágyulási szakasz hosszával arányosan növekszik. Az ábrával összhangban következik, hogy $K_2 > K_1$. Nyilvánvaló, ha az átmenet lassabban megy végbe (lásd K_2 jelölésű görbe) akkor adott σ_h izotróp felkeményedéssel arányos feszültségi szintről a kisebb meredekségű alakváltozás görbe esetén a teljes alakváltozási mértéknek nagyobb része lesz a rugalmas alakváltozás.

Az előbbieken elmondottak alapján az AutoForm nagyszilárdságú acélokra vonatkozó kinematikus keményedéssel összefüggő paramétereinek tapasztalati úton felvett lehetséges tartományait illetően kijelenthető, hogy a visszazugózás szempontjából a γ és K változása a meghatározó, míg a χ paraméter hatása nem számottevő.



5.8. ábra. K értéke és a rugalmas alakváltozás kapcsolata

A következőkben térjünk rá a 4. fejezetben meghatározott DP600, DP800 és DP1000 minőségű acéllemezek általam mérésrel meghatározott és az AutoForm által használt paraméter különbségek szerepének tisztázására.

A numerikus modellezés felhasználásával a paraméterek változási tartomány érzékenységi vizsgálatának célja, hogy az előző fejezetekben meghatározott anyagparamétereket az AutoForm beépített adatbázisában az adott anyagoknál található anyagparaméterekkel összevetve vizsgáljuk az azok különbözőségéből adódó visszarugózott geometria alakját. A vizsgálati stratégiát a DP600 anyagnál mutatom be és ezt terjesztem ki a másik két anyagminőségre is.

A visszarugózási jelenség AutoFormban történő elemzését az anyag tekintetében az előző fejezetben meghatározott γ , χ és K paraméterek határozzák meg. Ezeket figyelembe véve egy anyag esetén 5 modellezést hajtunk végre. Elsőként az AutoForm adott anyagra vonatkozó saját adatbázisában rögzített értékeivel végzünk vizsgálatot. Ennek azonosítására használjuk az *AF* megnevezést. Ezt követően a három bemeneti paraméter közül csak a γ -t módosítjuk az általunk meghatározott értékre. Az így végrehajtott modellezést *γ vált.* megnevezéssel jelöljük. Ezen gondolatmenetet kiterjesztve definiáljuk a *χ vált.* és *K vált.* jelöléseket, és végezetül a három paramétert együttesen módosítva végzünk modellezést. Ezt a következőkben *Együtt* felirattal hivatkozom.

Az elmondottakat a DP600 acélra az 5.5. táblázatban foglaltam össze, az adott oszlopokban a háttérszín módosításával jelölve az éppen változtatott paraméter értéket.

5.5. táblázat. DP600 anyag vizsgálatának paraméter kombinációi

<i>Anyagparaméter</i>	<i>AF</i>	<i>γ vált.</i>	<i>χ vált.</i>	<i>K vált.</i>	<i>Együtt</i>	
DP600	γ	0,13	0,123	0,13	0,13	0,123
	χ	40	40	37	40	37
	K	0,014	0,014	0,014	0,012	0,012

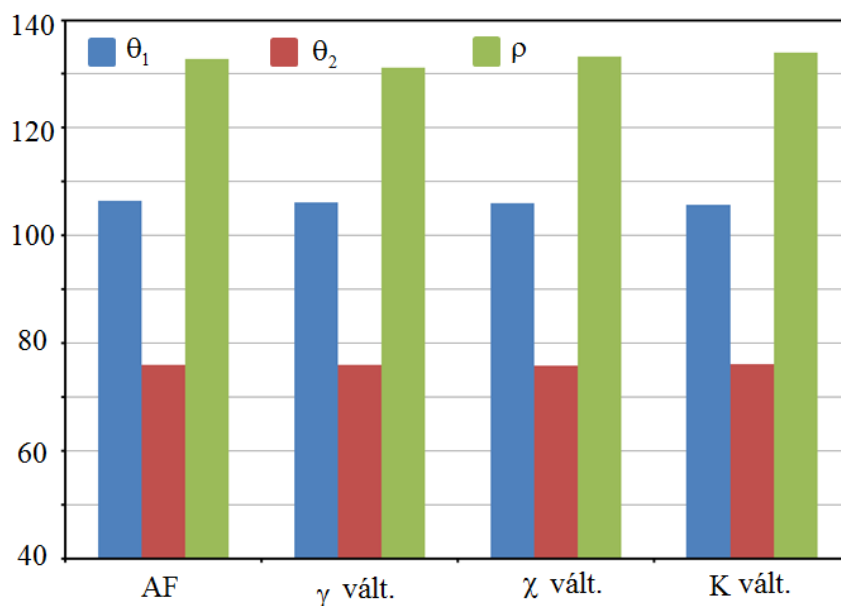
Az 5.6. táblázat a modellezések visszarugózott geometriájának leírására szolgáló geometriai paramétereket tartalmazza.

5.6. táblázat. DP600 anyag modellezési eredményei

Geometriai paraméter		AF	γ vált.	χ vált.	K vált.	Együtt
DP600	θ_1 [°]	106,44	106,10	106,03	105,67	105,28
	θ_2 [°]	75,97	75,90	75,75	76,07	75,98
	ρ [mm]	132,83	131,23	133,21	134,03	142,437

Az anyagmodell paramétereinek a visszarugózott geometriára vonatkoztatott hatását jobban szemlélteti, ha az eredményeket grafikusán is ábrázoljuk az 5.9. ábrán bemutatott oszlopdiaagramok segítségével.

Ezt rendre megtesszük a DP800 és DP1000 anyagminőségekre is a megfelelő folyási görbék alkalmazása mellett.



5.9. ábra. A geometriai paraméterek változása a DP600 anyagnál

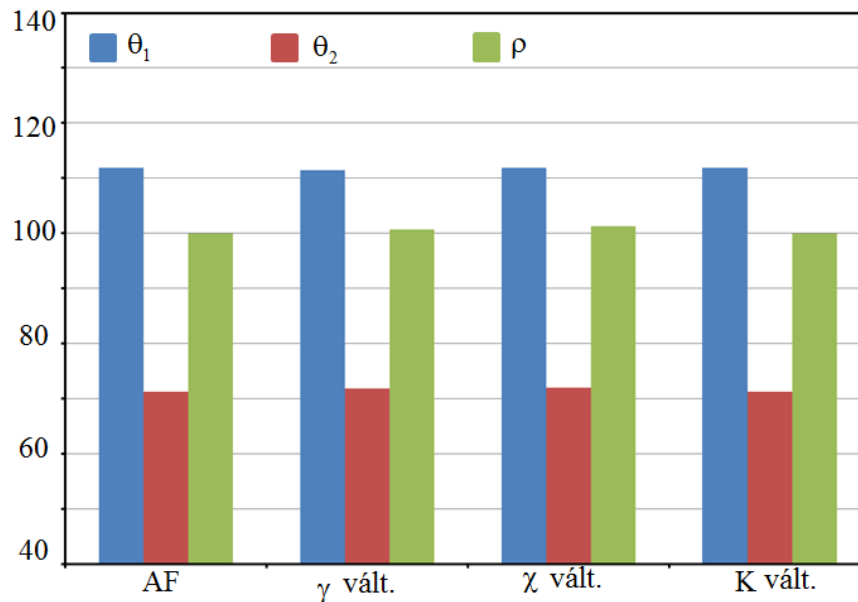
Az 5.9. ábra alapján kijelenthető, hogy a DP600 anyag tekintetében az AutoForm és az általam mért anyagparaméterek között nincs olyan mértékű eltérés, ami a visszarugózott geometriában érdemi különbséget eredményezne. Az esetleges eltérések a modellezés kiértékelési pontatlanságának tartományába esnek. Ugyancsak nincs számottevő különbség az 5.10. ábra alapján a DP800 anyagminőség esetében sem.

5.7. táblázat. A DP800 anyag vizsgálatának paraméter kombinációi

Anyagparaméter		AF	γ vált.	χ vált.	K vált.	Együtt
DP800	γ	0,13	0,113	0,13	AF	0,113
	χ	40	40	46		46
	K	0,014	0,014	0,014		0,014

5.8. táblázat. DP800 anyag modellezési eredményei

Geometriai paraméter		AF	γ vált.	χ vált.	K vált.	Együtt
DP800	θ_1 [°]	111,9	111,42	111,93	111,9	111,59
	θ_2 [°]	71,27	71,84	72,03	71,27	72,3
	ρ [mm]	99,91	100,63	101,23	99,91	103,98



5.10. ábra. A geometriai paraméterek változása a DP800 anyagnál

A DP800 anyagminőség után a DP1000 anyagminőség anyagparaméter vizsgálati kombinációit az 5.9. táblázatban foglaltam össze, majd az ezt követő 5.10. táblázat a

modellezés geometriai paramétereinek értékét szemlélteti a különféle paraméter változtatások függvényében.

5.9. táblázat. A DP1000 anyag vizsgálatának paraméter kombinációi

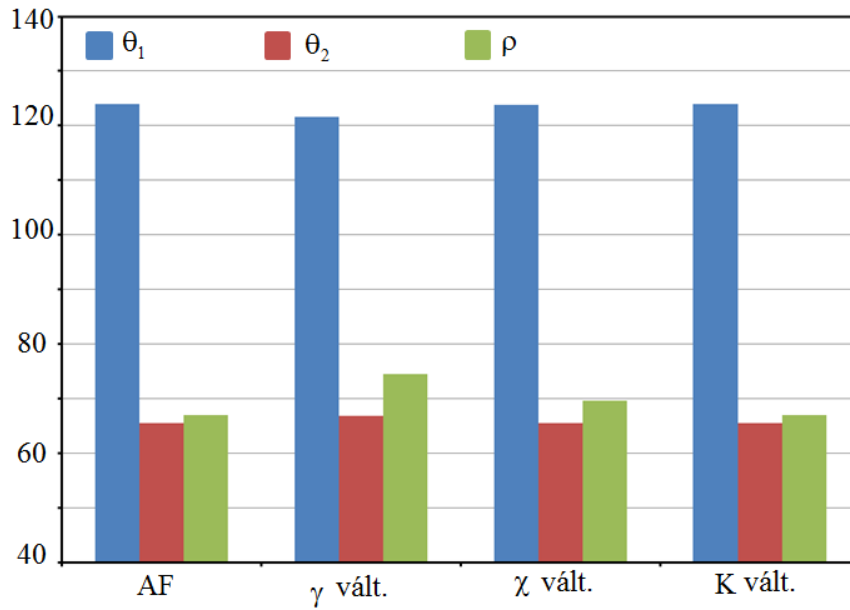
<i>Anyagparaméter</i>		<i>AF</i>	<i>γ vált.</i>	<i>χ vált.</i>	<i>K vált.</i>	<i>Együtt</i>
DP1000	<i>γ</i>	0,13	0,094	0,13	AF	0,094
	<i>χ</i>	40	40	57		57
	K	0,014	0,014	0,014		0,014

5.10. táblázat. A DP1000 anyag modellezési eredményei

<i>Geometriai paraméter</i>		<i>AF</i>	<i>γ vált.</i>	<i>χ vált.</i>	<i>K vált.</i>	<i>Együtt</i>
DP1000	<i>θ_1 [°]</i>	123,93	121,53	123,84	123,93	121,63
	<i>θ_2 [°]</i>	65,54	66,81	65,51	71,27	65,54
	<i>ρ [mm]</i>	66,94	74,41	69,02	66,94	72,84

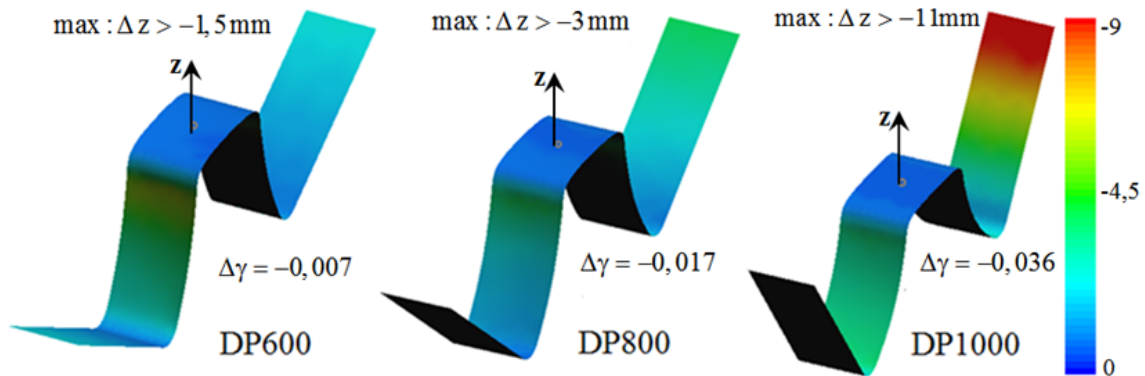
Az 5.10. táblázat eredményeit szemléletesebben mutatja az 5.11. ábrán látható oszlop diagram.

Amint az 5.11. ábrán jól látható, az AutoForm által használt $\gamma_{AF} = 0,13$ és az általam a mérésből meghatározható $\gamma_{DP1000} = 0,094$ bemeneti paraméter különbség a visszarugózott geometriában már nem elhanyagolható eltéréseket eredményez. Ezt szemléletesen mutatja az 5.11. ábrán zöld színnel ábrázolt ρ görbületi sugár változása a γ -vált. csoportban. Ebben a csoportban megfigyelhető a θ_1 szög változása is.



5.11. ábra. Geometriai paraméterek változása DP1000 anyagnál

Az oszlopdiagramok alapján kijelenthető, hogy csak a γ paraméter értéke változik az AutoFormban lévő γ érték tekintetében olyan mértékben, ami számottevő különbséget mutat a visszarugózás geometriai paramétereiben. Ezért elvégeztem mindhárom anyag tekintetében az AutoForm által beállított eredeti és az általam mért γ értékek különbségéből adódó visszarugózási mérték meghatározását. Ezt ábrázolja az 5.12. ábra. Az ábrán feltüntettem a két (AF és mért) γ érték közötti eltérést és az AutoForm paraméterével számított visszarugózott geometria, mint referencia felülethez képest mért z -irányú eltérés nagyságát. Az eltérések az előjelükben a kisebb visszarugózás irányába mutatnak.



5.12. ábra. A mért és a program által beállított értékek változásának hatása a három különböző DP anyagminőség esetén

Ez alapján kijelenthető, hogy bár a mérések eredményeként a DP600 és DP800 anyagminőségek tekintetében különböző bemeneti anyagparamétereket kapunk az AutoFormban beállított értékekhez képest, ezek változási tartománya a visszarugózott alak geometriai paramétereiben a gyakorlat számára számottevő eltérést nem eredményez.

Ezzel ellentétben a DP1000 anyagminőségre az AutoFormban beállított és a mérések során meghatározott γ értékeinek eltérése, már nem elhanyagolható mértékű különbséget okoz a visszarugózás során.

Az is látható, hogy az AutoForm által használt paraméter az általunk DP600 és DP800 anyag γ paraméterével nagyjából megegyező értéket mutat. Jelentős az eltérés a DP1000 anyagnál. Felmerül a kérdés, mi okozhatja ezt az eltérést?

A vizsgált anyagok anyagszerkezettani értelemben a ferrit-martenzit fázisok arányában különböznek. Ennek figyelembevételével a kérdés úgy folytatható, hogy lehet-e összefüggést megfogalmazni a ferrit-martenzit arány és a visszarugózási paraméterek változása között.

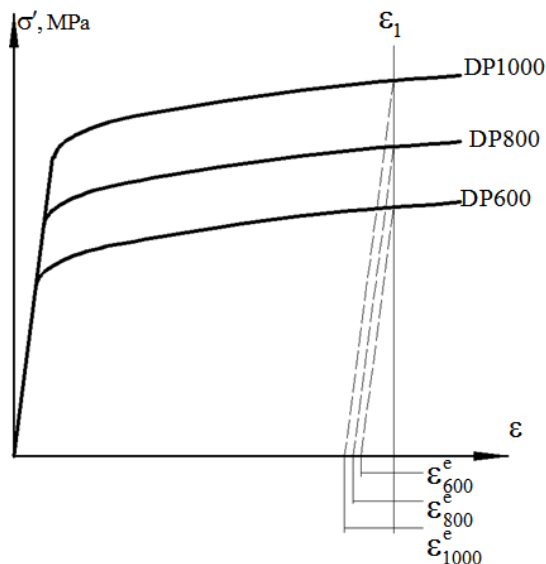
Ennek elemzésére végezzük el a következő gondolati kísérletet. Válasszuk két részre a visszarugózási jelenséget az azt befolyásoló bemeneti anyagparaméterek függvényében oly módon, hogy vizsgáljuk először az izotróp keményedéssel összefüggésbe hozható folyási görbe változásának hatását, a ferrit-martenzit aránnyal összekapcsoltan, rögzített kinematikai keményedést meghatározó paraméterek mellett. A visszarugózási jelenséget befolyásoló anyagparaméterek ilyen módon történő szétválasztása azért is megtehető, mivel az AutoForm programban az egy anyaghoz rendelhető folyási görbe és a visszarugózás anyagparaméterei is egymástól külön is kezelhetők és adhatók meg. Természetesen ezek az értékek a valóságban összefüggésben kell, legyenek (és összefüggésben is vannak) egymással, de mivel a program lehetőséget biztosít arra, hogy külön kezeljük őket, ezért ennek vizsgálata ilyen módon indokoltnak tekinthető.

Ahogy az a 4.3. táblázatban látható, a ferrit-martenzit arányok a következők szerint alakulnak: DP600 82%, DP800 68% és DP1000 50% ferrittel rendelkeznek. Minél nagyobb a ferrit mennyisége annál nagyobb a γ értéke (DP600 anyagra $\gamma = 0,13$ és 82% ferrit). Az alakváltozás során diszlokáció mozgás a két fázis közül lényegében csak a ferritben lehetséges a martenzit jelentős ridegsége miatt. Az alakítás hatására bekövetkező diszlokáció reakciók, diszlokáció sokszorozódás miatt a rendszer általános belső feszültsége növekszik. Ez kifejezhető az ún. átlagos diszlokáció sűrűség növekedésével. Mivel a ferrit térfogategységre vonatkoztatott mennyisége DP1000 anyagnál kisebb, ezért abban az átlagos diszlokáció sűrűség nagyobb.

Ellentétes irányú alakváltozás, vagy tehermentesítés hatására a diszlokációk mozgása a kisebb átlagos diszlokáció sűrűséggel rendelkező ferritben valószínűbb. A nagyobb valószínűséggel bekövetkező diszlokáció mozgás során a diszlokáció reakciók

valószínűsége is nagyobb. Ha nagyobb valószínűséggel jöhetnek létre diszlokáció reakciók akkor annak a valószínűsége, hogy olyan diszlokációk találkoznak, amelyek reakciójuk során az átlagos diszlokáció sűrűséget csökkenthetik, nagyobb. Ha a belső feszültségek le tudnak épülni, akkor az kisebb visszarugózást eredményez.

Ez egy lehetséges magyarázata a kisebb ferrit mennyiséggel rendelkező DP1000 anyag nagyobb visszarugózási hajlamára, amit az 5.13. ábra is szemléltet.



5.13. ábra. Rugalmas alakváltozás és a folyási görbe kapcsolata rögzített visszarugózási paraméterek mellett

Ezt követően rögzítsük a DP1000 anyagminőség folyási görbét és használjuk először az AutoForm által a visszarugózás leírására beállított anyagparamétereket, majd az általunk a DP1000 anyagminőségen mért visszarugózással összefüggő anyagparamétereket. Az 5.12. ábrán az látszik, hogy a DP1000 minőségű acél, ha az általunk mért $\gamma = 0,094$ paraméterrel vesszük figyelembe az AutoForm $\gamma = 0,13$ paramétere helyett, akkor kisebb visszarugózást eredményez. Megjegyzendő, hogy a $\gamma = 0,13$ érték a DP600-as acél anyagparaméterének felel meg. Ezért kijelenthető, hogy minél nagyobb a γ értéke annál nagyobb a visszarugózás is rögzített folyás-görbe mellett. (Itt visszautalok az 5.5. ábránál elmondottakra.).

Végkövetkeztetésként megfogalmazható, hogy a mérési eredmények során meghatározható kinematikus anyagparaméterek különböznek a DP600, DP800 és DP1000 acélminőségek tekintetében. Az AutoForm anyagadatbázisa egy paraméter sorral kezeli ezt a három anyagminőséget. A DP1000 anyagnál tapasztalt eltérés a mért érték és a rögzített paraméter között a visszarugózás szempontjából jelentős, nem elhanyagolható méretváltozást eredményez.

6. TÉZISEK - ÚJ TUDOMÁNYOS EREDMÉNYEK

- T1. A ciklikus alakváltozási lemezvizsgálatok mérőkészülékeinek területén végzett irodalomkutató tapasztalatainak felhasználásával a lemez próbatestek nyomó igénybevételi tartományon bekövetkező kihajlását, merőben új elven megakadályozó ciklikus húzó-nyomó mérőkészüléket terveztem és valósítottam meg (3), (6), (15).
- (a) A ciklikus húzó-nyomó mérőkészülékek elemző vizsgálata alapján megállapítottam, hogy a kihajlás bekövetkezésének megakadályozására tervezett megtámasztó egységek közül az olyan elven működőket kell előnyben részesíteni, amelyeknél a számos bizonytalanságot okozó súrlódási hatás a lehető legminimálisabb.
 - (b) A mérőkészülék tervezésénél olyan megoldást kell alkalmazni, amely adott esetben a mérést egy állandónak tekinthető kompenzációs értékkel figyelembe vehető mértékben befolyásolja, szemben a mérésre esetleg kisebb hatást gyakorló, de csak sztochasztikus kompenzációs értékkel figyelembe vehető megoldásokkal.
- T2. Nagyszilárdságú autóiipari lemezanyagok visszarugózási jelenségének numerikus modellkísérletei alapján, összhangban az alakítási kísérletek tapasztalataival, a következő megállapítást teszem (2), (4), (5).
- (a) Ciklikus képlékeny alakváltozás során a Bauschinger-hatás eredményeként bekövetkező (*látszólagos*) rugalmassági modulus csökkenés szoros kapcsolatban van az alapanyag szilárdságával és szövetszerkezetével.
 - (b) A visszarugózás mértéke szorosan összefügg a ciklikus képlékeny alakváltozás hatására bekövetkező rugalmassági modulus csökkenés mértékével: nagyobb mértékű rugalmassági modulus csökkenés – azonos szilárdság (*folyáshatár*) esetén – nagyobb mértékű visszarugózást eredményez.

- T3. Nagyszilárdságú lemezanyagok ciklikus húzó-nyomó vizsgálata során felvett feszültség-alakváltozási hiszterézis görbék elemzése alapján megállapítottam, hogy az állandó alakváltozási mértékű ciklusok hatására az anyag az ún. telítési (*saturation*) diszlokációs szerkezetet az előalakítás függvényében kezdetben alulról (*keményedve*), majd egy kritikus előalakítási mérték után felülről (*lágylulva*) közelíti. Különböző előalakítási értékekkel elvégzett kísérleti vizsgálatok eredményei alapján megállapítottam, hogy minél nagyobb a lemezanyag szilárdsága (*folyási határa*), annál kisebb az a kritikus előalakítási érték, amelynél a ciklikus keményedés, ciklikus lágylulásba vált át (2), (4), (5).
- T4. DP600, DP800 és DP1000 minőségű ferrit-martenzit szövetelemeket tartalmazó kettős-fázisú (*Dual-Phase*) anyagok mérési eredményei alapján meghatározott izotróp-kinematikus keményedési viselkedést mutató anyagmodellek anyagparamétereinek vizsgálati eredményei alapján megállapítottam, hogy a visszarugózás szempontjából meghatározó anyagparaméterek még ugyanazon anyagcsoportba tartozó lemezanyagok esetében is a szövetelemek mennyiségi arányaitól függően különböznek (4), (15).
- (a) A lemezalakítás numerikus modellezése terén általánosan alkalmazott izotróp-kinematikus anyagmodellek γ , χ és K anyagparamétereit numerikus érzékenységi vizsgálatokkal elemezve megállapítottam, hogy a kettős-fázisú (*DP*) anyagok esetén a visszarugózás mértékének szempontjából a γ és K paramétereknek van jelentősebb hatása.
- (b) A kettős-fázisú (*DP*) anyagok γ anyagparamétere alapvetően a ferrit-martenzit arány függvénye. A vizsgálati eredmények elemzéséből megállapítottam, hogy minél nagyobb a kettős-fázisú (*DP*) anyagok százalékos ferrit aránya annál kisebb a visszarugózása is.

7. EREDMÉNYEK ÖSSZEFOGLALÁSA, IPARI HASZNOSÍTÁS LEHETŐSÉGEI

Értekezésem a nagyszilárdságú, kettős-fázisú (DP) autóiipari lemezek visszarugózási folyamatainak numerikus és kísérleti modellezésének témájával foglalkozik. Az ipar számára a lemezek visszarugózási jelenségének minél pontosabb meghatározása, a technológia megvalósíthatósága, valamint a szerszám- és készüléktervezés szempontjából is kulcsfontosságú feladat. Napjainkban e tevékenységeket számos, az adott célterületekre kidolgozott, dedikált programrendszerek támogatják. Nyilvánvaló tény, hogy a különféle számítógépes programok segítségével meghatározott eredmények nagyban segítik és legnagyobb előnyükként, jelentősen gyorsítják a tervezés folyamatait, az egyes termékek piacra juttatását. Ugyanakkor nem téveszthető szem elől az a tény sem, hogy a számítógépes programokkal kapott eredmények megbízhatósága (olykor megbízhatatlansága) egy adott tervezési projekt határidejét kedvezőtlenül is befolyásolhatja.

Ezért a számítógépi alkalmazások megbízhatóságát folyamatos fejlesztésekkel növelik. Ennek egy lényeges eleme a programok által használt matematikai-mechanikai modellek folyamatos fejlesztése az egyre nagyobb pontosság irányában. A modellek pontos működéséhez a modellezni kívánt lemezanyag anyagparamétereinek egyre pontosabb meghatározása szükséges.

Az Anyagszerkezetani és Anyagtechnológiai Intézetben nagy hagyománya van a különféle alakítási folyamatok modellezéssel történő vizsgálatának. Csak jómagam az utóbbi csaknem másfél évtizedben számos ipari megbízás során működtem közre ipari feladatok, problémák modellezéssel való megoldásában. Ez lehetőséget biztosított arra, hogy az Intézetben a lemezalakítás területén alkalmazott, a világon ezen a területen piacvezető AutoFormTM programrendszert alaposan megismerjem. A használat során az anyagmodell bemeneti paramétereinek pontosság meghatározásának jelentőségét számos alkalommal magam is tapasztaltam.

Intézetünk ezzel párhuzamosan folyamatosan műveli az anyagvizsgálat területét és több évtizedre visszamenő tapasztalatával és eszközparkjával hazai szinten meghatározó, Stratégiai Kutatási Infrastruktúra (SKI) minősítésű laboratóriummal rendelkezik. Ez a két kedvező körülmény indított el az értekezésben megfogalmazott kutatási irányban.

Kutatómunkám kezdeti stádiumában, már az irodalom feldolgozás során megismertem a lemezalakító eljárásoknál gyakran problémát okozó visszarugózás jelenségét, valamint ennek leírására alkalmas izotróp-kinematikus keményedésű anyagmodelleket. Ezeknek az értekezés szempontjából meghatározó ismereteit a 2. Anyagmodellek a lemezalakításban című fejezetben foglaltam össze. Kutatómunkám e szakaszában megismertem, hogy az egyes anyagmodellekhez milyen anyagparaméterekre van szükség.

Ezt követően megvizsgáltam, hogy a megismert anyagparamétereket milyen anyagvizsgálati módszerekkel lehet meghatározni. A tématerületre koncentráltan összefoglaltam a lehetséges mérési megoldásokat. A tématerület elemzése során felismertem, hogy milyen kísérleti mérőkészülék tervezés irányában kell elindulnom. Ezen ismeretek birtokában egy lemezsor-megtámasztású, ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok elvégzésére alkalmas mérőkészüléket terveztem és valósítottam meg nagyrészt Intézeti erőforrások felhasználásával.

A mérőkészülék segítségével DP600, DP800 és DP1000 acélokon végzett ciklikus húzó-nyomó vizsgálatok mérési adatainak felhasználásával meghatároztam a technológiai folyamatok végeselemes modellezéséhez nélkülözhetetlen anyagmodell bemeneti paramétereit, kiemelten az intézetünk által a lemezalakítás modellezésében már hosszabb ideje folyamatosan alkalmazott AutoForm programrendszerre fókuszálva. E vizsgálatok eredményeként eltérést tapasztaltam egyes acélminőségek vonatkozásában az AutoForm paramétereit és a méréseim során meghatározott paraméterek között, amelyet a kísérleti vizsgálatok is alátámasztottak.

Az anyagparaméterek meghatározása során tapasztalt eltérések visszarugózásra vonatkozó hatásait numerikus modellezéssel vizsgáltam. Meghatároztam melyek azok a paraméterek, amelyek a leginkább hatással vannak a visszarugózott alakra, a visszarugózás mértékére. A vizsgálat során összefüggéseket kerestem az anyagszerkezet és a visszarugózást befolyásoló paraméterek értékei között. A kutatómunka végére elértem, hogy az AutoForm tekintetében a kettős-fázisú (DP) acélok tartományában az anyagparamétereket olyan mértékben finomítani, pontosítani tudtam, ami lehetőséget ad a pontosabb visszarugózási geometria meghatározására.

A kutatómunka ipari hasznosítási lehetőségei közül a legmeghatározóbb, hogy a kapott eredmények tekintetében az anyagparaméter tartományokat finomítva a gyakorló technológus mérnökök számára szolgáltató a visszarugózási folyamatok pontosabb leírására alkalmas anyagparamétereket. Ennek nyilvánvaló pozitív eredménye, hogy a termék- és szerszámtervezési fázis időigénye csökken, a szerszámpróbák hatékonyabbá tehetők, az egyes termékek bevezetési ideje lerövidíthető, összességében a tervezés és a gyártás gazdaságosabbá tehető.

Természetesen a fokozatszerzési eljárás véges határideje miatt egy kutatómunkából benyújtott értekezés csak a határidők szabta kereteken belül tartalmazhatja a kutatás

eredményeit. Ezért jelen disszertáció is egy hosszabb periódus kutatásainak az értekezés témája szempontjából legfontosabb eredményeit mutatja be. Továbblépési, továbbfejlesztési lehetőségek, számos területen fogalmazhatók meg. Talán az egyik legkézenfekvőbb továbbfejlesztés az autóiparban jelentős szerepet betöltő DP acélok nagyobb tartományára kiterjeszteni a vizsgálatokat. Vizsgálataim és a szakirodalmi háttér alapján is az a véleményem, hogy a nagyobb martenzit-ferrit aránnyal rendelkező nagyszilárdságú ötvözeteknél a visszarugózás szempontjából lényeges paraméterekben az eddigiek során tapasztalt értékeknél is markánsabb különbségek lehetnek.

Ugyancsak érdemes lehet további vizsgálatokat végezni a szilárdságnövelést más anyagszerkezettani mechanizmusokkal biztosító ötvözetekkel (pl. TRIP, TWIP, X-AHSS, U-AHSS acélok). Végző soron a vizsgálatok ilyen irányú kiterjesztésével, az autóiparban járatos lemezminőségek visszarugózását megbízhatóbban leíró anyagmodellek kidolgozása, az új anyagmodellek anyagparamétereinek pontosabb meghatározása és ezeket egységes rendszerbe foglaló anyagkatalógus készítése lehet egy további célkitűzés.

Miskolc, 2014. február

Lukács Zsolt

okleveles gépészmérnök

SUMMARY

The Thesis deals with the topic of numerical and experimental investigation of springback of high strength dual-phase steels widely applied in the automotive industry. In the industrial practice an accurate determination of the springback in the tool design is a key task. Nowadays, a number of activities have been supported by FEM packages developed for this target area.

The reliability of computer applications has been increased by continuous improvements. This is an essential element of the continuous improvement of mathematical-mechanical models used by the FEM packages. For the more precise operation of material models it is necessary to define input material parameters of sheets more and more accurately.

In the first part of my Thesis I presented the springback phenomenon and the isotropic kinematic hardening material models which are suitable for describing this behaviour as based on literature survey. I stated and summarized what kind of material parameters are required for each material models.

Then I examined what material test methods should be used to determine all the material parameters . I have summarized the advantages and disadvantages of the possible methods and measurement solutions. As a result, a set of considerations were determined for the design of a new experimental measuring device. Applying the above design considerations, a new two rows of comb-shaped plate experimental device was designed and constructed. Using this measuring device I determined those material parameters that are suitable for describing springback on DP600, DP800 and DP1000 steels. As a result of the measurement I have found a difference between the input parameters resulted by my measurement and the AutoForm parameters concerning the steel grades examined.

The effect of the variation of material parameters were studied by numerical modelling. I determined which parameters have the greatest effect on springback behaviour. In my study I looked for correlations between the parameters that significantly affect material structure and springback.

Finally, I managed to clarify the material parameters of the range of dual-phase steels in AutoForm FEM package, which enable a more accurate determination of springback geometry.

KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

Elsőként szeretném köszönetemet kifejezni témavezetőmnek Dr. Tisza Miklós professzor úrnak, a Sályi István Gépészeti Tudományok Doktori Iskola vezetőjének, az értekezés szakmai tartalmában nyújtott segítségéért és építő kritikai megjegyzéseiért.

Köszönet illeti Dr. Lukács János professzor urat, aki Intézet és Laborvezetőként biztosította, hogy a manapság igen csak leterhelt Anyagvizsgáló Laboratóriumban az értekezéshez tartozó méréseim prioritást élveztek az Intézet mérési feladatai között.

Továbbá szeretném köszönetemet kifejezni az Intézet valamennyi oktató és dolgozó munkatársának az értekezés megvalósításában a maga területén nyújtott segítségért.

Kiemelten szeretném megköszönni Dr. Gál Gaszton c. egyetemi docens kollégámnak, szobatársamnak a mérőkészülék konstrukciós tervezésében és fizikai megvalósításában nyújtott jelentős segítségét.

Dr. Nagy Gyula ny. egyetemi docens kollégámnak a ciklikus alakváltozási mérések során nyújtott hathatós szakmai támogatását.

Az Intézet műhely- és labor dolgozói közül szeretném kiemelten megköszönni Szentpéteri László anyagvizsgáló mérnöknek a mérések végrehajtása során, és Kecskés Sándor műhelyvezetőnek a mérőkészülék legyártás során végzett precíz és szakszerű munkájukat.

Szeretnék köszönetet mondani Dr. Hegedűs György barátomnak a kísérleti eredmények MatLab programmal végzett kiértékelésénél nyújtott segítségéért.

És végül, de nem utolsó sorban szeretném megköszönni családomnak, hogy kitartó türelmükkel támogatták a doktori disszertációm elkészítését.

A Nagyszilárdságú acélok visszarugózásának modellezése és kísérleti vizsgálata című doktori értekezés a TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 projekt eredményeire alapozva a TÁMOP-4.2.2/A-11/1-KONV-2012-0029 jelű projekt részeként – az Új Széchenyi Terv keretében – az Európai Unió támogatásával, az Európai Szociális Alap társfinanszírozásával valósult meg.

IRODALOMJEGYZÉK

- [1] Thomas P. Meichsner, *Innovative Concepts for Lightweight- and Hybrid Structure*, TTP 2013 Ultra High Strength Materials, Graz, September 19th 2013.
- [2] Tisza, M.: *Developments in Sheet Metal Forming for the Automotive Industry*, Proc. of ICME, Bratislava, 29. Nov. 2007. pp. 171-178.
- [3] Chung, J., Kwon, O.: *Development of high performance auto steels at Posco steels*, Proc. of the 9th ICTP Conference, Gyeongju-Korea, 7-11. September 2008. pp. 3-8.
- [4] Opbroek, E.: *Advanced High Strength Steels – AHSS Application Guidelines*, World Auto Steel, June 2009. pp. 1-338.
- [5] Lukács, Zs., Gál, G., Kiss, A., Kovács, P.Z., Tisza, M.: *Képlékenyalakítási folyamatok vége-selemes modellezése*, XIV. Képlékenyalakítási Konferencia, Miskolc, 2012. február 16-17. pp. 90-95.
- [6] Yoshida, F., Uemori, T.: *A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and work hardening stagnation*, Int. Journal of Plasticity, v. 18. (2002) pp. 661-686.
- [7] Lukács, Zs., Tisza, M.: *Az AutoForm vége-selemes programrendszer*, Felhasználói leírás, Miskolci Egyetem, Mechanikai Technológiai Tanszék, Miskolc, 2006. pp. 1-181.
- [8] Lukács, Zs., Tisza, M.: *Lemezalkatrészek képlékenyalakításának vége-selemes modellezése*, Kutatási jelentés – Készült a Videoton Precíziós Kft. részére. Mechanikai Technológiai Tanszék, Miskolc, 2006. pp. 1-48.
- [9] Tisza, M., Lukács, Zs., Gál, G.: *Hűtőszekrény ajtópaneleken habosításkor keletkező felületi hibák vizsgálata*, Kutatási zárójelentés – Készült az Elektrolux Nyíregyháza részére, Miskolc, 2007. pp. 1-62.
- [10] Banabic, D., Bunge, J., Pöhlandt, K., Tekkaya, E.: *Formability of Metallic Materials*, Springer, Berlin-Heidelberg-New York, 2000. pp. 1-334.

-
- [11] Kaliszky S.: *Képlékenységtan – Elmélet és mérnöki alkalmazások*, Akadémiai Kiadó, Budapest, 1975. pp. 1-504. (ISBN 963 050 652 1)
- [12] Hill, R.: *Theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals*, Proceedings of the Royal Society, London, v. 193. (1948) pp. 281-297.
- [13] Hill, R.: *Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals*, Journ. of Mechanics of Solids, v. 38. (1990) pp. 405-417.
- [14] Gál, G., Kiss, A., Sárvári, J., Tisza, M.: *Képlékeny hidegalakítás*, Nemzeti Tankönyvkiadó, Budapest, 2009. J 14-1362.
- [15] Gál G., Kiss A., Kovács P. Z., Lukács Zs., Tisza M.: *Képlékenyalakítási folyamatok modellezése*, XIV. Képlékenyalakító Konf., Miskolc, 2012.02.16-17. pp. 90-95.
- [16] AutoForm Engineering GmbH: *AutoForm^{plus} R3.1 Softver Manual*, Switzerland, (2012).
- [17] Hosford, W. F., Caddell, R. M.: *Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*, Cambridge University Press, (2007) pp. 1-310.
- [18] Mielnik, E. M.: *Metalworking science and Engineering*, McGraw Hill Inc., New York, 1991. pp. 1-976. (ISBN 007 041 904 3)
- [19] Pöhlandt, K.: *Materials testing for the metal forming industry*, Springer, Berlin, 1989.
- [20] Tisza M.- Lukács Zs.-Tisza M. jr.: *Fast Computer Aided Tool Design Using FEM Analysis*, ICT'2004. Miskolc, 9-11 September 2004. pp. 159-164.
- [21] Tisza M. – Gál, G. – Lukács, Zs. – Kovács P.: *Effect of various parameters on the wall thickness distribution in multi-step deep-drawing*, MicroCAD'2005, Miskolc, 2005. 03. 10-11.
- [22] Tisza, M.: *Numerical modelling and simulation in sheet metal forming: Academic and industrial perspectives*, Materials Science Forum, v. 473-474. (2005) pp. 407-414.
- [23] Tisza, M.: *Rapid parametric process design using FEM*, Advanced Materials Research, v. 6-8. (2005) p. 235-240.
- [24] Tisza, M.: *A general overview of numerical modelling and simulation in sheet metal forming*, Slovenian-Hungarian Mini-Symposium, Miskolc, 25. October 2005. pp. 3-18.
- [25] Tisza, M.: *Képlékenyalakítás*, Egyetemi jegyzet, Miskolci Egyetem, Egyetemi Kiadó, Miskolc, 2007. (ISBN 963 661 338 9)

-
- [26] Tisza, M., Kovács, P., Lukács, Zs.: *Tool making innovations in sheet metal forming*, ICTP 2008 Int. Conf., Gyeongju-Korea, 7-11. September 2008. pp. 792-794.
- [27] Tisza M, Gál G, Kovács P Z, Lukács Zs.: *Formability problems of refrigerator panels*, MicroCAD 2009. Miskolc, Magyarország, 2009.03.19-2009.03.20. Miskolc: Miskolci Egyetem, (2009). pp. 73-78.
- [28] Tisza, M., Kovács P. Z., Lukács, Zs.: *Hatékony inkrementális lemezalakító eljárások kidolgozása*, Kutatási jelentés, EUREKA_HU_ISMFP_ME, OMF 220/2009, Miskolc (2009) pp. 1-44.
- [29] Tisza, M., Kovács, P., Lukács Zs.: *Theoretical and experimental investigations of incremental sheet metal forming*, MTEKMR'11 Conf., Miskolc, 18.05.2011.
- [30] Tisza M., Kovács P. Z., Lukács Zs.: *New method for the determination of FLD for single point incremental sheet metal forming*, XXVI. microCAD International Scientific Conference, Miskolc, Hungary, 2012. március 29-30.
- [31] Vegter, H.: *The Corus-Vegter light material modell – High accuracy with few parameters*, EuroPAM Conference (2008)
- [32] Tisza, M.: *Az anyagtudomány alapjai*, Miskolci Egyetemi Kiadó, Miskolc (2008) pp. 1-285. (ISBN 978 963 661 844 5)
- [33] Hosford, W.: *Fundamentals of Engineering Plasticity*, Cambridge University Press, Cambridge, 2013. (ISBN 978 1 107 03755 7)
- [34] Zienkiewicz, O. C., Taylor, R. L., Zhu, J., Z.: *Finite Element Method*, McGraw-Hill, New York, 1967. pp. 1-734. (ISBN 0 7506 6320 0)
- [35] Altan, T., Oh, Soo-Ik, Gegel, H. L.: *Metal Forming: Fundamentals and Applications*, ASM Publisher, Ohio, Metals Park, 1983. pp. 1-354. (ISBN 0 87170 167 7)
- [36] Barlat, F., Brem, J.C., Yoon, J.V., Chung, K., Dick, R.E., Choi, S.H., Pourboghrat, F., Chu, E., Lege, D.J., *Plane stress yield function for aluminium alloy sheet – Part 1: Theory*. International of Journal Plasticity 19. pp. 297-319.
- [37] Pöhlandt, K., Banabic, D., Lange, K., 2002. *Equi-biaxial anisotropy coefficient used to describe the plastic behavior of sheet metal*, Proceeding of the ESAFORM Conference, Krakow, pp. 723-727.
- [38] Findley, W.N., Michno, M.J., 1976. *A historical perspective of yield surface investigation for Metals*. Int. J. of Non-Linear Mechanics 11. pp. 59-80
- [39] Woodthorpe, J., Pearce, R. 1970. *The anomalous behaviour of aluminium sheet under balanced biaxial tension*. Int. J. of Mechanical Sciences 12. pp. 341-347

-
- [40] Hershey, A.V., 1954. *The plasticity of an isotropic aggregate anisotropic face centered cubic crystal*. J. of Applied Mechanics 21, pp. 241-249.
- [41] Hosford, W.F., 1972. *A generalised isotropic yield criterion*. Int. J. of Applied Mechanics 39. pp. 607-609.
- [42] Karafillis, A.P., Boyce, M.C., 1993. *A general anisotropic yield criterion using bounds and transformation weighting tensor*, J. of the Mechanics and Physics of Solid 41, pp. 1859-1886.
- [43] Barlat, F., Richmond, O., 1987. *Prediction of tricomponent plane stress yield surface and associated flow and failure behaviour of strongly textured FCC polycrystalline sheets*. Material Science and Engineering 91. pp. 15-29.
- [44] Barlat, F. et al. 2000. *Constitutive modeling for aluminium sheet forming simulations*. In: Khan, A.S., Zhang, H., Yuan, Y. (ed) Plastic and viscoplastic response of materials and metal forming. Proceedings of the 8th International Symposium in Plasticity and its Current Applications, Whistley, Canada, Neat Press, Fulton, MD. pp. 591-593
- [45] Banabic, D., Aretz, H., Comsa, D.S., Paraiaiu, L., 2005. *An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets*. Int. J. of Plasticity 21. pp. 493-512.
- [46] Hoppe Ulrich: *Lecture Notes in Computational Plasticity*, 2010. Ruhr University Bochum.
- [47] Lemaitre, J., Chaboche, J.L., 1990. *Mechanics of solid materials*. Cambridge University Press, Cambridge
- [48] Armstrong, P.J., Frederick, C.O., 1996. *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*. GEGB Report RD/B/N731. Berkeley Nuclear Laboratories.
- [49] Chaboche, J.L., Rousselier, G., 1983. *On the plastic and viscoplastic constitutive equation – Part 1.: Rules developed with internal variable concept*. Journal of Pressure Vessel Technology 105. pp. 153-158.
- [50] Yoshida, F., Uemori, T., Fujiwara, K., *Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain*. 2002. Int. J. of Plasticity 18. pp. 633-659.
- [51] Kubli, W., Krasovskyy, A., Sester, M., 2008. *Advanced modelling of reverse loading effect for sheet metal forming processes*. In: Hora, P. (ed) Proceedings of the 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, NUMISHEET 2008. Interlaken, Switzerland, 479-484.

-
- [52] Kubli, W., Krasovskyy, A., Sester, M., 2008. *Modeling of reverse loading effects including workhardening stagnation and early re-plastification*. In Proceeding of ESAFORM Conference.
- [53] Geng, L., Shen, Y., Wagoner, R.H., 2002. *Anisotropic hardening equations derived from reverse-bend testing*. Int. J. Plasticity 18 (5-6) pp. 743-767.
- [54] Yoshida, F., Urabe, M., Toropov, V.V., 1998. *Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending test*. Int. Mech Sci. Vol. 40 No 2-3, pp. 237-249.
- [55] Zhao, K.M., Lee, J.K., 2001. *Generation of Cyclic Stress-Strain Curves for Sheet Metals*. J. of Engineering Materials and Technology Vol. 123, pp. 391-397.
- [56] Omerspahic, E., Mattiasson, K., Enquist, B., *Identification of material hardening parameters by three-point bending of metal sheets*. 2006. Int. J. of Mechanical Sciences Vol. 48, pp. 1525-1532.
- [57] Miyauchi, K.: *Deformation path on stress-strain relation in sheet metals*. 1992. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 34, pp. 195-200.
- [58] Merklein, M., Biasutti, M., 2011. *Forward and reverse simple shear test experiments for material modeling in forming simulations*. In: Hirt, G., Tekkaya, A.E., (Eds) International Conference on Technology of Plasticity, Aachen. pp. 702-707.
- [59] Bae, D.H., Ghosh, A.K., 2003. *A planar simple shear test and flow behavior in superplastic Al-Mg alloy*. Metall. Mater. Trans. A. 34. pp. 2465-2471.
- [60] Bouvier, S., Haddadi, P., Levée, C., Teodosiu, C., *Simple shear test: experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheet at large strains*. 2006. J. of Material Processing and Technology 172, pp. 96-103.
- [61] Thuillier, S., Manach, P.Y., *Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths*. 2009. Int. J. of Plasticity 25, pp. 733-751.
- [62] Boger, R.K., Wagoner, R.H., Barlat, F., Lee, M.G., Chung, K., *Continuous, large strain, tension/compression testing of sheet material*. 2005. Int. J. of Plasticity 21. pp. 2319-2343.
- [63] Yoshida, F., Uemori, T., Fujiwara, K., *Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain*. 2002. Int. J. of Plasticity 18. pp. 633-659.
- [64] Kuwabara, T., Kumano, Y., Ziegelheim, J., Kurosaki, I., *Tension-compression asymmetry of phosphor bronze for electronic parts and its effect on bending behavior*. 2009. Int. J. of Plasticity 25. pp. 1759-1776.

-
- [65] Cao, J., Lee, W., Cheng, H.S., Seniw, M., Wang, H.-P., Chung, K., *Experimental and numerical investigation of combined isotropic-kinematic hardening behavior of sheet metal*. 2009. Int. J. of Plasticity 25. pp. 942-972.
- [66] Eggertsen, P.-A., Mattiasson, K., *On the identification of kinematic hardening material parameters for accurate springback predictions*. 2011. Int. J. of Material Forming, Vol.4, pp. 103-120.
- [67] Nagy Gyula, *Fémek fáradási folyamata*, 1990. Oktatási segédlet Miskolci Egyetem. Met.90-747. NME.
- [68] Lukács, J., Nagy, Gy., Harmati, I., Fótos, R., Koncsik, Zs., 2012. *Szemelvények a mérnöki szerkezetek integritása témaköréből*. Miskolci Egyetem, Miskolc 2012. (ISBN 978-963-358-000-4)
- [69] Cobo, R., Pla, M., Hernández, R., Benito, J.A., *Analysis of the decrease of the apparent young's modulus of advanced high strength steels and its effect in blending simulations*. IDDRG 2009 International Conference, Golden, CO, USA. pp. 1-9.
- [70] Wang, W., Li, M., He, C., Wei, X., Wang, D., Du, H., 2013. *Experimental study on high strain rate behavior of high strength 600-1000 MPa dual phase steels and 1200 MPa fully martensitic steel*. Material and Design 47. pp. 510-521.
- [71] Wang, W., Wei, X., 2013. *The effect of martensite volume and distribution on shear fracture propagation of 600-1000MPa dual phase sheet in the process of deep drawing*. Int. J. of Mechanical Sciences 67. pp. 100-107.
- [72] Padmanabhan, R., Sung, J., Lim, H., Oliveira, M.C., Menezes, R.H., Wagoner R.H. 2008. *Influence of draw restraining force on the springback in advanced high strength steels*. Int. J. of Material Forming, Springer/ESAFORM 2008.
- [73] Makinouchi, E., Nakamachi, E., Onate, R.K, Wagoner R.H., 1993. *Simulation of the 2D Draw Bending Process*, Numisheet Benchmark. Proceedings of the 2th International Conference NUMISHEET'93, Tokyo.

A DISSZERTÁCIÓHOZ KAPCSOLÓDÓ JELENTŐSEBB PUBLIKÁCIÓK***IDEGEN NYELVŰ***

- (1) Tisza, M., Lukács, Zs.: *Computer aided process planning and die design in simulation environment in sheet metal forming*, AIP Conference Proceedings, Vol. 1567 (2014) pp. 1002-1007. DOI: 10.1063/1.
- (2) Lukács, Zs., Tisza, M.: *Formability investigations of advanced high strength steels*, IDDRG 2014, Paris, France, 1-4. June 2014.
- (3) Tisza, M., Lukács, Zs.: *Modelling and experimental investigation of large strain cyclic plastic deformation of high strength dual-phase steels*, 11th World Congress on Computational Mechanics (WCCM XI), Barcelona, Spain, 20-25. July 2014.
- (4) Lukács, Zs., Tisza, M.: *Theoretical and experimental investigation of springback phenomena in high strength dual-phase steels*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 214 (2014) to be published (IF 2013-ban: 0,653)
- (5) Tisza, M., Lukács, Zs.: *Springback analysis of high strength dual-phase steels*, ICTP 2014, Nagoya, Japan, 19-24. October 2014. Procedia Engineering (2014) Accepted for publication
- (6) Lukács, Zs., Gál, G., Tisza, M.: *New Equipment for Measuring Large Strain Cyclic Tension-compression Testing of Sheet Metal*, Multiscience-XVIII. microCAD International Multidisciplinary Scientific Conference, University of Miskolc, 10-11 April 2014.
- (7) Tisza, M., Kovács, P.Z., Lukács, Zs.: *Tool making innovations in sheet metal forming*, ICPT 2008 International Conference, Gyeongju, South Korea, 07-11. September 2008. pp. 792-794.
- (8) Tisza, M., Gál, G., Lukács, Zs.: *Numerical Modelling of Hot Forming Processes*, INTERNATIONAL JOURNAL OF MICROSTRUCTURE AND MATERIALS PROPERTIES 3:(1) pp. 21-34. (2008)
- (9) Tisza, M., Gál, G., Lukács, Zs.: *Integrated Process Simulation and Die Design in Sheet Metal Forming*, ESAFORM 20008, Lyon, France, 23-25. April 2008., pp. 61-62.

- (10) Tisza, M., Gál, G., Lukács, Zs.: *Integrated Process Simulation and Die Design in Sheet Metal Forming*, INTERNATIONAL JOURNAL OF MATERIAL FORMING 1:(1) pp. 185-188. (2008) (IF: 0,509)
- (11) Tisza, M., Lukacs, Zs., Gál, G.: *Integrated Process Simulation and Die Design in Sheet Metal Forming*, IDDRG 2007, Győr, Hungary, 21-23. May 2007. pp. 407-416.
- (12) Tisza, M., Lukács, Zs., Tisza, M jr.: *Fast Computer Aided Tool Design Using FEM Analysis*, In: Dudás I, Szabó O, Varga G (ed.), Proceeding of the 12th International Conference on Tools: ICT-2007., Miskolc, University of Miskolc, 06-08. September 2007. pp. 159-164. (ISBN:978-80-7318-572-5)
- (13) Tisza, M., Gál, G., Lukács, Zs., Kovács, P.Z.: *Simulation of multi-step deep-drawing processes performed in transfer presses*, In: ComPlas 2005: Proceedings of the 8th International Conference on Computational Plasticity: Fundamentals and Applications, Barcelona, Spain, 05-08. September 2005. pp. 251-254.
- (14) Tisza, M., Lukács, Zs., Tisza, M jr.: *FEM analysis in die design practice*, In: Banabic D (ed.), Proceedings of the 8th ESAFORM conference on material forming: ESAFORM 2005. Cluj-Napoca, Romania, 23-25. April 2005. Publishing House of the Romanian Academy, 2005. pp. 309-312. (ISBN:9732711736)

MAGYAR NYELVŰ

- (15) Lukács, Zs., Tisza, M.: *Nagyszilárdságú acélok visszarugózásának vizsgálata*, Műszaki Tudomány az Észak-Kelet Magyarországi Régióban – MTEKMR 2014, Szolnok, 2014. május 13. pp. CD (ISBN:978-963-358-051-6)
- (16) Tisza, M., Lukács, Zs., Gál, G., Kiss, A., Kovács, P.Z.: *Számítógépes mérnöki módszerek alkalmazása a képlékenyalakításban*, GÉP 64:(2) pp. 11-14. (2013)
- (17) Tisza, M., Lukács, Zs., Gál, G., Kiss, A., Kovács, P.Z.: *Képlékenyalakítási folyamatok modellezése*, In: Pálincás Sándor, Szabó Gábor, Szűcs Máté (szerk.), XIV. Képlékenyalakító konferencia: Miskolc 2012., 2012.02.16-2012.02.18. Miskolci Egyetem, 2012. pp. 90-95. (ISBN:978-963-661-985-5)
- (18) Tisza, M., Gál, G., Lukács, Zs.: *Számítógéppel segített technológiai és szerszámtervezés a lemezalakításban*, GÉPGYÁRTÁS 58:(3) pp. 81-85. (2008)
- (19) Lukács, Zs., Gál, G.: *Autóipari lemezalkatrészek számítógépes technológiai tervezése*, MLR-RET Diákfórum, Miskolc, 2007. június 8. (2007)

- (20) Tisza, M., Lukács, Zs., Gál, G., Kovács, P.Z.: *Többlépcsős mélyhúzás numerikus modellezése*, OGÉT 2005 XIII. Nemzetközi Gépész Találkozó, Szatmárnémeti, Románia, 2005.04.28-2005.05.01. Kolozsvár: Erdélyi Magyar Műszaki Tudományos Társaság, 2005. p. CD. (ISBN:973 7840 03 8)
- (21) Tisza, M., Rowsan, R., Lukács, Zs.: *Technológiai folyamatok vége-selemes modellezése*, Szakmérnöki jegyzet, Számítógépes tervezés és gyártás Szakmérnöki Szak, Miskolc: ME, 2006. 249 p.
- (22) Tisza, M., Rowsan, R., Lukács, Zs.: *Vége-selemes modellezés a képlékenyalakításban*, Tisza M (szerk.) Miskolc: Miskolci Egyetem, 2005. 160 p.