

**YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**YÜKSEK DAYANIMLI DÜŞÜK ALAŞIMLI ÇELİK SAC
ÜZERİNDE GERİ ESNEMENİN ŞEKİLLENDİRMEYE
ETKİSİNİN İNCELENMESİ**

Makine Yük. Müh. Cemil Günhan ERHUY

**FBE Makine Mühendisliği Anabilim Dalı İmal Usulleri Programında
Hazırlanan**

DOKTORA TEZİ

Tez Savunma Tarihi : 10 Temmuz 2008
Tez Danışmanı : Prof. Mehmet Emin YURCİ (YTÜ)
İkinci Tez Danışmanı: Prof. Dr. Taylan ALTAN (OSU)
Jüri Üyeleri : Prof. Dr. Ahmet ARAN (İTÜ)
: Prof. Nurullah GÜLTEKİN (YTÜ)
: Prof. Dr. Sabri ALTINTAŞ (BÜ)
: Prof. Dr. Ahmet TOPUZ (YTÜ)

İSTANBUL, 2008

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
SİMGE LİSTESİ	iv
KISALTMA LİSTESİ	viii
ŞEKİL LİSTESİ	ix
ÇİZELGE LİSTESİ	xxii
ÖNSÖZ	xxv
ÖZET	xxvi
ABSTRACT	xxvii
1. GİRİŞ	1
2. SAC ŞEKİLLENDİRMEDE GERİ ESNEMEYİ ETKİLEYEN ANA FAKTÖRLER	39
2.1 Malzeme Özellikleri	48
2.1.1 Plastik Davranış	48
2.1.2 Elastik Davranış	58
2.1.3 Anelastik Davranış ve Geri Dönebilen Mikroplastik Gerinimler	60
2.2 Takım Geometrisi ve İşlem Parametreleri	76
3. DENEYSEL ÇALIŞMALAR	90
3.1 Tek Eksenli Çekme Deneyleri	92
3.1.1 Yükleme ve Yük Boşaltmalarda Efektif Modüllerin Belirlenmesi	95
3.1.2 Bazı Plastik Özelliklerin Belirlenmesi	117
3.1.2.1 Gerilme – Gerinim Eğrilerine Dair Karakteristikler	117
3.1.2.1.1 Başlangıçtaki Akma Davranışı	121
3.1.2.1.2 Pekleşme Bağıntısı	124
3.1.2.1.3 Dengesizlik Anındaki Gerçek Toplam Gerinim ve Gerçek Gerilme	131
3.1.2.2 Plastik Gerinim Oranının Belirlenmesi	137
3.1.3 Birim Hacim İçin Üniform Şekil Değiştirme İşine Dayalı Yaklaşım	139
3.1.4 Plastik Anizotropinin Hill-1948 Akma Kriterine Göre İncelenmesi	168
3.1.4.1 Anizotropi Katsayıları	170
3.1.4.2 Tek Eksenli Çekmede Efektif Gerilme – Efektif Gerinim Bağıntıları	176
3.2 Viskoz Basınç ile Şişirme Deneyleri	184
3.2.1 Efektif Gerilme – Efektif Gerinim Bağıntılarının Belirlenmesi	188
3.2.1.1 Tek Eksenli Çekme Deney Sonuçlarından Yapılan Tahmin	188
3.2.1.2 Sonlu Elemanlar Analizine Dayalı Veri Tabanına Göre Hesaplama	191
3.2.2 Sac Şişirme Deneylerinin Simülasyonu	194
4. UYGULAMALAR	202
5. SONUÇLAR	217

KAYNAKLAR.....	234
EKLER	240
Ek 1 Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerine Dair Sayısal ve Grafiksel Sonuçlar	241
Ek 2 Uygulanan Viskoz Basınç ile Şişirme Deneylerine Dair Ham Veri Profilleri.....	267
Ek 3 Konkav Kenar Bükme Uygulamalarında Sonlu Elemanlar Yöntemi Tabanlı İşlem Simülasyonlarından Tahmin Edilen Geri Esnemeler	269
ÖZGEÇMİŞ.....	275

SİMGE LİSTESİ

A	Alan
A_0	Tek eksenli çekme deney numunesinin ilk kesit alanı
a	Hosford akma kriterinin üssü
B	Hacim modülü
b	Burgers vektörü
c	Gerçek gerilme – gerçek gerinim üslü bağıntısında korelasyonu maksimize eden sabit
$\underline{c}$	Efektif gerilme – efektif gerinim üslü bağıntısında korelasyonu maksimize eden sabit
$\bar{c}$	Kalıp ile stampa arasındaki boşluk
D	Gerçek gerilme – birim hacim için üniform şekil değiştirme işi üslü bağıntısında korelasyonu maksimize eden sabit
d_b	Şişirme deneylerinde kullanılan sac taslağın çapı
d_D	Şişirme deneylerinde kullanılan kalıbın iç çapı
E	Elastiklik (Young) modülü
$\bar{E}$	Elastiklik (Young) modülünün sac düzlemindeki ortalaması
E_{ef}	Yüklemedeki efektif modül
$\bar{E}_{ef}$	Yüklemedeki efektif modülün sac düzlemindeki ortalaması
E_{sb}	Geri esneme modülü
$\bar{E}_{sb}$	Geri esneme modülünün sac düzlemindeki ortalaması
E'	Düzlem gerinim modülü
e	Nominal gerinim (mühendislik gerinimi)
e_L	Tek eksenli çekme deneyinde çekme doğrultusundaki nominal gerinim
e_u	Dengesizlik anındaki nominal gerinim (maksimum nominal üniform gerinim)
e_{YH}	Üst akma noktasındaki nominal gerinim
e_{YL}	Alt akma noktasındaki nominal gerinim
$e_{YP/f}$	Akma noktası uzaması (Lüders bölgesi) sona erdiği andaki nominal gerinim
$e_{YP/s}$	Akma noktası uzaması (Lüders bölgesi) başladığı andaki nominal gerinim
F	Kuvvet (yük)
F_{bh}	Bastırıcı kuvveti
F_{pad}	Sacların U-bükümünde tabana uygulanan yastık kuvveti
f_{SWC}	Yan duvar kıvrıklaşma faktörü
G	Kayma modülü (rijitliğin modülü)
h_{cv}	Kenarı konkav formda bükülen parçada büküm kenarı uzunluğu
h_d	Sac şişirme deneyinde kubbe formlu deney parçasının yüksekliği
h_{db}	Süzdürme deney numunelerinde geri esneme ölçümü için tanımlanmış yükseklik
h_p	Bükme işleminde stampa kursu
K	Gerçek gerilme – gerçek gerinim üslü bağıntısında geçerli olan dayanım katsayısı
$\underline{K}$	Efektif gerilme – efektif gerinim üslü bağıntısında geçerli olan dayanım katsayısı
K'	Gerçek gerilme – deformasyon parametresi üslü bağıntısının katsayısı
$\underline{K}'$	Efektif gerilme – deformasyon parametresi üslü bağıntısının katsayısı
K''	Gerçek gerilme – birim hacim için üniform şekil değiştirme işi üslü bağıntısının katsayısı
$\underline{K}''$	Efektif gerilme – birim hacim için üniform şekil değiştirme işi üslü bağıntısının katsayısı
k	İzotropik bir malzemenin kayma dayanımı
L	Uzunluk
L_0	Tek eksenli çekme deney numunesinin ilk ölçüm uzunluğu

L_b	Bükme işlemlerinde kalıp ve stampa kavislerinin merkezi arasında kalan uzunluk
L_{cv}	Kenarı konkav formda bükülen parçada merkez eksen üzerinde konkavlık derinliği
L_O	Nötr eksen üzerinde büküm yayının uzunluğu
L_{SWC}	Yan duvarda kıvrıklaşan kısmın uzunluğu
M	Moment
m	Barlat YLD89 akma kriterinin üssü
m	Hill-1979 akma kriterinin üssü
n	Gerçek gerilme – gerçek gerinim bağıntısında geçerli olan pekleşme üssü
$\underline{n}$	Efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısında geçerli olan pekleşme üssü
n'	Gerçek gerilme – deformasyon parametresi bağıntısının üssü
$\underline{n}'$	Efektif gerilme – deformasyon parametresi bağıntısının üssü
n''	Gerçek gerilme – birim hacim için üniform şekil işi değiştirme bağıntısının üssü
$\underline{n}''$	Efektif gerilme – birim hacim için üniform şekil değiştirme işi bağıntısının üssü
p	Basınç
R	Yarıçap
R_b	Büküm yarıçapı
R_{cv}	Konkavlık yarıçapı
R_D	Kalıp profil (kavis) yarıçapı
R_d	Sac şişirme deneyinde kubbe formlu deney parçasında tepe noktasındaki yarıçap
R_p	Stampa profil (kavis) yarıçapı
R_{SWC}	Yan duvarda kıvrıklaşan kısmın eğrilik yarıçapı
R'_b	Geri esneme sonrası parçada büküm kavisinin ulaştığı yarıçap değeri
r	Plastik gerinim oranı (Lankford katsayısı veya normal anizotropi faktörü)
$\bar{r}$	Plastik gerinim oranının sac düzlemindeki ortalaması (ortalama normal anizotropi faktörü)
S	Nominal gerilme (mühendislik gerilmesi)
$S_{0.2}$	Nominal gerilme olarak ofset tekniği ile belirlenen % 0.2 akma dayanımı ($R_{p0.2}$)
S_u	Dengesizlik anındaki nominal gerilme (çekme dayanımı, R_m)
S_{YH}	Üst akma noktasındaki nominal gerilme (üst akma dayanımı, R_{eH} , $S_{YP/s}$)
S_{YL}	Alt akma noktasındaki nominal gerilme (alt akma dayanımı, R_{eL})
s	Bir sac bükme işleminde söz konusu olan büküm kolu
t	Kalınlık
t_0	Sacın ilk kalınlığı
t_d	Sac şişirme deneyinde kubbe formlu deney parçasının tepe noktasındaki kalınlığı
t	Zaman
V	Hacim
v	Hız
v_{ch}	Tek eksenli çekme deneyinde çene ayrılma (çekme) hızı (çapraz kafa hızı)
W	Birim hacim için yapılan şekil değiştirme işi
W_u	Birim hacim için üniform deformasyon alanında yapılan şekil değiştirme işi
$W_{YP/f}$	Birim hacim için Lüders bölgesi sona erene kadar yapılan şekil değiştirme işi
w	Genişlik
w_0	Tek eksenli çekme deney numunesinin ilk genişliği
w_D	Kalıpta V-büküm işleminde kalıp ağzının genişliği
X'_θ	Haddeme yönüne göre θ açısı doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımı
Y	İzotropik bir malzemenin tek eksenli çekmedeki akma dayanımı
Z	Kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımı
α	Gerilme oranı
α_b	Büküm kolları arasındaki açı
α_{bb}	Büküm açısı

α_{sb}	Geri esneme açısı
α'_b	Geri esneme sonrasında büküm kolları arasındaki açı
α'_{bb}	Geri esneme sonrası büküm açısı
β'_b	Bir U-büküm işlemi ile şekillendirilen parçada taban düzlemi ile geri esneme sonrası kıvrıklaşmış yan duvarın teğeti arasındaki açı
β'_{db}	Süzdürme deney numunelerinde geri esneme ölçümü için tanımlanmış açı
β'_{sb}	Bir U-büküm işlemi ile şekillendirilen parçada yan duvardaki geri esneme açısı
γ	Mühendislik kayma gerinimi
δ	Elastisitede lineer dışı etkiyi yansıtan parametre
ΔA	Alandaki değişim
ΔE	Elastiklik modülünün sac düzleminde sergilediği değişimin derecesi
ΔL	Uzunluktaki değişim
Δr	Düzlemsel anizotropi faktörü
Δt	Kalınlıktaki değişim
ΔV	Hacim değişimi
Δw	Genişlikteki değişim
ε	Gerçek gerinim
$\bar{\varepsilon}$	Haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki ortalama gerçek gerinim
ε_0	Pekleşmeye dair verilen Swift bağıntısında ön gerinimi temsil eden sabit
ε_I	Büyük asal gerinim
ε_{II}	Ortanca asal gerinim
ε_{III}	Küçük asal gerinim
ε_L	Tek eksenli çekme deneyinde çekme doğrultusundaki gerçek gerinim
ε_O	Oransal sınırdaki gerinim
ε_{pre}	Ön gerinim
ε_t	Kalınlık doğrultusundaki gerçek gerinim
ε_u	Dengesizlik anındaki gerçek gerinim (maksimum gerçek üniform gerinim)
ε_w	Genişlik doğrultusundaki gerçek gerinim
$\varepsilon_{YP/f}$	Akma noktası uzaması (Lüders bölgesi) sona erdiği andaki gerçek gerinim
$\underline{\varepsilon}$	Efektif gerinim
$\underline{\varepsilon}_{H-48}$	Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerinim
$\underline{\varepsilon}_T$	Tresca akma kriterine göre efektif gerinim
$\underline{\varepsilon}_{VM}$	Von Mises akma kriterine göre efektif gerinim
$\dot{\varepsilon}$	Gerçek gerinim hızı
$\dot{\varepsilon}_u$	Tek eksenli çekme deneyinde üniform deformasyon alanında çekme doğrultusunda ortaya çıkan ortalama gerçek gerinim hızı
θ	Seçilen bir doğrultu ile haddeleme yönü (x eksen) arasındaki açı
$\bar{\theta}$	Sac düzleminde akma dayanımının maksimum veya minimum değerlerine ulaştığı ekstramum doğrultu ile haddeleme yönü (x eksen) arasındaki açı
λ	Plastik kompiyans
μ	Coulomb sürtünme katsayısı
ρ	Yoğunluk
ρ	Dislokasyon yoğunluğu
σ	Gerçek gerilme
$\bar{\sigma}$	Haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki ortalama gerçek gerilme
$\sigma_{0.2}$	Nominal eğriden belirlenen % 0.2 akma dayanımının gerçek gerilme olarak ifadesi
σ_I	Büyük asal gerilme
σ_{II}	Ortanca asal gerilme
σ_{III}	Küçük asal gerilme

σ_{fw}	İleri (öne doğru) akışta gerilme
σ_O	Oransal sınırdaki gerilme
σ_{rv}	Ters akışta gerilme
σ_u	Dengesizlik anındaki gerçek gerilme
$\sigma_{YP/f}$	Akma noktası uzaması (Lüders bölgesi) sona erdiği andaki gerçek gerilme
$\underline{\sigma}$	Efektif gerilme
$\underline{\sigma}_{H-48}$	Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerilme
$\underline{\sigma}_T$	Tresca akma kriterine göre efektif gerilme
$\underline{\sigma}_{VM}$	Von Mises akma kriterine göre efektif gerilme
σ'	Kalıntı gerilme
τ	Kayma gerilmesi
ν	Poisson oranı
φ	Deformasyon parametresi
ψ	Lüders bölgesinin sona erdiği andaki gerçek gerinime ve c sabitine göre tanımlanmış olan oran
ω'_b	Bir U-büküm işlemi ile şekillendirilen parçada geri esneme sonrası flanş ile kıvrıklaşmış yan duvarın teğeti arasındaki açı
ω'_{sb}	Bir U-büküm işlemi ile şekillendirilen parçada flanştaki geri esneme açısı
F, G, H	Hill-1948 akma kriterinde normal gerilme bileşenleri ile ilgili anizotropi katsayıları
L, M, N	Hill-1948 akma kriterinde kayma gerilmesi bileşenleri ile ilgili anizotropi katsayıları
R, S, T	Sırasıyla x, y ve z doğrultularında kaymadaki akma dayanımı
X, Y, Z	Sırasıyla x, y ve z doğrultularında çekmedeki akma dayanımı

KISALTMA LİSTESİ

AHSS	Advanced High Strength Steel
AISI	American Iron and Steel Industry
AKDQ	Aluminum-Killed Drawing Quality
ANK-H	Anisotropic Nonlinear Kinematic Hardening
ASM	American Society for Metals / Materials
ASTM	American Society for Testing and Materials
AVE	Advanced Video Extensometer
BH	Bake Hardening
CQ	Commercial Quality
DIN	Deutsches Institut für Normung
DP	Dual Phase
EN	European Norm
ERC/NSM	Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing
FE(M)(A)	Finite-Element (Method) (Analysis)
H-48	Hill-1948
HSLA	High-Strength Low-Alloy
HSS	High Strength Steel
I(NLK)-H	Isotropic (Non-Linear Kinematic) Hardening
IF	Interstitial-Free
IISI	International Iron & Steel Institute
IPB	In-Plane Bending
ISO	International Organization for Standardization
NLK-H	Nonlinear Kinematic Hardening
RBT	Resonant Beam Test
RD	Rolling Direction
SAE	Society of Automotive Engineers
SWC	Side-Wall Curling
T	Tresca
TD	Transverse Direction
TRIP	Transformation-Induced Plasticity
TRS	Torsional
TS	Türk Standardı
TT	Tensile Test
VM	Von Mises
VPB(T)	Viscous Pressure Bulge (Test)
YP(E)	Yield Point Elongation
bh	Blank holder
ch	Crosshead
cv	Concave
db	Draw-bead
e, ep, p, t	Elastic, elastic-plastic, plastic, total
ef	Effective
fw	Forward
in	Initial
max	Maximum
min	Minimum
mp	Microplastic
rv	Reverse
sb	Springback

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1	Tek eksenli çekme deneyinde çekme yönündeki gerilme ile gerinim arasındaki bağıntının lineer karakteristikte olduğu elastik bölge (a) ve prizmatik deney numunesinin boyutlarında meydana gelen değişim (b)	4
Şekil 1.2	Tek eksenli çekme deneyinde elastiklik modülünün (a), teğet modülün (b) ve kiriş modülün (c) belirlenmesi	5
Şekil 1.3	Tek eksenli çekme deneyinde başlangıçtaki yükleme sürecinde söz konusu olan elastik bölge için verilen oransal sınır ve elastik sınır ile akma sonrası gerçekleştirilen yük boşaltmada toplam gerinimin elastik ve plastik kısımları	7
Şekil 1.4	Tek eksenli çekme deneyinde gerinim ölçümündeki doğruluğun oransal sınırı belirlemeye etkisi	8
Şekil 1.5	Serbest olarak asılmış bir Poisson deney plakasının rezonanslı titreşiminde ortaya çıkan ilk beş tip şekil veya şekil modu.....	11
Şekil 1.6	Orthotropik malzemelerde düzlem gerilme hali için bağımsız elastik özelliklerin belirlenmesine yönelik geliştirilmiş Resonalyser prosedürü.....	11
Şekil 1.7	Kalınlığı 5 mm olan 6082 alüminyum alaşımından sıcak hadde ürünü levhada tek eksenli çekme deneyi ve rezonanslı kiriş deneyi ile klasik (a) ve uyarlanmış (b) Resonalyser prosedüründen haddeleme yönüne göre farklı doğrultularda belirlenen elastiklik modülü, kayma modülü ve Poisson oranı değerlerinin karşılaştırılması.....	12
Şekil 1.8	Tek eksenli çekme deneyinde yükleme hızının ölçülen elastiklik modülü değerine etkisi.....	14
Şekil 1.9	Ekstra yumuşak bir çeliğin oda sıcaklığında yüzde birkaç düzeyindeki gerinime kadar çekme yoluyla deforme edilmiş yapısında gözlenen dislokasyon düğümleri (a) ve alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki bir çeliğin % 30'luk gerinim düzeyine kadar çekilmesi sonucu ortaya çıkan hücresel dislokasyon altyapısı (b).....	15
Şekil 1.10	Plastik gerinim oranının belirlenmesi amacıyla sac levhadan haddeleme yönüne göre belli bir açıda kesilmiş tek eksenli çekme deney numunesi	18
Şekil 1.11	Düzlem gerilme hali için izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerinin ortaya koyduğu akma yüzeylerinin karşılaştırılması.....	23
Şekil 1.12	Düzlemsel izotropik malzemelerde düzlem gerilme hali için Hill-1948 akma kriterine göre akma yüzeyinin plastik gerinim oranı ile değişimi ve derin çekilen silindirik bir kabın cidarı ile flanşındaki gerilme hallerine akma yüzeylerinde karşılık gelen bölgeler	24
Şekil 1.13	Tek eksenli basma-çekme deneyinde gerilme – gerinim eğrisi ve Bauschinger etkisi	28
Şekil 1.14	Tek eksenli çekmede gerilme – gerinim eğrisi (a), düzlem gerilme halinde izotropik sertleşme modeli (b), kinematik sertleşme modeli (c) ve kinematik sertleşme ile izotropik sertleşme modellerinin kombinasyonu (d).....	30
Şekil 1.15	Mróz yöntemine dair akma yüzeyleri	31
Şekil 1.16	Gau-Kinzel yöntemine dair akma yüzeyleri.....	31
Şekil 1.17	Hidrolik şişirme deneyinin şematik esası ve dengelenmiş iki eksenli gerilme halinin hidrostatik çekme ve tek eksenli basma olarak ayrıştırılması	33
Şekil 1.18	Şişirilen bir deney parçasının ve kullanılan kalıbın karakteristik geometrisi	35

Şekil 1.19	Viskoz basınç ile şişirme deneyinin şematik esası	37
Şekil 1.20	Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinden FEM veri tabanına dayalı teknik ile efektif gerilme ve efektif gerinim değerlerinin belirlenmesi.....	37
Şekil 2.1	Bir sac bükme işleminde büküm bölgesinin geometrisi ve eksen takımı.....	39
Şekil 2.2	Pekleşme özelliği sergileyen ince bir sacın düzlem gerinim hali altında bükülmesi işleminde kesitteki gerinim dağılımı (a) ve gerilme – gerinim bağıntısı (b).....	40
Şekil 2.3	Pekleşme özelliği sergileyen ince bir sacın düzlem gerinim hali altında bükülmesi işleminde bükme momenti altındaki gerilmenin ve yük boşaltma sonrasındaki kalıntı gerilmenin dağılımı.....	40
Şekil 2.4	Sacın germe etkisiyle bükülmesi işleminin şematik esası	42
Şekil 2.5	Pekleşme özelliği sergileyen ince bir sacın germeli bükülmesi işleminde kesitteki gerinim dağılımı (a), gerilme – gerinim bağıntısı (b), gerilme dağılımı (c) ve yükün kaldırılması ve elastik geri dönüş ile kesitteki kalıntı gerilmenin dağılımı (d).....	42
Şekil 2.6	Geri esnemeye bağlı açısallara karşı parça tasarımında alınabilecek bazı önlemler	43
Şekil 2.7	Parça kavisinden daha küçük kavis yarıçapına sahip bir kalıpta büküm bölgesine ekstra basınç uygulama ve ters açılarla arka rahatlatma yöntemi ile geri esnemeye bağlı açısallara karşı alınan bir önlem	43
Şekil 2.8	İlave kademelendirmeler ile ön taçlandırma uygulayarak geri esnemeye bağlı açısallara karşı azaltılması yöntemi.....	44
Şekil 2.9	Aynı akma dayanımına sahip HSLA ve DP çeliğinden saclardan şekillendirilen bir kanalın yan duvarlarında ortaya çıkan açısallara sapma ile kıvrıklaşmanın şematik olarak karşılaştırılması	44
Şekil 2.10	Yan duvar kıvrıklaşmasının esası ve mekanizması	45
Şekil 2.11	Kalıpta U-bükme işleminde yumuşak çelik, paslanmaz çelik ve alüminyum alaşımından saclarda oluşan yan duvar kıvrıklaşması (a) ile bu oluşumun geometrik olarak tanımlanması (b)	46
Şekil 2.12	Flanş veya yan duvardan kaynaklanan burma momentleri	46
Şekil 2.13	Yumuşak çelik ve yüksek dayanımlı çeliğin eş gerinim düzeyine kadar tek eksenli olarak çekilmesi sonrası yük boşaltma ile ortaya çıkan elastik geri dönüşlerin karşılaştırılması.....	49
Şekil 2.14	Aynı mühendislik akma dayanımına ve eş gerinim aralığında ölçülmüş aynı pekleşme üssü değerine sahip DP ve HSLA çeliğinden sacların aynı kalıpta ve aynı şartlar altında kanal formunda şekillendirilmesinde ortaya çıkan geri esneme farklılaşması.....	50
Şekil 2.15	Mühendislik akma gerilmesi aynı olan HSLA, DP ve TRIP çeliğinden saclarda tek eksenli çekme eğrilerinin (a) ve gerinim düzeyine bağlı olarak anlık pekleşme üssü değerlerinin karşılaştırılması	50
Şekil 2.16	Konvansiyonel HSS ve AHSS grubundaki saclarda pekleşme özelliğine bağlı olarak açısallara geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması eğilimine dair verilen karakteristik bölgeler	51
Şekil 2.17	Sac kalınlığının büküm yarıçapının iki katına oranı ve pekleşme üssünün farklı değerleri için plastik gerinim oranı ile geri esneme oranı arasındaki bağıntılar	52
Şekil 2.18	Bükme ve ters bükme işlemleri sonrası ortaya çıkan geri esnemeler.....	53
Şekil 2.19	Çeşitli sac malzemelere farklı kalıp kavis yarıçapı ve kalıp ile stampa arası boşluk değerleri ile uygulanan bükme ve ters bükme işlemlerinde deformasyon geçmişine bağlı olarak geri esneme sonrası bükme açısının değişimi	54

Şekil 2.20	Alüminyum alaşımından (6111-T4) sac malzemeye farklı kalıp kavis yarıçapı ve kalıp ile stampa arası boşluk değerleri altında uygulanan bükme ve ters bükme işlemlerinde deformasyon geçmişine bağlı olarak geri esneme sonrası bükme açısındaki değişimlerin çeşitli sertleşme modellerinin tahminleri ile karşılaştırılması.....	54
Şekil 2.21	Süzdürme deney düzeneği (a) ile bu düzenekte 1.8 mm'lik (a) ve 0.9 mm'lik (b) kalıp boşlukları altında HSS saca uygulanan deneylerde çeşitli sertleşme kurallarının geri esneme sonrası numune formuna dair öngörülere 55	55
Şekil 2.22	Farklı kalınlıklardaki DP 300/600 ve DP 400/600 çelik sacların tek eksenli çekme-basma deneyindeki gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrileri.....	56
Şekil 2.23	Haddelme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda çıkartılmış 1.045 mm'lik kalınlığa sahip DP 300/600 kalitesindeki çelik sacdan numunelere uygulanan bükme ve ters bükme deneylerinde ölçülen geri esneme açıları	57
Şekil 2.24	Yüksek dayanımlı çeliklerde gözlenen gelişigüzel yönlenme ile birlikte beş farklı ideal tekstür bileşeni için üst sınır ve alt sınır modelleri ile elastik kendi içinde tutarlı modele göre hesaplanan düzlem gerinim modüllerinin yöne bağlı değişimi	59
Şekil 2.25	Düşük karbonlu yüksek dayanımlı bir çelikte elastik ve visko-plastik kendi içinde tutarlı modellere göre öngörülen düzlem gerinim modüllerinin sacın haddelenme yönüne göre değişimi (a) ve tahmin edilen geri esneme açılarının düzlem gerinim eğme deneylerinden ölçülenler ile karşılaştırılması (b).....	60
Şekil 2.26	Farklı plastik gerinim düzeylerinden itibaren gerçekleştirilen tek eksenli çekme ve basma zorlamaları altında A33, XE280D ve XC38 çelik kalitelerinde ölçülen Young (elastiklik) modülü değerlerinin plastik gerinim ile değişimi	61
Şekil 2.27	Zamana bağlı olarak A33 ve XC38 çeliklerinin Young (elastiklik) modülü değerlerinde gözlenen toparlanma etkisi	62
Şekil 2.28	Farklı gerinim düzeylerinde farklı değerlerde ölçülen Young (elastiklik) modülünün plastik gerinim ile değişimine dair esas alınan model ile deneysel olarak elde edilen bağıntının karşılaştırılması	62
Şekil 2.29	Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) saclarda başlangıç itibariyle ve çekme doğrultusundaki çeşitli ön gerinim düzeylerinde gerçekleştirilen yükleme ve yük boşaltmalarda gözlenen lineer olmayan davranış	65
Şekil 2.30	Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde çekme doğrultusunda yaklaşık % 7'lik gerinim düzeyinden yapılan yük boşaltmada HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) sacların sergilediği lineer ve lineer olmayan geri dönüşlerin karşılaştırılması.....	66
Şekil 2.31	Tek eksenli çekme deneylerinde çeşitli ön gerinim ve gerilme düzeylerinden yapılan yük boşaltmalarda HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) saclarda ölçülen anlık teğet modüllerinin bu süreçlerdeki gerilmenin düzeyine bağlı olarak değişimi	68
Şekil 2.32	Alüminyum alaşımından (6022-T4) sac malzemenin % 6'lık ön gerinim değerine kadar tek eksenli olarak çekilmesi ve bu gerinim düzeyinden yapılan yük boşaltmayı takiben ters yükleme (basma) sürecinin gerçek gerilme – gerçek gerinim (a) ve teğet modülü – gerçek gerinim (b) diyagramları ile ifade edilmesi	70

Şekil 2.33	Tek eksenli çekme deneylerindeki yükleme ve yük boşaltma süreçleri için tanımlanan ortalama efektif modülün HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) saclar üzerinde çekme doğrultusunda uygulanan gerçek ön gerinim ile değişimi.....	71
Şekil 2.34	Haddeleme yönüne 90^0 'lik doğrultuda çeşitli gerçek ön gerinim düzeylerinden tek eksenli çekme ile yapılan yüklemelerde (a) ve haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda tek eksenli çekme sonrası çeşitli gerçek ön gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalarda (b) AKDQ çelik sacın anlık teğet modüllerinin gerçek gerilme düzeyi ile sergilediği değişimler	72
Şekil 2.35	Haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma sürecinde AKDQ çelik sacın ortalama teğet modülü (a) ve ortalama Poisson oranı (b) değerlerinin çekme doğrultularındaki gerçek plastik gerinim ile değişimi	73
Şekil 2.36	LY12(M), LF21(M) ve SPCC olarak anılan üç farklı sac malzemede plastik gerinime bağlı olarak elastiklik modülünde ifade edilen değişimler	74
Şekil 2.37	Bir serbest V-bükme işleminin FEM simülasyonunda LY12(M), LF21(M) ve SPCC olarak anılan saclar için sabit ve deformasyona göre değişken elastiklik modülü yaklaşımları ile elde edilen geri esneme açılarının büküm açlarına bağlı olarak deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.....	74
Şekil 2.38	Alüminyum alaşımından (AA 2024-T3) sac malzemeye uygulanan süzdürme deneylerinde numunelerdeki geri esnemeyi ölçmek üzere tanımlanmış boyutlar	75
Şekil 2.39	Alüminyum alaşımından (AA 2024-T3) saca uygulanan süzdürme deneylerinden ölçülen çekme kuvvetinin çeşitli sertleşme kurallarına ve Young (elastiklik) modülünün deformasyon ile ifade edilen değişiminin dikkate alınma durumuna göre yürütülen FE analizlerinin sonuçları ile karşılaştırılması.....	75
Şekil 2.40	Kalıpta gerçekleştirilen bir V-büküm işleminde (a) kalıp ağız genişliğinin stampa kavisine oranının $80/6$ (b) ve $24/1$ (c) olduğu kalıp setlerinde stampa kavis yarıçapının sac kalınlığına oranının farklı değerleri için büküm kolları arasındaki açı ile geri esneme açısının çeşitli sac malzemeler için değişimi	77
Şekil 2.41	Bir serbest V-büküm işleminde çeşitli bölgeler için moment hesaplamada kullanılan büküm kolları ve diğer boyutlar (a) ile stampa strokuna bağlı olarak ölçülen ve BEND programı ile tahmin edilen geri esneme açıları (b).....	78
Şekil 2.42	Sac parçanın tabanında yastıklama ile gerçekleştirilen bir U-büküm işleminde geri esnemeye etki eden karakteristik boyutlar.....	79
Şekil 2.43	Bir U-büküm işleminde sac parçanın yan duvarında ortaya çıkan kıvrıklaşmayı incelemek amacıyla kullanılan kalıp seti.....	79
Şekil 2.44	Yumuşak çelikten bir sacın U-bükümünde bastırıcı kuvveti ile stampa ve kalıp profil yarıçapının geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması üzerine deneysel olarak ve teorik yaklaşıma göre belirlenen etkisi	80
Şekil 2.45	Yumuşak çelik, paslanmaz çelik ve alüminyum alaşımından sacların U-bükümünde bastırıcı kuvveti ve sürtünme katsayısının geri esneme (a) ve yan duvar kıvrıklaşması (b) üzerine deneysel olarak belirlenen etkisi.....	81
Şekil 2.46	Bir düz kenar bükme işleminde kullanılan kalıp seti elemanları, karakteristik boyutları, işlem adımları ve ortaya çıkan geri esneme	81

Şekil 2.47	Düz kenar bükme işleminde kalıp profil yarıçapının CQ ve AKDQ çelik ile alüminyum alaşımından saclardaki geri esnemeye etkisi.....	82
Şekil 2.48	Düz kenar bükme işleminde kalıp ile stampa arasındaki boşluğun CQ ve AKDQ çelik ile alüminyum alaşımından saclardaki geri esnemeye etkisi	82
Şekil 2.49	Düz kenar bükme işleminde stampa profil yarıçapının AKDQ çelik sacdaki geri esnemeye etkisi.....	83
Şekil 2.50	Düz kenar bükme işleminde bastırıcı kuvvetinin CQ ve AKDQ çelik ile alüminyum alaşımından saclardaki geri esnemeye etkisi.....	83
Şekil 2.51	Baskılı kenar bükme işleminin esası (a) ve AKDQ çelik sacda kenar bükmenin baskı etkisi ile uygulanması halinde konvansiyonel kenar bükme işlemine göre geri esneme eğilimde ortaya çıkan farklılaşma (b)	84
Şekil 2.52	Alüminyum alaşımından bir sacın U-büküm işleminde bastırıcı kuvvetinin açısız geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması üzerine etkisi	85
Şekil 2.53	Farklı kalınlıklardaki DP 300/600 ve DP 400/4600 çelik sacların çekmeli bükme işleminde duvardaki (a) ve flanştaki (b) geri esneme açılarının bastırıcı kuvveti ile değişimi.....	85
Şekil 2.54	Şekillendirme işleminde bastırıcı kuvvetinin etkiye zamanına göre bir AHSS çelik sacda geri esnemelerin kontrol altında tutulması.....	86
Şekil 2.55	Kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve geri esneme üzerine önemi	87
Şekil 2.56	Süzdürme derinliği, kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve stampa profil yarıçapının HSLA ve AHSS çelik saclardaki açısız geri esnemeye etkisi	87
Şekil 2.57	Süzdürme derinliği, kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve kalıp profil yarıçapının HSLA ve AHSS çelik saclardaki yan duvar kıvrıklaşmasına etkisi	88
Şekil 2.58	Şekillendirme hızı ile birlikte takım sıcaklıklarının alüminyum alaşımından sacın U-büküm işlemindeki geri esneme davranışına etkisi	88
Şekil 3.1	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın ışık mikroskobu ile 200, 500 ve 1000 kat büyütme altındaki mikroyapı görüntüleri	91
Şekil 3.2	Kullanılan tek eksenli çekme deney numunelerinin boyutları	92
Şekil 3.3	Tek eksenli çekme deneylerinde kullanılan 100 kN kapasiteli INSTRON 5582 elektromekanik üniversal deney makinesi ve aparatları ile üzerine enine ve boyuna ölçüm uzunlukları işaretlenmiş olan bir deney numunesi	94
Şekil 3.4	Tek eksenli çekme deneyinin üniform deformasyon bölgesindeki bir anında yükün boşaltılması (a) ve numunenin boyutlarında meydana gelen değişim (b)	98
Şekil 3.5	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0°'lik) doğrultuda üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükleme (a) ve yük boşaltma (b) tarzında tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı bir grupta çekme veya yük boşaltma doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları.....	101
Şekil 3.6	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45°'lik) doğrultuda üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükleme (a) ve yük boşaltma (b) tarzında tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı bir grupta çekme veya yük boşaltma doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları	102
Şekil 3.7	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90°'lik) doğrultuda üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükleme (a) ve yük boşaltma (b) tarzında tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı bir grupta çekme veya yük boşaltma doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları.....	103

Şekil 3.8	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin başlangıç yüklemesinde deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modül değerleri ile bunların sac düzleminde hesaplanan ortalaması	105
Şekil 3.9	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0^0 'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi	108
Şekil 3.10	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45^0 'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi	109
Şekil 3.11	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90^0 'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi	110
Şekil 3.12	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0^0 'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalara dair lineer regresyonlardan efektif nitelikte belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi	111
Şekil 3.13	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45^0 'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalara dair lineer regresyonlardan efektif nitelikte belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi	112
Şekil 3.14	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90^0 'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalara dair lineer regresyonlardan efektif nitelikte belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi	113

Şekil 3.15	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün ve yük boşaltmalarda lineer regresyonlardan yine efektif nitelikte tanımlanan geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusundaki gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi.....	114
Şekil 3.16	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta çekme doğrultusundaki nominal gerilme – nominal gerinim diyagramları.....	118
Şekil 3.17	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta dengesizlik anına kadar çekme doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları.....	119
Şekil 3.18	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim ve zaman değerleri ile yapılan lineer regresyonlar	120
Şekil 3.19	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen üst akma dayanımının (a) ve alt akma dayanımının (b) çekme hızı ile değişimi	122
Şekil 3.20	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen akma noktası uzamasının (Lüders geriniminin) çekme hızı ile değişimi	123
Şekil 3.21	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K\varepsilon^n$ modeline göre belirlenen pekleşme üssü değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi.....	125
Şekil 3.22	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K\varepsilon^n$ modeline göre belirlenen dayanım katsayısı değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi	125
Şekil 3.23	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinim değerleri ile yapılan lineer regresyonlar	127
Şekil 3.24	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K(\varepsilon + c)^n$ modeline göre belirlenen pekleşme üssü değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi.....	128

Şekil 3.25	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K(\epsilon + c)^n$ modeline göre belirlenen dayanım katsayısı değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi	129
Şekil 3.26	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde gerçek toplam gerinim değerlerinden hesaplanan ψ oranının çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi	130
Şekil 3.27	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde gerçek toplam gerinim değerlerinden hesaplanan ψ oranı ile $\sigma = K(\epsilon + c)^n$ bağıntısına göre belirlenen pekleşme üssünün değişimi	131
Şekil 3.28	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde yükün maksimuma ulaştığı dengesizlik anında çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinimin çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi	132
Şekil 3.29	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0^0 'lik) doğrultuda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde pekleşmenin $\sigma = K\epsilon^n$ bağıntısı (a) ve $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısı (b) ile ifade edilmesi durumlarında çekme doğrultusunda deneysel olarak ölçülen ve hesaplanan maksimum gerçek üniform toplam gerinim değerleri arasında gözlenen farklar	134
Şekil 3.30	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45^0 'lik) doğrultuda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde pekleşmenin $\sigma = K\epsilon^n$ bağıntısı (a) ve $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısı (b) ile ifade edilmesi durumlarında çekme doğrultusunda deneysel olarak ölçülen ve hesaplanan maksimum gerçek üniform toplam gerinim değerleri arasında gözlenen farklar	135
Şekil 3.31	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90^0 'lik) doğrultuda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde pekleşmenin $\sigma = K\epsilon^n$ bağıntısı (a) ve $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısı (b) ile ifade edilmesi durumlarında çekme doğrultusunda deneysel olarak ölçülen ve hesaplanan maksimum gerçek üniform toplam gerinim değerleri arasında gözlenen farklar	135
Şekil 3.32	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde yükün maksimuma ulaştığı dengesizlik anındaki gerçek gerilmenin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi	136
Şekil 3.33	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen plastik gerinim oranı değerlerinin çekme doğrultusundaki gerçek toplam gerinim (a) ve bunun plastik kısmı (b) ile değişimi	138
Şekil 3.34	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 0.55 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre üç doğrultudaki akma dayanımının elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	152

Şekil 3.35	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre üç doğrultudaki akma dayanımının elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	152
Şekil 3.36	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün ve yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	154
Şekil 3.37	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün ve yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün sac düzlemindeki ortalamalarının yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	155
Şekil 3.38	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün yük boşaltma öncesi söz konusu olan eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri için karşılaştırılması ve sac düzleminde hesaplanan ortalamaları	156
Şekil 3.39	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri için karşılaştırılması ve sac düzleminde hesaplanan ortalamaları	156
Şekil 3.40	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranının yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	157
Şekil 3.41	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda plastik gerinim oranının sac düzlemindeki ortalamasının (ortalama normal anizotropi faktörünün) yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	158
Şekil 3.42	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda düzlemsel anizotropi faktörünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi	159
Şekil 3.43	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranının yük boşaltma öncesi söz konusu olan eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri için karşılaştırılması ve hesaplanan ortalama normal anizotropi ile düzlemsel anizotropi faktörü değerleri	159
Şekil 3.44	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0°'lik (a), 45°'lik (b) ve 90°'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek gerilme ve gerçek plastik gerinim değerleri ile yapılan lineer regresyonlar	161

Şekil 3.45	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K(\epsilon_c + \epsilon_p)^n$ modeline göre belirlenen pekleşme üssü (a) ve dayanım katsayısı (b) değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform plastik gerinim hızı ile değişimi	163
Şekil 3.46	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde gerçek plastik gerinim değerlerinden hesaplanan ϵ_p/ϵ oranının çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform plastik gerinim hızı ile değişimi	164
Şekil 3.47	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre üç doğrultudaki akma dayanımının plastik deformasyon parametresi ile değişimi	167
Şekil 3.48	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranının plastik deformasyon parametresi ile değişimi	168
Şekil 3.49	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre hesaplanan kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının birim hacim için üniform plastik iş ile değişimi	172
Şekil 3.50	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre hesaplanan kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının plastik deformasyon parametresi ile değişimi	173
Şekil 3.51	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarının plastik deformasyon parametresi ile değişimi	174
Şekil 3.52	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda plastik deformasyon parametresine bağlı olarak N, F+2H ve G+2H değerlerinin karşılaştırılması	175
Şekil 3.53	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda haddeme doğrultusu ile akma dayanımının minimum değerine ulaştığı ekstramum doğrultu arasındaki açının plastik deformasyon parametresi ile değişimi	176
Şekil 3.54	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için Hill-1948 akma kriterine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntıları ve sac düzlemindeki ortalama eğri	178
Şekil 3.55	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntıları ve sac düzlemindeki ortalama eğri	181
Şekil 3.56	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için anizotropik olan Hill-1948 ile izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre elde edilen efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin karşılaştırılması	182

Şekil 3.57	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için Hill-1948 anizotropik akma kriteri ile izotropik Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin sac düzlemindeki ortalaması	183
Şekil 3.58	Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinde kullanılan düzenek	184
Şekil 3.59	Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinin yürütüldüğü düzenek ile veri toplama ve hidrolik presin üst tablasının kontrolü için hazırlanan elektriksel sistemden bazı kesitler	185
Şekil 3.60	Hazırlanan viskoz basınç ile sac şişirme deney düzeneği elemanlarından kalıp (a) ve bastırıcı (b) ile bunların üzerinde yer alan sac kilitleme sisteminin boyutları	187
Şekil 3.61	Viskoz basınç ile şişirme deneylerinde numune olarak kullanılan dairesel taslağın kesim öncesi sac levha üzerindeki yerleşimi ile işaretlenen eksenler (a) ve kubbe formunda şişirilerek tepe noktasına yakın bir bölgeden yırtılmış durumdaki bir deney parçası (b).....	187
Şekil 3.62	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında şekillendirilmesinde 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneyinin sonuçları esas alınarak üniform deformasyon bölgesi için anizotropik olan Hill-1948 ile izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin karşılaştırılması	190
Şekil 3.63	Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinden efektif gerilme – efektif gerinim eğrilerinin elde edilmesi amacıyla ERC/NSM'de FEM veri tabanı kullanılarak hazırlanan Excel programında parametre girişi için oluşturulmuş arayüz.....	191
Şekil 3.64	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan viskoz basınç ile şişirme deneylerinden belirlenen basınç – şişme yüksekliği (a), şişme yüksekliği – zaman (b) ve basınç – zaman (c) profillerinin ortalaması (üç deneyde kullanılan dairesel sac taslakların kalınlık ortalaması; $t_0 = 1.019$ mm)	192
Şekil 3.65	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan viskoz basınç ile şişirme deneyinden FEM veri tabanına dayalı tekniğe göre Hill-1948 akma kriteri esas alınarak üniform deformasyon bölgesinde belirlenen efektif gerilme – efektif toplam gerinim eğrisi.....	193
Şekil 3.66	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac için tek eksenli çekme deneyi (TT) ve viskoz basınç ile şişirme deneyi (VPBT) ile üniform deformasyon bölgesinde elde edilen efektif gerilme – efektif gerinim eğrilerinin karşılaştırılması	193
Şekil 3.67	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelikten dairesel sac taslağın üzerinde PAM STAMP 2G yazılımı ile başlangıçta oluşturulan dörtgen ağ (mesh) yapısı (a) ve şişirme ile parça yüksekliği yaklaşık 83 mm değerine ulaştığı anda ağın görünümü (b).....	195
Şekil 3.68	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac taslağın şişirilmesi sürecine geçilmeden önce pres tarafından uygulanan kuvvet ile kilitleme işleminin PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen simülasyonu	195
Şekil 3.69	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan şişirme deneyine dair PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan simülasyondan belirlenen değerlere göre parçanın tepe noktası için x (a) ve y (b) doğrultularında elde edilen gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim eğrileri	196

Şekil 3.70	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan şişirme deneyine dair PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan FEM simülasyonundan parçanın tepe noktası için kalınlık doğrultusunda öngörülen gerçek toplam gerinime bağlı olarak x (a) ile y (b) doğrultularında öngörülen gerçek gerilme değerlerinin ve Von Mises efektif gerilmesinin (c) değişimi	197
Şekil 3.71	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın şişirme deneyinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan FEM simülasyonundan parçanın tepe noktasına dair elde edilen verilere göre hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresinin x (a) ve y (b) doğrultularındaki normal bileşenleri ile bu doğrultulardaki gerçek gerilme değerleri arasında saptanan bağıntılar	199
Şekil 3.72	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeden viskoz basınç ile çeşitli yükseklik değerlerine kadar şişirilmiş deney parçaları (a) ve bir parçanın yüksekliğinin koordinat ölçme cihazı ile ölçümü (b)	200
Şekil 3.73	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacdan farklı yüksekliklere kadar viskoz basınç ile şişirilen parçalar için PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından basınç boşaltma sonrası elde edilen gerçek plastik inceltme gerinimi haritaları ve tepe noktasında tahmin edilen söz konusu gerinimlerin parçalardan ölçülen kalınlıklara göre hesaplananlar ile karşılaştırılması	201
Şekil 4.1	Kenarı konkav formda bükülen sac parçalara dair karakteristik boyutlar	202
Şekil 4.2	Konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılan düzeneğin set olarak çeşitli açılardan görüşleri	203
Şekil 4.3	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılan düzeneğin set olarak pres üzerindeki görünüşü ve şekillendirilen parçalar	204
Şekil 4.4	Kenarı konkav formda bükülmüş sac parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde tanımlanan geri esneme açısı	205
Şekil 4.5	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde ölçülen geri esneme açılarının ortalama değerleri ile birlikte karşılaştırılması	206
Şekil 4.6	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonları için sac taslak üzerinde oluşturulan ağ yapısı	206
Şekil 4.7	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin FEM simülasyonlarında kullanılan akma gerilmesi eğrileri	207
Şekil 4.8	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile FEM simülasyonlarında takım ve sac yüzeylerinin şekillendirme öncesi (a) ve sonrasındaki (b) durumu	208
Şekil 4.9	Konkav kenar bükme işlemlerinin FEM simülasyonlarında dış yüzeye ait gerilme ve gerinim değerini almak üzere parçaların merkez (simetri) ekseninde ve büküm kavisinin ortasında seçilen elemanlar	209

Şekil 4.10	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 12 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemine dair tek eksenli çekme (a) ve şişirme deneyi (b) ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından seçilen nokta üzerinde dış yüzey için haddeleme yönünde ve sac düzleminde buna dik yönde belirlenen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri	209
Şekil 4.11	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 19 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemine dair tek eksenli çekme (a) ve şişirme deneyi (b) ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından seçilen nokta üzerinde dış yüzey için haddeleme yönünde ve sac düzleminde buna dik yönde belirlenen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri	210
Şekil 4.12	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 26 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemine dair tek eksenli çekme (a) ve şişirme deneyi (b) ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından seçilen nokta üzerinde dış yüzey için haddeleme yönünde ve sac düzleminde buna dik yönde belirlenen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri	210
Şekil 4.13	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 12 mm’lik (a), 19 mm’lik (b) ve 26 mm’lik (c) konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemlerine dair tek eksenli çekme deneyi ile haddeleme yönünde ortaya konan akma gerilmesi eğrisi ve ortalama elastiklik modülü (215500 MPa) değeri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarından normal doğrultudaki deplasman olarak elde edilen geri esneme haritaları.....	211
Şekil 4.14	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 12 mm’lik, 19 mm’lik ve 26 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıplarda uygulanan kenar bükme işlemlerine dair akma gerilmesi eğrisi ve elastiklik modülü değeri değiştirilerek PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarında geri esneme tahminleri açısından sağlanan başarı oranlarının karşılaştırılması	213
Şekil 4.15	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarında ortalama elastiklik modülü değeri yerine elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan geri esneme modüllerinin kullanılması suretiyle geri esneme tahminlerindeki başarı oranında gözlenmiş olan artışlar	215

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 1.1	İzotropiye yakın elastik davranış sergilediği gözlenen SAE 1050 çeliğinde ferritik-perlitik ve martenzitik mikroyapılarda ölçülen elastisitenin modülleri ve çok kristalli α -demiri için çeşitli kaynaklarda verilen değerler ile karşılaştırılması	16
Çizelge 2.1	Süzdürme deneyi ile şekillendirilen HSS sacda çeşitli sertleşme kurallarının birbirleri ile ve deneysel sonuçlar ile karşılaştırılması	56
Çizelge 2.2	Tek eksenli çekme zorlaması altında deforme edilen AU4G alüminyum bronzunda çekme yönündeki çeşitli plastik gerinim düzeylerinde ölçülen Young (elastiklik) modülü değerleri.....	61
Çizelge 2.3	Kalınlığı 0.67 mm olan XE280D kalitesindeki çelik saca belli yarıçaplarda bükme ve ardından sonsuz bir yarıçapta geriye bükme (düzleştirme) şeklinde uygulanan deneylerden belirlenen sonuçlar ile hesap yoluyla elde edilen sonuçlar arasındaki farklılaşmalar	63
Çizelge 2.4	Alüminyum alaşımından (AA 2024-T3) saca uygulanan süzdürme deneylerinde numunelerde tanımlandığı gibi ölçülen geri esnemenin çeşitli sertleşme kurallarına ve Young (elastiklik) modülünün deformasyon ile ifade edilen değişiminin dikkate alınma durumuna göre yürütülen FE analizlerinin sonuçları ile karşılaştırılması.....	76
Çizelge 3.1	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın kimyasal bileşimi	90
Çizelge 3.2	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki başlangıç yüklemesinde deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu ve efektif olarak nitelenen modül değerleri ile Choi ve Chin (2006) tarafından demirin α -lif ve γ -lif yönlenmeleri için elastik kendi içinde tutarlı modele göre hesaplanan elastiklik modülü değerlerinin karşılaştırılması	106
Çizelge 3.3	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlar ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda belirlenen ortalama gerçek toplam gerinim hızı değerleri.....	121
Çizelge 3.4	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda 0.55 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 0.915 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) altında uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresi ile yüklemelerde söz konusu olan efektif modül ve yük boşaltmada efektif modül olarak tanımlanan geri esneme modülü değerleri	146
Çizelge 3.5	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) altında uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresi ile plastik gerinim oranı değerleri	147
Çizelge 3.6	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün ve yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün sac düzlemindeki ortalamalarının yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanması.....	155

Çizelge 3.7	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın plastik gerinim oranının sac düzlemindeki ortalamasının (ortalama normal anizotropi faktörünün) ve düzlemsel anizotropi faktörünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanması	158
Çizelge 3.8	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlar ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda belirlenen ortalama gerçek plastik gerinim hızı değerleri	162
Çizelge 3.9	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden hesaplanan plastik deformasyon parametresi ile plastik gerinim oranı değerleri	166
Çizelge 3.10	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 ve 90^0 'lik doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde birim hacim için yapılan üniform plastik işe göre belirlenen akma dayanımı ve plastik gerinim oranı ile Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarından F ve G değerlerinin hesaplanması	171
Çizelge 3.11	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde birim hacim için yapılan üniform plastik işe göre Hill-1948 akma kriteri esas alınarak kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının hesaplanması	172
Çizelge 3.12	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin sonuçlarından plastik deformasyon parametresine göre Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarının ve haddeleme yönü ile akma dayanımının ekstramum doğrultusu arasındaki açının hesaplanması	174
Çizelge 3.13	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesi için Hill-1948 akma kriterine göre hesaplanan efektif gerilme ve efektif plastik gerinim değerleri	179
Çizelge 3.14	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında şekillendirilmesinde 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneyinin sonuçları esas alınarak Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerilme ve efektif plastik gerinim değerlerinin hesaplanması	189
Çizelge 3.15	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan şişirme deneyine dair PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan FEM simülasyonundan parçanın tepe noktası için öngörülen gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim bağıntılarına göre elastik-plastik deformasyon parametresinin hesaplanması	198
Çizelge 4.1	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde ölçülen geri esneme açıları ve ortalama değerleri	205

Çizelge 4.2	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarından belirlenen maksimum elastik-plastik deformasyon parametresi ve buna göre hesaplanan ortalama geri esneme modülü değerleri.....	212
Çizelge 4.3	İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerine dair elastiklik modülü değeri ve akma gerilmesi eğrisi değiştirilerek PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarından parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde belirlenen geri esneme açıları ve simülasyon sonuçlarının parçalar üzerinde ölçülen geri esneme açılarına yaklaşıma düzeyine göre ortaya çıkan başarı oranları	212

ÖNSÖZ

Sac malzemelerin şekillendirilmesi işlemlerinde ortaya çıkan geri esneme, özellikle otomotiv endüstrisine yönelik olarak imal edilen sac parçaların kalitesini olumsuz yönde etkileyen ve montaj sürecinde ciddi problemlerin yaşanmasına yol açan geometrik kusurlar olarak karşımıza çıkmaktadır. Anılan sektörde, yakıt tasarrufuna yönelik olarak son yıllarda sac kalınlıklarının giderek düşürülmesi, buna paralel olarak da malzeme dayanımının giderek artırılması ihtiyacı, şekillendirilebilirliğin yanısıra geri esneme problemlerini de daha dikkat çekici bir boyuta sürüklemektedir. Geri esnemenin henüz kalıplar tasarım aşamasındayken doğru tahmin edilebilmesi ve gerekli önlemlerin alınabilmesi amacıyla, saclara yönelik bazı temel malzeme deneylerine ve sonlu elemanlar yöntemi tabanlı işlem simülasyonlarına dayalı, basit ve kolaylıkla uygulanabilir bir yöntemin ortaya konmasının hedeflendiği bu metodolojik çalışma, ERKALIP Kalıp Makine Metal Eşya San. ve Tic. A.Ş. firmasında, bir sanayi Ar-Ge projesi kapsamında yürütülmüş ve sonuçlandırılmıştır.

Çalışmamıza başından sonuna kadar destekte bulunan TÜBİTAK / TEYDEB – Teknoloji ve Yenilik Destek Programları Başkanlığı’na ve bu süreçte proje izleyicisi olarak görev üstlenen, tecrübe ve önerilerinden faydalandığımız Sayın Prof. Dr. Abdullah MİMAROĞLU’na sonsuz teşekkürlerimi sunarım. Aynı zamanda, ERMETAL Şirketler Grubu Yönetim Kurulu Başkanı Sayın Fahrettin GÜLENER ve Genel Müdür Sayın Yesari SÜALP ile birlikte; ERKALIP Genel Müdür Yardımcısı Sayın Necmettin KAYA başta olmak üzere, projede görev alan tüm arkadaşlarıma teşekkürlerimi bildiririm. Çalışmalarımıza, özellikle de uygulamalara yönelik aşamada gösterdikleri yakın ilgi ve destekten dolayı, ERMETAL Genel Müdür Yardımcısı Sayın Fatih DURAK’a ve ERKALIP Teknik Müdürü Sayın Nadide ÜNLÜKAL YILMAZ’a teşekkürlerimi ayrıca ifade etmek isterim.

Yüksek lisans ve doktora öğrenimim süresinde tez danışmanlığımı yürüten; her iki süreçte de hiçbir gayret ve fedakarlıktan kaçınmadan çalışmaların gerçekleşmesi için imkan ve zemin hazırlayan; ilgisini ve bilgisini esirgmeden, destek ve güvenini bana daima hissettirmiş olan; üniversitede ve sanayide çalıştığım dönemler içerisinde kendisinin öğrencisi ve yardımcısı olmaktan onur duyduğum Değerli Hocam Sayın Prof. Mehmet Emin YURCİ’ye şükranlarımı buradan bir kez daha belirtmeyi bir borç bilmekteyim.

Ayrıca, bu tez ile beraber yürütülen sanayi projesinin tasarım, öneri ve başlangıç aşamalarında ERKALIP Genel Müdürü olarak yakın ilgi ve desteğini gördüğüm Sayın Ahmet KURU’ya ve Değerli Hocam Sayın Prof. Dr. Taylan ALTAN’a; tez çalışmalarının izlenmesi sürecindeengin bilgileri, öngörüler, görüş ve önerileri ile yolumuza ışık tutan ve moral kaynağı olan Değerli Hocalarım Sayın Prof. Dr. Ahmet ARAN ve Sayın Prof. Nurullah GÜLTEKİN’e gönülden teşekkür ve saygılarımı sunarım.

Öğrenim hayatım süresince ve bu çalışmanın gerçekleştirilmesinde, maddi fedakarlık ve manevi desteğini asla unutamayacağım aileme ve özellikle her türlü sıkıntıda yanımda olan biricik anneme de minnet ve şükran duygularımı kelimeler ile ifade etmede güçlük çektiğimi belirtmek isterim.

Çalışmamızın, sac malzemelerin şekillendirilmesi ve geri esneme ile ilgili konularda faydalı bir eser olmasını dilerim.

Temmuz 2008

Cemil Günhan ERHUY

ÖZET

YÜKSEK DAYANIMLI DÜŞÜK ALAŞIMLI ÇELİK SAC ÜZERİNDE GERİ ESNEMENİN ŞEKİLLENDİRMEYE ETKİSİNİN İNCELENMESİ

Metal sacların şekillendirilmesi sonrasında, malzeme özellikleri, parça ve takım geometrisi ve işlem parametreleri ile bağlantılı olarak, yük boşaltma ile birlikte ortaya çıkan geri esneme, parçaların kalitesini olumsuz yönde etkileyen ciddi geometrik kusurlara yol açabilmektedir. Yürütülen çalışma, esasen, tek eksenli çekme deneyinde yük boşaltma süreci için tanımlanan efektif modülün deformasyona bağlı değişimi ve bu değişimin geri esneme tahminleri üzerine etkisinin incelenmesine dayanmaktadır. Çalışmada, H 320 LA kalite ve 1.01 mm'lik nominal kalınlık ile üretilen, soğuk haddelenmiş ve tavlanmış yüksek dayanımlı düşük alaşımlı çelik sac, incelemeler için malzeme olarak seçilmiştir. Bazı temel deneylere ve sonlu elemanlar yöntemi (FEM) ile yürütülen simülasyonlara dayalı bir metodolojinin uygulanmasının sonucu olarak, geri esnemelere yönelik tahminlerde iyileştirilmeler hedeflenmiştir.

Öncelikle, seçilen sacın tek eksenli çekme deneylerinde, çeşitli gerinim düzeylerinden itibaren yükleme ve yük boşaltma uygulamak suretiyle, haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultulardaki efektif modül değerleri ölçülmüştür. Yük boşaltmada lineer regresyon yoluyla belirlenen efektif modül, geri esneme modülü olarak anılmıştır. Her iki süreçteki efektif modülün de gerinim ile azalmakta olduğu gözlenmiştir. Literatürde bu düşüşler, temel olarak, dislokasyonların küçük ölçekli hareketinden kaynaklanan ve gerilme – gerinim bağıntısını lineer davranıştan uzaklaştıran anelastik veya geri dönebilen mikropplastik gerinimlere dayandırılmıştır. Sac malzemenin belirgin akma davranışı, pekleşme değerleri ve normal anizotropi derecesi de uygulanan tek eksenli çekme deneyleri ile incelenmiştir. Deformasyon miktarını temsil etme adına, üniform deformasyon bölgesinde birim hacim için yapılan işe dayalı bir yaklaşım ile yünden bağımsız ve gerilme ile gerinimin tüm bileşenlerini dikkate alan bir parametre tanımlanmıştır. Malzemenin plastik anizotropisi Hill-1948 akma kriteri ile değerlendirilmiş ve tek eksenli çekme deneylerinde efektif gerilme – efektif gerinim eğrileri elde edilmiştir. Efektif eğri, dengelenmiş iki eksenli çekme gerilmesi halini oluşturan viskoz basınç ile şişirme deneylerinden de belirlenmiştir.

Son adımda, deneylerden elde edilen sonuçlar, uygulama olarak seçilen konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılmıştır. Pres altında kenarı konkav formlarda bükülen saclarda ölçülen ve PAM STAMP 2G kodu ile yapılan FEM işlem simülasyonlarından tahmin edilen geri esneme açıları karşılaştırılmıştır. Simülasyonlarda, tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri denenmiş ve simülasyon yazılımına tanıtılan elastiklik (Young) modülü, deformasyon parametresine göre hesaplanmış olan geri esneme modülü değerleri ile değiştirilmiştir. Bu yolla, geri esneme tahminlerinde % 26.5 ile % 41.5 arasında iyileştirmeler sağlanmıştır. Sağlanan iyileştirmenin, parçaların konkavlık derinliğine ve sonlu elemanlar analizinde kullanılan akma gerilmesi eğrisine bağlı olduğu gözlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Metal sac, geri esneme, yüksek dayanımlı düşük alaşımlı çelik, tek eksenli çekme deneyi, elastiklik modülü, efektif modül, şişirme deneyi, konkav kenar bükme, sonlu elemanlar analizi.

ABSTRACT

INVESTIGATING THE EFFECT of SPRINGBACK on FORMING in HIGH-STRENGTH LOW-ALLOY STEEL SHEET

Springback that occurs with unloading after sheet metal forming as in relation with material properties, part and tool geometry, and process parameters may cause serious geometrical defects that affect the quality of the parts negatively. The study carried out is essentially based on deformation-dependent variation of the effective modulus defined for unloading process in uniaxial tension test and investigating the effect of that variation on springback predictions. In the study, the cold rolled and annealed high-strength low-alloy steel sheet produced with the quality of H 320 LA and nominal thickness of 1.01 mm was selected as material for the investigations. As the result of implementation of a methodology based on some fundamental tests and the simulations run with finite-element method (FEM), improvements in springback predictions were aimed.

Firstly, the effective modulus values at 0° , 45° , and 90° to the rolling direction were measured in uniaxial tensile tests of the selected sheet by carrying out loading and unloading from various strain levels. The effective modulus determined by linear regression in unloading was called as springback modulus. It was observed that the effective modulus in both processes decreases with strain. In literature, the decreases have been attributed basically to the anelastic or recoverable microplastic strains that arise from small-scale movement of dislocations and deviate stress – strain relation from linear behavior. The pronounced yield point behavior, work-hardening values, and the degree of normal anisotropy of the sheet material were also investigated by the uniaxial tensile tests carried out. To represent the amount of deformation, a parameter that is independent from direction and considers all the components of stress and strain was defined with an approach based on the work done for unit volume in the uniform deformation region. The plastic anisotropy of the material was evaluated with Hill-1948 yield criterion and effective stress – effective strain curves in uniaxial tension tests were obtained. The effective curve was also determined from the viscous pressure bulge tests that forms the stress state of balanced biaxial tension.

On the last step, the results obtained from the experiments were used in the concave flanging operations selected as application. The springback angles measured on the sheets flanged in concave forms under press and ones predicted from the FEM process simulations run with PAM STAMP 2G code were compared. In the simulations, the flow stress curves obtained from uniaxial tensile and bulge tests were tried and the elastic (Young's) modulus introduced to simulation software was changed with the springback modulus values that were calculated according to deformation parameter. By this way, improvements between 26.5 % and 41.5 % in springback predictions were achieved. It was observed that the improvement achieved depends on the concavity depth of the parts and the flow stress curve used in finite-element analysis.

Keywords: Sheet metal, springback, high-strength low-alloy steel, uniaxial tensile test, elastic modulus, effective modulus, bulge test, concave flanging, finite-element analysis.

1. GİRİŞ

Sac parçalar, başta otomotiv sektörü olmak üzere birçok sanayi dalında geniş bir kullanım alanına sahiptir. Söz konusu parçaların pres altında şekillendirilmesi işlemlerinde yırtılma ve boyunlanmalar (aşırı lokal incelmeler), geri esneme, kulaklanma, kırışma gibi istenmeyen oluşumların yanısıra, kalıplardaki aşınmalara bağlı olarak ortaya çıkabilen biçim veya ölçü sapmaları da ürün kalitesini düşürmekte; imalatı zorlaştırarak, ürün maliyetini artırmakta ve sac parçalarının montajına dair süreci olumsuz yönde etkilemektedir. Tüm bu faktörlerin kalıp imalatından önce doğru tahmin edilerek, kalıplar henüz tasarım aşamasında iken gereken önlemlerin alınması ve imalat sürecinin kontrol edilebilmesi, sac kalıpcılığı ve pres işleri ile ilgili alanlarda faaliyet gösteren firmaların ürün kalitesi ve rekabet gücü açısından kaçınılmaz olarak değerlendirilmektedir.

Gerçekleştirmiş olduğumuz çalışmada, esas itibarıyla, sac şekillendirme işlemlerinde ortaya çıkan esnemeler üzerinde durulmuştur. Geri esneme tahmininde malzeme davranışının doğru bir şekilde tanımlanabilmesi amacıyla, saclara yönelik bazı temel malzeme deneyleri ile sonlu elemanlar yöntemi (FEM) tabanlı simülasyonlara dayanan, basit ve kolay uygulanabilir bir metodolojinin ortaya konması hedeflenmiştir.

Çalışmamızda, üretici firma ERDEMİR tarafından nominal kalınlığı 1.01 mm olarak verilen, H 320 LA kalitesinde, soğuk haddelenmiş ve tavlanmış yapıda, kaplamasız rulo olarak temin edilen çelik sac malzeme ele alınmış ve incelenmiştir. Bu malzeme, mikroalaşımlandırılmış, daha çok da HSLA (High-Strength Low-Alloy) olarak ifade edilen, yüksek dayanımlı düşük alaşımlı çelik grubunda yer almaktadır.

Akma dayanımının minimum değerinin 275 MPa düzeylerinde olduğu HSLA çeliklerinin kimyasal bileşimindeki karakteristik elemanlar titanyum, niyobyum ve vanadyum olarak belirtilebilir. Ağırlık olarak % 0.1 ve hatta daha da düşük oranlarda ilave edilmesinin genelde yeterli olduğu bu mikroalaşım elemanları, büyük oranda, tane inceltme ve çökeltme (partikül) sertleşmesi yoluyla dayanım artırma mekanizmalarına hizmet etmektedir. Tane inceltme, aynı zamanda malzemenin tokluk değerlerinde artışı da birlikte getirdiğinden, HSLA çeliklerinde öncelikli olarak tercih edilen mekanizmayı ifade etmektedir. Bu çeliklerde kullanılan diğer bir dayanım artırma yöntemi ise, mikroalaşım elemanları olan Ti, Nb ve V elementlerinin karbür, nitrür ve karbonitrürleri ile gerçekleştirilen çökeltme sertleşmesidir. Ancak, çökelen partiküller iri ve seyrek dağılımlı olduğunda, söz konusu mekanizma ile sağlanan dayanım artışında belli düzeylerde azalmalar gözlenmektedir. Bu iki yöntemin yanısıra, katı çözelti sertleşmesi de HSLA çeliklerinde dayanım artışına neden olan bir diğer mekanizma olarak sayılabilmektedir.

Söz konusu çeliklerde karbon, ağırlık olarak %0.06 düzeyine ve hatta bunun daha da altına çekilebilmekte; böylelikle malzemenin tokluk ve kaynaklanabilirlik ile ilgili özelliklerinde artışlar sağlanabilmektedir. Malzemenin kontrollü haddelenmesinde osteniti şartlandırması dolayısıyla, tane inceltme bakımından en efektif mikroalaşım elemanının niyobyum olduğu bildirilmiştir. (ASM Handbook Committee, 1990)

Deformasyon itibariyle elastik-plastik özellikteki bir sac malzemenin şekillendirme işlemi ele alındığında, belli düzeylerde kuvvet ya da moment uygulayarak parçaya şeklini veren takımın geri dönüşü ile başlayan yük boşaltma sürecinde ortaya çıkan elastik geri dönüşler sonucu parça formunda meydana gelen sapmalar, genel itibariyle geri esneme olarak adlandırılabilir. Geri dönüşte iç gerilmelerin elastik anlamda yeniden dağılımı, meydana gelen geri esnemeyi karakterize etmektedir. Parçaların kalıpta, şekillendirme kuvveti altındaki geometrisi ile geri esneme sonrasında ortaya çıkan geometri karşılaştırıldığında, gözlenen sapmaların derecesi, meydana gelen geri esnemenin düzeyini ortaya koymaktadır. Geri esnemeler, yük boşaltma sürecinde iç gerilme boşalmasından kaynaklandığı için, gerilme değerinin hesaplamasında geçerli olan tüm parametrelerden etkilenmektedir. Bu nedenle, malzeme özellikleri, parça ve kalıp geometrisi ile sıcaklık, sürtünme, şekillendirme hızı gibi işlem faktörlerinin geri esneme oluşumu üzerine doğrudan etkisi bulunmaktadır. (Yuen, 1990; Samuel, 2000; Asnafi, 2001; Cleveland ve Ghosh, 2002; Li vd., 2002; Moon vd., 2003)

Çift eğrilik verilmiş panellerin şekillendirilmesindeki geri esnemeler üzerine incelemelerde bulunan Asnafi (2001), şekillendirme esnasında gerilmenin üniform olmayan dağılımı ve yük boşaltma ile birlikte plastik bükme momentinin serbest kalışını, geri esnemeyi etkileyen temel faktörler olarak değerlendirmiş ve bunlardan ilki üzerinde durmuştur.

Sac şekillendirme işlemi sonrası takımın geri dönerek yükü boşaltması ile ortaya çıkan geri esnemenin doğru öngörülebilmesi açısından, gerinimlerdeki elastik geri dönüşlerin yanında, anelastisite veya mikroplastisiteye dayanan geri dönüşlerin de dikkate alınmasının gerekliliği, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından ortaya konmuş eserlerden anlaşılmaktadır. Esasen, Morestin ve Boivin (1996), Morestin vd. (1996), Li vd. (2002) ve Zang vd. (2007) tarafından gerçekleştirilen çalışmalar da aynı konu ile ilgili bulunmakla birlikte; bu çalışmalar, ele alınan malzemelerin elastiklik (Young) modülünün gerinim veya deformasyon ile değişimini bildiren ifadeler içermektedir. Ancak, saclarda geri esneme ile ilgili olarak, atomlararası bağ büzülmesine dayanan elastik geri dönüşlerin, atomlararası bağ kuvvetine dayanan elastiklik modülü ile değerlendirilebilmesi mümkünken; anelastik etki veya mikroplastisitenin elastik gerinimlere ilaveten değerlendirilmesinin ve söz konusu

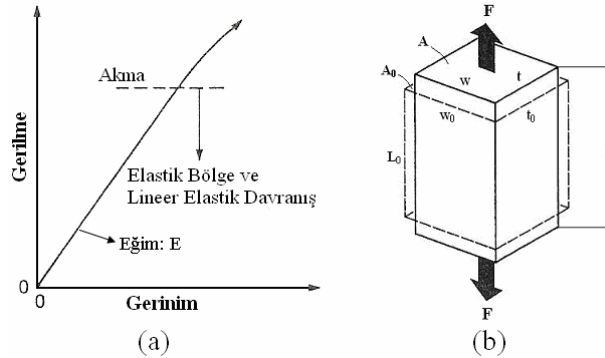
değerlendirmelerin de farklı modül tanımlamaları ile gerçekleştirilmesinin daha uygun olacağı, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından yapılan çalışmalara dayanarak değerlendirilmiştir. Zira anılan araştırmacılar, anelastik olarak da niteledikleri ve tamamen geri dönebilen özellikteki mikroplastik gerinimlerin, geri esneme sürecinde elastik gerinimlere eşlik ettiğini; mikroplastik gerinimlerin dislokasyonların küçük ölçekli hareketine dayandığını ve elastik olmayan (inelastic) bir etki şeklinde belirlediğini; söz konusu etkinin tek eksenli çekme deneyinde yük boşaltma ve sonraki yükleme süreçlerinde gerilme – gerinim bağıntılarını lineerlikten uzaklaştırdığını; bu uzaklaşmanın da dislokasyon yoğunluğundaki artışa bağlı olarak ön gerinim ile arttığını bildirmişlerdir. Tek eksenli çekme deneylerinde yük boşaltma ve tekrar yükleme süreçlerinde gerilme – gerinim bağıntılarının lineerlik davranıştan sapması, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından yapılan çalışmalarda anlık teğet modülleri ile irdelenmiş; belirtilen süreçlerin tümünü kapsayan modüller için de elastiklik modülü yerine, ortalama teğet modülü, efektif modül, geri esneme modülü veya yük boşaltma modülü kavramları kullanılmıştır. Malzemeye uygulanan deformasyon ile değişen, daha doğrusu lineerlikten sapma nedeniyle düşen bir modül varsa, atomik düzeyde tanımlanan elastiklik modülü yerine, efektif nitelikte tanımlanan bu modüllerden bahsetmenin terminoloji açısından daha uygun olacağı değerlendirilmiştir.

Bir malzemenin elastik deformasyona karşı koyma kabiliyeti, elastik rijitlik (stiffness) olarak adlandırılmakta; elastiklik modülü de bunun bir ölçütünü ifade etmektedir. Elastiklik modülü yüksek olan malzemelerde, belli bir gerilme sistemi altında zorlanma sonucunda ortaya çıkan elastik deformasyonlar, düşük elastiklik modülü değerlerine sahip malzemelere göre daha az olmaktadır. Metallerde atomlararası bağ kuvvetine veya enerjisine dayanan elastik rijitlik ve bunun göstergesi olan elastiklik modülü değerleri, artan sıcaklık ve atomlararası mesafe ile düşüş sergilemekte; malzemeye uygulanan ısı işlemlerden, belli orana kadar gerçekleştirilen alaşımlandırmadan, malzemenin mikroyapısı veya hata yapısından fazla etkilenmemektedir. Elastiklik modülünde sıcaklık ile ortaya çıkan düşüşler; atomlararası mesafenin artması ve bağ kuvvetinin zayıflaması ile bağdaştırılmaktadır. Anizotropik metallerin de kafes yapıları dikkate alındığında, atomlararası mesafelerin doğrultulara göre farklılaşması, bağ kuvveti ve elastik sabitlerin, dolayısıyla elastiklik modülünün farklı kristalografik doğrultularda farklı değerler sergilemesini birlikte getirmektedir. (Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Smith, 1990; Louthan, 1992; Hertzberg, 1989; Béranger vd., 1996; Kuhn, 2000)

Atomlararası bağ enerjisi ve bağ kuvvetine dayalı olarak elastik rijitliğin değerlendirilmesi; elastik alanda gerilme – gerinim bağıntılarını lineer olarak modelleyen Hooke kanununun izotropik elastisiteye dair tek eksenli ve çok eksenli gerilme halleri için verilen ifadeleri;

elastiklik (Young) modülü E , kayma modülü (rijitliğin modülü) G ve hacim modülü B ile Poisson oranı ν için verilen tanımlamalar ve bunların arasında Hooke kanununa dayanan bağıntılar, rezilyans modülü ve elastik gerinim enerjisine dair tanımlamalar; elastik davranışı itibariyle anizotropik olan malzemelerde Hooke kanunun anizotropiye göre genelleştirilmiş ifadeleri ve gerilme – gerinim bağıntılarının rijitlik (stiffness) ve kompliyans (compliance) matrisleri ile tanımlanması; malzemelerin kafes yapısında gözlenen rotasyonel simetriye göre bu matrislerin sadeleştirilmesi; elastik sabitler olarak da nitelenen rijitlik ve kompliyans tensörü bileşenlerine göre farklı kristalografik doğrultulardaki elastiklik modülü değerlerinin hesaplanması gibi temel konular, Timoshenko ve Goodier (1970), Hosford ve Caddell (1983), Jastrzebski (1987), Dieter (1988), Hertzberg (1989), Smith (1990), Béranger vd. (1996) ve Kuhn (2000) tarafından ortaya konan eserlerden takip edilebilir.

Bir tek eksenli çekme zorlaması altında çekme doğrultusunda elde edilen gerilme – gerinim grafiğinin Şekil 1.1a’da gösterilen lineer bölgesi, malzemenin elastik deformasyonu ile ilgili olup; bu bölgede gerilme σ ile gerinim ε arasında verilen (1.1) bağıntısının eğimi, çekmedeki elastiklik modülü veya Young modülünü tanımlamaktadır (Timoshenko ve Goodier, 1970; Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Smith, 1990; Mielnik, 1991; Hosford, 1992; Louthan, 1992; Holt, 2000; Kalpakjian, 2000; Kuhn, 2000).



Şekil 1.1 Tek eksenli çekme deneyinde çekme yönündeki gerilme ile gerinim arasındaki bağıntının lineer karakteristikte olduğu elastik bölge (a) ve prizmatik deney numunesinin boyutlarında meydana gelen değişim (b)
(Hosford ve Caddell ve 1983; Smith, 1990)

$$\sigma = E \varepsilon \quad (1.1)$$

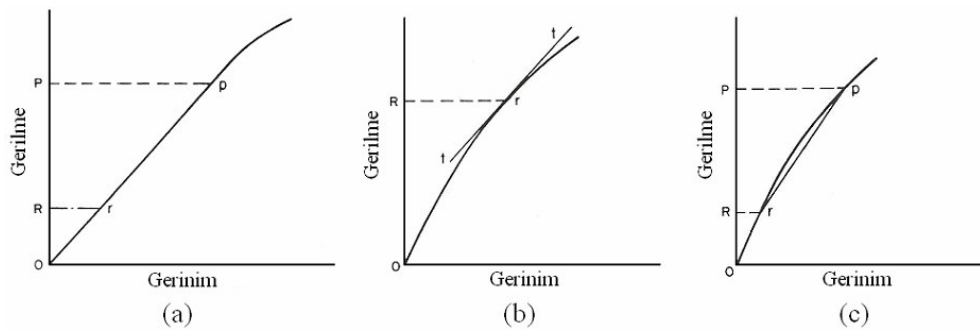
Tek eksenli çekme deneyindeki elastik bölge ele alındığında, numunenin eni doğrultusunda daralma; kalınlıkta da incelmeye meydana gelecektir (Şekil 1.1b). Ölçülen daralma gerinimi ε_w değerinin, numunenin boyu doğrultusundaki çekme gerinimi ε_L değerine oranı, elastik

özelliklerden bir diğeri olan ve ν ile ifade edilen Poisson oranını tanımlanmaktadır. Bu özellik, (1.2) eşitliğinin negatif olarak düzenlenmesinden de anlaşılacağı üzere, pozitif değerler ile hesaplanmaktadır. (Timoshenko ve Goodier, 1970; Hosford ve Caddell, 1983; Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Smith, 1990; Mielnik, 1991; Hosford, 1992; Kuhn, 2000)

$$\nu = -\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_L} \quad (1.2)$$

Bir malzemenin tek eksenli çekme deneyi ile elastiklik modülünün belirlenmesine yönelik deney prosedürü ASTM E 111 (1988) standardından; Poisson oranının belirlenmesine yönelik prosedür ise ASTM E 132 (1986) standardından takip edilebilir.

Lineer elastik davranış sergileyen bir malzemenin tek eksenli çekme deneyinde elastiklik modülü değeri, çekme doğrultusundaki gerilme – gerinim bağıntısında, oransal sınırın altında iki nokta arasının esas alınması ve buradaki veriler değerlendirilerek, Şekil 1.2a’da görüldüğü gibi, eğim değerinin belirlenmesi suretiyle elde edilebilmektedir. Alt tarafta yer alan nokta, deneyde herhangi bir ön yük uygulanmadığında ve deney prosedürü açısından ideal şartlar sağladığında, grafiğin orijini olarak alınabilmektedir. Ancak, numune üzerinde mevcut bir kavislenmenin giderilmesi gibi bir amaç doğrultusunda, deneyde belli bir ön yüklemenin uygulanması halinde, söz konusu nokta, uygulanan ön yük değerine karşılık gelen nokta olarak seçilmelidir. (ASTM E 111, 1988; Holt, 2000)



Şekil 1.2 Tek eksenli çekme deneyinde elastiklik modülünün (a), teğet modülün (b) ve kiriş modülün (c) belirlenmesi (ASTM E 111, 1988)

Elastik alandaki gerilme – gerinim bağıntısı lineer olmayan malzemelerin tek eksenli olarak zorlanmasında teğet modülü (tangent modulus) ve kiriş modülü (chord modulus) ile elastik davranış değerlendirilebilmektedir. Teğet modülü, Şekil 1.2b’de görüldüğü belirtildiği üzere, elastik bölgeyi ifade eden eğri üzerinde ve belli bir gerilme değerine karşılık gelen noktada,

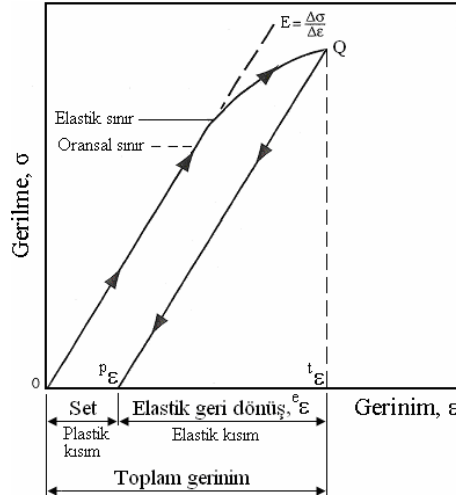
söz konusu eğriye çizilen teğetin eğimine eşit olmaktadır. Kiriş modülü ise, Şekil 1.2c’de görüldüğü üzere, elastik bölgedeki eğri üzerinde belli iki gerilme değerine karşılık gelen noktalar arasında çizilen kirişin eğimini ifade etmektedir. (ASTM E 111, 1988; Holt, 2000)

Tek eksenli çekme deneyi ile elastiklik modülünün belirlenmesine yönelik olarak alternatif bir teknik ISO 6892 standardı ile ortaya konmuştur. Bu teknikte, malzemenin akma noktasının bir miktar üzerine kadar yüklenme yapılmakta ve ulaşılan gerilmenin yaklaşık % 10’luk değerine karşılık gelen gerilme değerine kadar yük boşaltması uygulanmaktadır. Yük boşaltmadaki hat, başlangıç yüklemesine ait modül hattına paralel olacaktır. Sistemdeki elemanlar için herhangi bir histerezis etkisinin bulunmadığı kabul edilirse, inilen alt noktadan itibaren yapılan tekrar yüklemelerde ortaya çıkan hat, bir önceki yük boşaltma hattı ile çakışacaktır. Söz konusu hat, ofset olarak ifade edilen gerinimdeki kaydırma miktarı belirlenmek suretiyle, başlangıçtaki yükleme hattına taşınabilmekte ve böylelikle modül hattı oluşturulabilmektedir. (Holt, 2000)

Tek eksenli çekme deneyi ile bir malzemenin elastik özelliklerinin belirlenmesi, birçok açıdan dikkat ve özen gerektiren bir çalışmayı ifade etmektedir. Zira elastik alanda deformasyon miktarlarının çok küçük olması, örneğin çeliklerde elastik gerinimlerin % 0.5 düzeyinde ve çoğunlukla da bunun altındaki değerleri ifade etmesi, deneysel sonuçların doğruluğu ve hassasiyeti açısından gerinim ölçümünü üst düzeyde önemli kılmaktadır. Deney makinesinin rijitliği ve kontrol sistemine dair özellikleri, yük ve deformasyon ölçümünde kullanılan cihazlarının ölçüm aralığı; sağlayabildikleri doğruluk ve hassasiyeti değerleri; veri toplama sisteminin kapasitesi ve ham verileri değerlendirmeye yönelik kullanılan yazılım; çenelerin tipi ve numunelerin çenelere bağlanma şekli; bağlanan numunelerin eksenden kaçıklığı ve sağlanan paralelliğin düzeyi; numunelerin ölçü ve biçim toleransları; uygulanması halinde ön yükleme ve kontrol edilebilirliği; deformasyon ölçümünde kullanılan ekstensometre veya gerinim ölçerlerin (strain gages) numunelere bağlanma şekli ve uygunluğu, yükleme veya gerinim hızı, ekstensometrenin numuneden, numunenin çenelerden, çenelerin de gövdesinden kayma ihtimali gibi faktörler, deney sonuçlarını doğrudan etkilemektedir. Bu faktörlerin etkisi ve deneylere dair tavsiye edilen prosedürler ASTM E 132 (1986) ve ASTM E 111 (1988) standartları ile Dieter (1988), Hosford (1992), Mumford (1992) ve Holt (2000) tarafından ortaya konan eserlerde bildirilmiştir.

Tek eksenli çekme deneyinde çekme doğrultusundaki gerilme – gerinim grafiği ele alınırsa, yükleme sürecindeki elastik bölgede gerilme ile gerinim arasındaki lineer bağıntı, Şekil 1.3’te görüldüğü üzere, oransal sınır olarak anılan noktaya kadar geçerli olmaktadır. Bu noktanın altında gerçekleştirilen yük boşaltmalardaki geri dönüş hattı, yüklemedeki hat ile çakışmakta;

yük tümüyle boşaltıldığında numune üzerinde herhangi bir kalıcı (plastik) deformasyon söz konusu olmamaktadır. (Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Hosford, 1992; Louthan, 1992; Holt, 2000)



Şekil 1.3 Tek eksenli çekme deneyinde başlangıçtaki yükleme sürecinde söz konusu olan elastik bölge için verilen oransal sınır ve elastik sınır ile akma sonrası gerçekleştirilen yük boşaltmada toplam gerinimin elastik ve plastik kısımları (Holt, 2000)

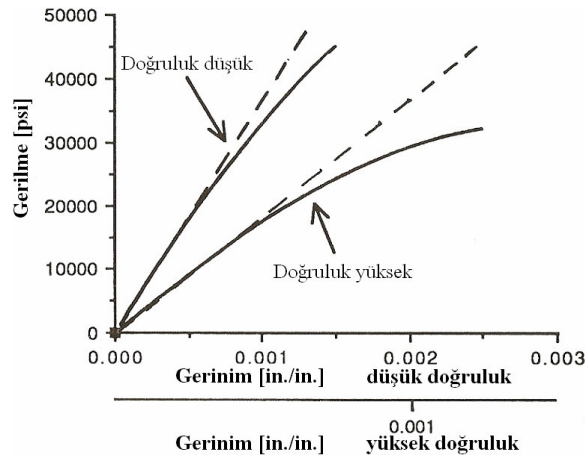
Oransal sınırın aşılması ile birlikte, gerilme ile gerinim arasındaki lineer bağıntı kaybolmakta; gerilmedeki ufak artışlar ile birlikte gerinimde daha büyük artışlar meydana gelmektedir. Ancak, Şekil 1.3'te görülen elastik sınıra kadar yapılan yüklemelerden sonra gerçekleştirilen yük boşaltmalarda da çekme numunesi üzerinde yine kalıcı deformasyon ortaya çıkmamakta; bu noktaya kadarki gerinimler, tümüyle geri dönüş sergilemektedir. Kalıcı deformasyon veya plastik gerinimler, elastik sınırın aşılması ile ölçülebilecektir. Elastik sınır, oransal sınırdan bir miktar daha üstte olmasına karşılık, ikisi arasındaki farkın belirlenmesindeki zorluktan ötürü, pratikte bunlar birbirine eş olarak da kabul edilebilmektedir. (Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Hosford, 1992; Louthan, 1992; Holt, 2000)

Elastik sınırı aşılması ve plastik deformasyon bölgesine geçilerek deneye devam edilmesi ile birlikte, pekleşme etkisi ile malzeme dayanımında artış gözlenecektir. Üniform deformasyon bölgesindeki herhangi bir anda, örneğin Şekil 1.3'teki Q noktasında deney sonlandırılarak numunenin üzerindeki yük boşaltılırsa, elastik-plastik davranış sergileyen bu malzeme için, Q noktasında ulaşılan toplam gerinimin bir kısmı ortadan kalkacak; diğer bir ifade ile elastik anlamda geri dönüş ortaya çıkacaktır. Çekme doğrultusundaki toplam gerinim ϵ_t ; bunun elastik geri dönüş sergileyen kısmı ise ϵ_e olarak belirtilmiştir. Zamana bağlı olarak bir miktar daha geri dönüş (anelastik etki) gözlenmez; geri dönüş de elastiklik modülü ile tanımlanan

hatta paralel doğrultuda gerçekleşirse, toplam gerininin elastik kısmı $\epsilon = \sigma / E$ eşitliğinden hesaplanabilir. Yük boşaltma sonrasında, set olarak da ifade edilen, numune üzerinde ölçülen kalıcı gerinim miktarı, toplam gerininin plastik kısmını veya plastik gerinim ϵ_p değerini belirtmektedir. Bu durumda, çekme doğrultusundaki toplam gerinim (1.3) eşitliği ile ifade edilebilmektedir. Anelastik etkiye dayalı olarak, belli bir süre sonra bir miktar daha gerininin geri dönüş sergilemesi durumunda, bu miktarın plastik gerinim değerinden düşülerek, toplam gerinim değerinin hesaplanmasında ayrı bir terim halinde kullanılması gerekmektedir. Plastik gerinim ϵ_p , sonraki şekillendirme kademesi için, ϵ_{pre} olarak simgelenen aynı doğrultudaki ön gerinim değerini ifade etmektedir. (Dieter, 1988; Hosford, 1992; Louthan, 1992; Holt, 2000; Cleveland ve Ghosh, 2002; Luo ve Ghosh, 2003)

$$\epsilon_t = \epsilon_p + \epsilon_e \quad (1.3)$$

Plastik şekil değiştirmenin başladığı akma noktası, elastik alanda lineer bağıntıdan sapmanın başladığı oransal sınır ya da malzemenin elastik davranışının sona erdiği elastik sınır olarak değerlendirilebilmektedir. Ancak, sünek malzemelerde bu iki sınırın belirlenmesi zor olup; söz konusu noktaların gözlenen konumu, gerinim ölçümündeki doğruluk ve hassasiyet ile ilgili bulunmaktadır. Gerinim ölçümünde artan doğruluk ile birlikte, oransal sınırın daha düşük düzeylerde belirlenebildiği Şekil 1.4'te görülmektedir. (Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Hosford, 1992; Louthan, 1992; Holt, 2000)



Şekil 1.4 Tek eksenli çekme deneyinde gerinim ölçümündeki doğruluğun oransal sınırı belirlemeye etkisi (Louthan, 1992)

Plastik deformasyonu tanımlayan akma, dislokasyonların geri döndürülemeyen hareketi olarak nitelendirildiğinde, bunun, bir mühendislik malzemesi için standartlarda verilen akma dayanımından çok daha düşük değerlerde meydana geldiği gözlenmiştir (Hertzberg, 1989).

Dolayısıyla, akma noktası için, lineer bağıntıdan sapma noktasını ifade eden oransal sınırın veya elastik sınırın belirtilmesi daha uygun olmakla birlikte; deneylerdeki gerinim ölçümünde sağlanan doğruluk ve tekrarlanabilirliğin düşük olması, genel uygulamalarda söz konusu sınırları kullanışsız kılmaktadır (Hosford, 1992; Louthan, 1992).

Dieter (1988), akmanın ya da plastik deformasyon başlangıcının tanımlanabileceği noktaları, gerinim ölçümlerinde sağlanabilecek doğruluk düzeyine bağlı olarak, en hassas durumdan en kabaya doğru, aşağıda belirtildiği gibi sıralamak suretiyle konuya açıklık kazandırmıştır.

- Gerçek elastik sınır: Çok küçük değerler ifade eden söz konusu sınır, 2×10^{-6} düzeyindeki mikrogerinimlerin ölçümüne dayanmakta ve esas itibarıyla birkaç yüz adet dislokasyonun hareketi ile ilgili olmaktadır.

- Oransal sınır ve elastik sınır: Gerilme ile gerinim arasındaki doğru orantının kaybolduğu anı ifade eden oransal sınır, grafikte gerilme – gerinim bağıntısının lineer özellikten saptığı nokta gözlenerek belirlenebilmektedir. Bununla birlikte, yükün tamamen boşaltılması ile ölçülebilir nitelikte herhangi bir kalıcı deformasyonun ortaya çıkmadığı, diğer bir ifade ile kalıcı deformasyona karşı malzemenin direnebildiği en üst noktayı ifade eden elastik sınır, esasen, gerinim ölçümündeki hassasiyetin düzeyine bağlı olarak saptanabilmektedir. Hassasiyetin artması, elastik sınırı mikrogerinimler ile ifade edilen gerçek elastik sınırın düzeyine kadar çekebilmektedir. Mühendislik uygulamaları için genelde sağlanabilen 10^{-4} düzeyindeki bir hassasiyet ise, elastik sınırı oransal sınırdan daha yukarıda göstermektedir.

- Standartlaştırılmış akma noktası: Deneylerde oransal sınır ve elastik sınırın saptanabilmesi, gerinim ölçümündeki hassasiyete bağlı ve zor bir işlemi ifade ettiğinden, malzemelerin akma noktası, tekrarlanabilir sonuçlar sağlamak üzere, az miktarda plastik deformasyonun meydana geldiği, standart yöntemlere göre tanımlanan veya belirlenen noktalar ile temsil edilmektedir.

Bir malzemenin elastisiteye dair sergilediği modül değerleri, eğme (bükme) deneylerinden de belirlenebilmekle birlikte; yay uygulamaları için metalik yassı malzemelerin eğme deney yöntemlerine yönelik yayınlanmış olan ASTM E 855 (1984) standardı, bazı malzemelerin çekme ve basmada farklı elastiklik modülü değerleri sergileyebildiğine dikkat çekmektedir. Bir eğme zorlaması altında her iki etki birlikte ortaya çıktığından, bu deneylerden belirlenen modüller için eğmedeki (bükmedeki) elastiklik modülü ifadesi kullanılmıştır. Söz konusu standart, eğmedeki elastiklik modülünün belirlenmesi için üç nokta eğme, dört nokta eğme, manivela etkili (konsol) kiriş (cantilever beam) ve çevrimsel ters eğme deney yöntemlerine dair kullanılabilecek düzenek ve prosedürleri açıklamıştır. Örneğin, statik olarak uygulanan üç nokta eğme deneyinde, numunenin genişliği, kalınlığı ve destekler arasındaki uzunluk ile

beraber, elastik alanda ön yüklemeden itibaren ölçülen deney yükü ve sehim değerlerine göre eğmedeki elastiklik modülü hesaplanabilmektedir.

Bir malzemede elastisitenin E, G gibi teknik modülleri ve Poisson oranı, çekme, burma gibi statik deneylerin uygulanması ile pratik olarak belirlenebilmektedir. Ancak, statik deneylere kıyasla çok daha küçük zorlamalar altında, çok küçük düzeylerde atomik deplasmanların söz konusu olduğu dinamik yöntemlere başvurmanın, statik yöntemlere göre daha hassas sonuçlar sağladığı bildirilmektedir. (Dieter, 1988; Hosford, 1992; Kuhn, 2000)

Dinamik yöntemler ile elastik özelliklerin belirlenmesinde, gerinim çevrimlerinin yüksek hızlarda gerçekleşmesinden ötürü, ısı transferi için yeterli süre bulunmamaktadır. Dolayısıyla, elastik sabitlerin dinamik deneyler ile ölçümünde adiabatik şartların geçerli olduğu; statik deneylerdeki ölçümlerin ise izotermal şartlar altında yürütüldüğü söylenebilmektedir. Esasen, adiabatik elastiklik modülü ile izotermal elastiklik modülü değerleri arasında, pratikte ihmal edilebilecek düzeyde fark bulunmaktadır.

Lauwagie vd. (2003) tarafından yapılmış olan çalışmada, 6 mm'lik kalınlıktaki 304 ostenitik paslanmaz çelikten ve 5 mm'lik kalınlıktaki 6082 alüminyum alaşımından sıcak haddelenmiş levhalarda, malzemelerin elastiklik modülü, kayma modülü ve Poisson oranı değerleri, haddeleme yönü olarak seçilen x eksenine göre farklı θ doğrultularında çeşitli yöntemler ile belirlenmiştir. Bu çalışmada, elastik özelliklerin belirlenmesine yönelik olarak, düzlem içi eğme ve burma etkisi ile gerçekleştirilen klasik rezonanslı kiriş deneylerinden, tek eksenli çekme deneylerinden ve orthotropik malzemelere yönelik geliştirilmiş bir prosedür olan Resonalyser tekniğinden faydalanılmıştır.

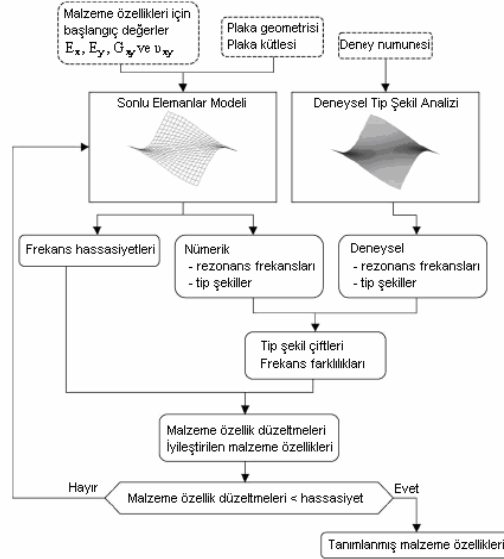
Nümerik ve deneysel anlamda karışık bir teknik olarak nitelendirilen Resonalyser yöntemi, bir dikdörtgen plakanın titreştirilmesinde ortaya çıkan ilk beş rezonans frekansı değeri ile bu frekanslardaki tip şekillerin (şekil modlarının) deneysel ölçümüne ve sonlu elemanlar yöntemi (FEM) ile Kirchhoff (Love-Kirchhoff) plaka teorisine göre gerçekleştirilen analizlere dayalı olarak, düzlem gerilme hali ($\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$) altında orthotropik malzemelerin dört bağımsız elastik özelliğinin belirlenmesine yönelik prosedürü ifade etmektedir (Lauwagie vd., 2003).

Lauwagie vd. (2003) tarafından yapılan çalışmadaki prosedürde, kenarları 300 mm uzunlukta, haddeleme yönüne 0° 'lik ve 90° 'lik doğrultular boyunca (x ve y eksenlerinde) uzanan, serbest asılmış bir plakanın (Poisson deney plakasının) titreştirilmesindeki ilk beş rezonans frekansı ölçülmekte; ortaya çıkan tip şekiller veya şekil modları deneysel olarak belirlenmektedir. Plakada ortaya çıkan elastik deformasyona dair, bu ilk beş rezonans frekansında, ilk üçü sabit bir sıra halinde olmak üzere gözlenen beş tip (mod) Şekil 1.5'te verilmiştir.



Şekil 1.5 Serbest olarak asılmış bir Poisson deney plakasının rezonanslı titreşiminde ortaya çıkan ilk beş tip şekil veya şekil modu (Lauwagie vd., 2003)

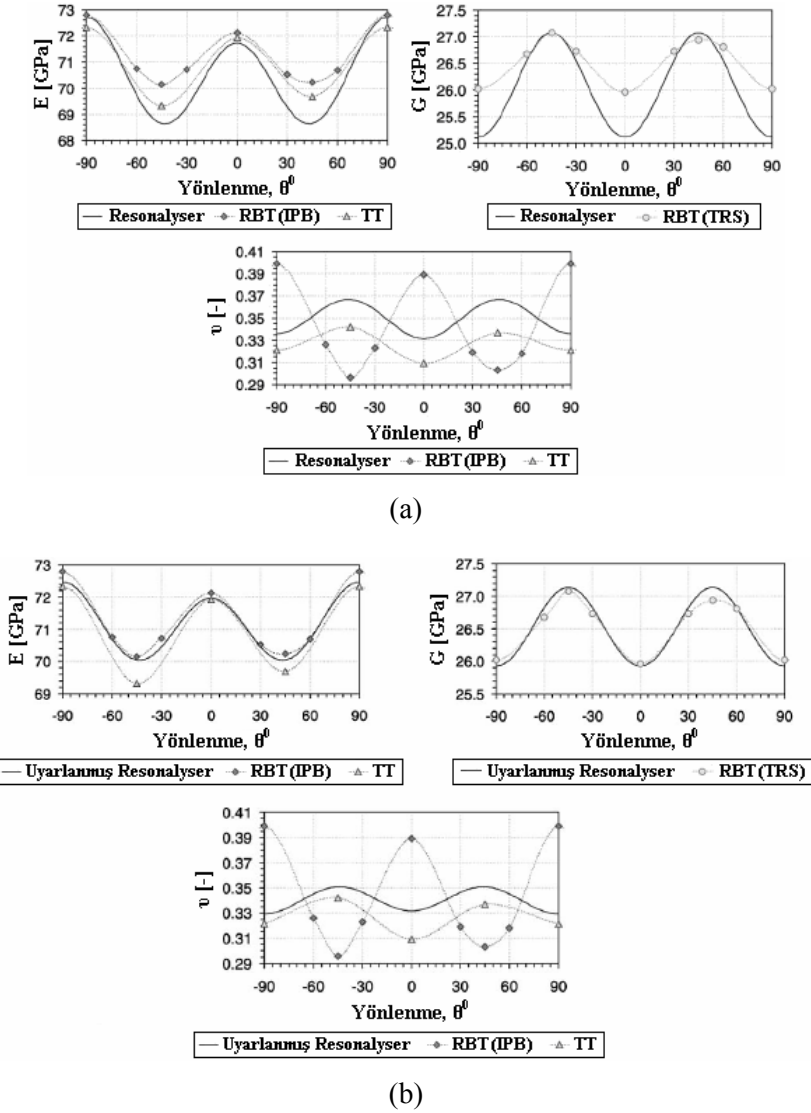
Başlangıçta seçilen ve düzlem gerilme hali altında orthotropik elastisiteyi tanımlamaya yeten E_x , E_y , G_{xy} ve ν_{xy} değerleri ile yapılan FE analizlerinde, deneysel olarak kaydedilmiş rezonans frekansları ve şekil modlarında belli düzeylerde eşleşmeler sağlanarak, dört elastik özelliğin istenen hassasiyet ile düzeltilmesi suretiyle prosedür tamamlanmaktadır. Esasen bir tersine yöntemi ifade eden Resonalyser prosedürü Şekil 1.6’da açıklanmıştır. (Lauwagie vd., 2003)



Şekil 1.6 Orthotropik malzemelerde düzlem gerilme hali için bağımsız elastik özelliklerin belirlenmesine yönelik geliştirilmiş Resonalyser prosedürü (Lauwagie vd., 2003)

Lauwagie vd. (2003) tarafından yapılan çalışmada, plaka eğrilmesinin dikkate alınmasına yönelik olarak, Resonalyser prosedürünün modifikasyonuna dayanan daha kolay bir yöntem denenmiştir. Uyarlanmış (adapted) Resonalyser prosedürü olarak anılan bu yöntem, kenarları malzemenin asal eksenlerine paralel uzanan plakalardaki eğme modlarının, kayma modülünün değişimine karşı oldukça duyarsız kalması esasına dayanmaktadır. Kenarları malzemenin asal eksenlerine 45^0 'lık doğrultular boyunca uzanan plakalarda söz konusu duyarlılık daha yüksek olduğundan, uyarlanmış prosedürde bu levhalardan da faydalanılmış; kenarları 0^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uzanan plakalarda ise, klasik Resonalyser tekniğinde ele alınan frekanslardan yalnızca ikincisi ve üçüncüsü kullanılmıştır.

Sıcak haddelenmiş 304 ostenitik paslanmaz çelik ve 6082 alüminyum alaşımından levhalar üzerinde Lauwagie vd. (2003) tarafından yürütülen çalışmalarda, tek eksenli çekme deney sonuçlarına yaklaşıma derecesi esas alınarak, orthotropik malzemeler için rezonanslı kiriş deneyinin, Poisson oranını belirleme adına uygun bir yöntem olmadığı ifade edilmiştir. Zira söz konusu malzemelerin Poisson oranında haddeleme yönüne göre değişimin, tek eksenli çekme deneyi ve Resonalyser yönteminden saptanan değişimler ile farklı eğilimler arz ettiği gözlenmiştir. Orthotropik malzemelerin Poisson oranını saptamada Resonalyser prosedürünün rezonanslı kiriş deneyine göre daha başarılı olmasının yanısıra, uyarlanmış Resonalyser prosedürü izlendiğinde, başarı oranının genel itibariyle arttığı, 6082 alüminyum alaşımında elde edilen ve Şekil 1.7’de verilen sonuçlardan görülmektedir.



Şekil 1.7 Kalınlığı 5 mm olan 6082 alüminyum alaşımından sıcak hadde ürünü levhada tek eksenli çekme deneyi ve rezonanslı kiriş deneyi ile klasik (a) ve uyarlanmış (b) Resonalyser prosedüründen haddeleme yönüne göre farklı doğrultularda belirlenen elastiklik modülü, kayma modülü ve Poisson oranı değerlerinin karşılaştırılması (Lauwagie vd., 2003)

Sac malzemelerin düzlemsel anizotropisine bağlı olarak elastiklik modülünün sac düzleminde değişmesinden ötürü, ortalama elastiklik modülü $\bar{E}$ değerinin (1.4) eşitliğinde belirtildiği gibi hesaplanabilmesi mümkündür. Bu denklemde yer alan E_0 , E_{45} ve E_{90} değerleri, malzemenin sırasıyla, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki elastiklik modüllerini ifade etmektedir. (Taylor, 1985)

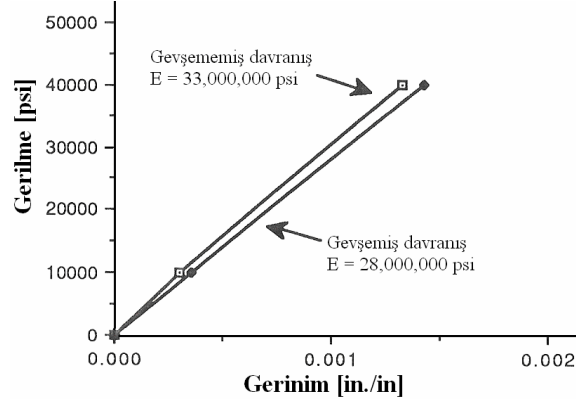
$$\bar{E} = \frac{E_0 + 2E_{45} + E_{90}}{4} \quad (1.4)$$

Elastiklik modülünün sac düzlemindeki değişiminin derecesini ifade eden ΔE değeri ise (1.5) eşitliğine göre belirlenebilmektedir (Taylor, 1985).

$$\Delta E = \frac{E_0 - 2E_{45} + E_{90}}{2} \quad (1.5)$$

Elastik davranışın zamana olan bağlılığını ifade eden anelastisite, tümüyle geri dönebilen deformasyonu tanımlamakta ve elastik davranışta bir gecikme olarak da nitelendirilmektedir. Metalsel malzemelerin anelastik davranışı, arayer veya yer alan çözelti atomlarının gerilme kaynaklı dizilişi, tane sınırı kayması, dislokasyon hareketi, kristal anizotropisinden ötürü tane içi veya tanelerarası ısı enerjisinin yayınması veya termoelastik etki gibi mekanizmalara dayalı olarak ortaya çıkabilmektedir. (Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Louthan, 1992)

Elastik ve anelastik gerinimlerin kombinasyonu, tek eksenli çekme deneyinden belirlenen elastiklik modülünün, yükleme veya gerinim hızına olan bağlılığını ifade etmektedir. Belli bir çekme yükü uygulandığında, geri dönebilen toplam gerinim, elastik ve anelastik gerinimlerin toplamına eşit olmaktadır. Yüklemin hızlıca uygulanması, anelastik gerinim için sürenin yeterli olmaması sebebiyle, söz konusu gerinimin sıfır düzeyine yakın bir değerde belirmesine yol açacak; bu nedenle de yükleme esnasındaki toplam gerinim, gerçek elastik gerinime eşit olacaktır. Yüklemin aynı düzeye çok yavaş uygulanması halinde ise, anelastik gerinimlerin ortaya çıkması için yeterli zaman bulunduğundan, toplam geri dönebilen gerinimin değeri, yükün hızlıca uygulandığı deneylerde ortaya çıkandan daha fazla olacaktır. Bu da ölçülen elastiklik modülüne yansıyacak ve modülün hıza olan bağlılığını ifade edecektir. Düşük hızlarda elastiklik modülü, Şekil 1.8'de örneklendiği üzere, yüksek hızlar altında yürütülen deneylere göre daha düşük değerlerde ölçülmektedir. Zira anelastik etkiye bağlı olarak, elastiklik modülünün ölçülen düşük değerleri için gevşemiş modül (relaxed modulus) terimi kullanılmakta; yüksek hızlarda ölçülenler ise gevşememiş modül (unrelaxed modulus) olarak anılmaktadır. (Louthan, 1992)



Şekil 1.8 Tek eksenli çekme deneyinde yükleme hızının ölçülen elastiklik modülü değerine etkisi (Louthan, 1992)

Tek eksenli çekme deneyleri veya çevrimsel yüklemeler, genellikle, tümüyle gevşemiş davranışın söz konusu olduğu ve tümüyle gevşememiş davranış için gerekli olan hızların arasındaki bir yükleme hızı veya gerinim hızı değeri seçilerek uygulanmaktadır. Dolayısıyla, yüklemede veya yük boşaltmada, eğrinin başlangıçtaki kısmı gevşememiş davranış ortaya koymakta iken; eğrinin sonraki kısmı daha gevşemiş bir özellik sergilemektedir. Gevşememiş davranıştan gevşemiş davranışa geçiş, gerilme – gerinim eğrisinde yükleme – yük boşaltma histerezisi meydana getirmektedir. (Louthan, 1992)

Anelastisitenin gözlenmesine yol açan mekanizmaların tümü, aynı zamanda titreşim ile ilgili enerji kaybına dair faktörleri ifade etmekte; söz konusu kayıplar da histerezis davranışı ile gözlenebilmektedir. Enerji kaybına yol açan çeşitli etkiler, iç sürtünme olarak genel bir başlık altında gruplandırılabilir. İç sürtünme, malzemelerin titreşim enerjisini absorbe etme kabiliyetini yansıtmaktadır. (Dieter, 1988; Jastrzebski, 1987; Louthan, 1992)

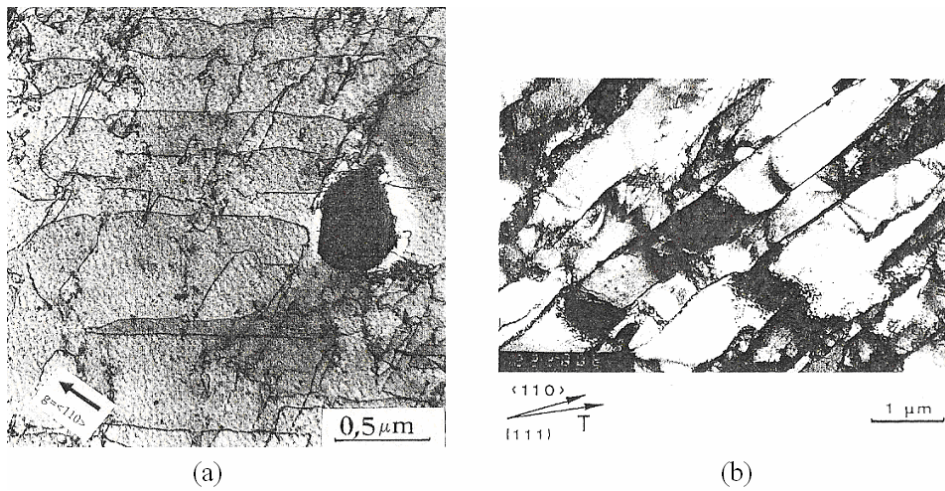
Malzemelerde dislokasyonların varlığı ve uygulanan kuvvet ile bunların hareket etmesi, bir malzemenin kayma dayanımının, ideal (kusursuz) kristal yapısından çok daha düşük değerlerde ortaya çıkması şeklinde bir etkiye bulunmaktadır. Zira dislokasyonlar, kristaldeki kaymayı kendi hareketleri ile gerçekleştirmek suretiyle, plastik deformasyonun başlangıcı olarak değerlendirilen akma noktasını, diğer bir deyişle elastik sınırı daha düşük gerilme düzeylerine çekmede rol oynamaktadır. (Jastrzebski, 1987)

Plastik deformasyonun dislokasyonların kayma mekanizması ile meydana geldiği bir proseste malzeme davranışı, en genel anlamda, dislokasyonun tipi ve geometrik özellikleri, Burgers vektörü, kristaldeki hareketleri ve mobilitesi ile kristalin bunların hareketine karşı gösterdiği direnç, süreç içerisinde dislokasyonların birbirleriyle, çözelti ya da empürite atomlarıyla, tane sınırı gibi düzlemsel (iki boyutlu) hatalarla, yapıda çökelmiş olan partiküllerle ve sekonder

fazlarla etkileşimi, süreç içerisinde çoğalmaları ve yoğunluklarında meydana gelen artış ile karakterize edilebilmektedir. Bir metalde dislokasyon yoğunluğunu ifade eden ρ değeri (birim hacimdeki dislokasyon çizgilerinin toplam uzunluğu), başlangıçta $10^4-10^6 \text{ cm/cm}^3$ düzeyinde iken, soğuk deformasyon ile ortaya çıkan pekleşmiş yapıda $10^{11}-10^{12} \text{ cm/cm}^3$ gibi bir düzeye ulaşabildiği gözlenmektedir. (Dieter, 1988; Hertzberg, 1989)

Plastik şekillendirmenin erken aşamalarında kayma, ana ya da birincil kayma düzlemlerinde meydana gelmekte ve dislokasyonlar eş düzlemsel diziler oluşturmakta; ileri aşamalarda ise çapraz kaymalar ortaya çıkmakta ve dislokasyon çoğalma mekanizmaları çalışmaktadır. Soğuk şekillendirilen malzemenin yapısında yüksek dislokasyon yoğunluğuna sahip bölgeler veya düğümler (tangles) oluşmakta; bunlar bir süre sonra düğümlenmiş ağ (tangled network) şeklinde gelişmektedir. Böylelikle, malzemenin soğuk şekillendirilmiş halinin karakteristiği bir hücresel altyapı (cellular substructure) ifade etmekte ve yüksek dislokasyon yoğunluğuna sahip düğümler hücre duvarlarını (cell walls) oluşturmaktadır. (Dieter, 1988)

Ekstra yumuşak çeliğin oda sıcaklığında yüzde birkaç düzeyinde çekme gerinimi uygulanmış yapısında, farklı kayma düzlemlerindeki dislokasyonların oluşturduğu düğümler Şekil 1.9a'da örnek olarak verilmiştir. Alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki (AKDQ, Aluminum-Killed Drawing Quality) bir çelik sacın, tek eksenli çekme zorlaması altında %30 düzeyindeki bir gerinime kadar deforme edilmesi sonucunda oluşmuş dislokasyon altyapısı ise, deformasyonun artması ile gelişen hücrelere dair verilmiş bir örnek olarak Şekil 1.9b'de görülmektedir. (Béranger vd., 1996)



Şekil 1.9 Ekstra yumuşak bir çeliğin oda sıcaklığında yüzde birkaç düzeyindeki gerinime kadar çekme yoluyla deforme edilmiş yapısında gözlenen dislokasyon düğümleri (a) ve alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki bir çeliğin %30'luk gerinim düzeyine kadar çekilmesi sonucu ortaya çıkan hücresel dislokasyon altyapısı (b) (Béranger vd., 1996)

Genelde hücre yapısı, yaklaşık %10'luk bir gerinim düzeyine ulaşılması ile gözlenmektedir. Düşük deformasyon düzeylerinde hücre büyüklüğü gerinim ile azalmakta ve bir süre sonra sabit bir büyüklüğe erişmektedir. Söz konusu stabilleşme, gerinim arttıkça dislokasyonların, hücreleri bir taraftan diğer tarafa süpürerek, hücre duvarlarındaki düğümlere katılmasını ifade etmektedir. (Dieter, 1988)

Soğuk şekillendirilmiş ya da pekleşmiş bir yapının özelliği malzemeye, gerinime, gerinim hızına ve deformasyonun uygulandığı sıcaklığa bağlılık arz etmektedir. Hücre yapısı gelişimi, düşük sıcaklık ve yüksek hızlar ile çapraz kaymanın zor olduğu düşük istif hatası enerjili malzemelerde daha az gözlenmekte veya daha düşük etkinlikte olmaktadır. (Dieter, 1988)

Statik deneydekilere göre daha küçük gerilmeler altında elastisite modüllerinin ölçüldüğü dinamik deneylerin sonuçlarının da dislokasyonlardan etkilenebildiği, Kim ve Johnson (2007) tarafından yapılan çalışmadan, çeliğin martenzitik yapısı üzerinde irdelenebilir.

Elastik davranışı açısından izotropik olarak değerlendirilebilecek SAE 1050 çeliği üzerinde Kim ve Johnson (2007) tarafından yapılan çalışmada, çeliğin ferritik-perlitik ve martenzitik mikroyapılarında elastisitenin modüllerinin ne düzeyde değiştiği incelenmiştir. Bu çalışmada, rezonanslı ultrasonik spektroskopi ile gerçekleştirilen ölçümlerden elde edilmiş olan sonuçlar, çeşitli kaynaklarda çok kristalli α -demiri için farklı yöntemlerden faydalanılarak belirlenmiş modül değerleri ile Çizelge 1.1'de karşılaştırılmıştır.

Çizelge 1.1 İzotropiye yakın elastik davranış sergilediği gözlenen SAE 1050 çeliğinde ferritik-perlitik ve martenzitik mikroyapılarda ölçülen elastisitenin modülleri ve çok kristalli α -demiri için çeşitli kaynaklarda verilen değerler ile karşılaştırılması (Kim ve Johnson, 2007)

	Çok Kristalli α-Demiri (Çeşitli Kaynaklardan)	Ferritik-Perlitik	Martenzitik
Elastiklik modülü, E [GPa]	204 – 214.6 Ortalama: 211	210.3	203.5
Kayma modülü, G [GPa]	78.7 – 82.68 Ortalama: 82	81.65	78.74
Hacim modülü, B [GPa]	164 – 169 Ortalama: 167	165	163.1

Söz konusu çalışmada elde edilen sonuçlar, α -demirinin belirtilen elastiklik modülü, kayma modülü ve hacim modülü değerlerinin, SAE 1050 çeliğinin ferritik-perlitik yapısında ölçülen üç modül değerinden de % 0.6 ila % 1.3 oranında daha yüksek olduğunu göstermektedir. İncelenen çeliğin ferritik-perlitik yapısı için gözlenmiş olan daha düşük modül değerlerine

dayanarak yapılan yorumlamada, karbonun kafes hacmini artırarak elastisitenin modüllerini düşüren etkisinin, elastik sabiti (yay sabitini) artırıcı rolüne ve sementitin sağlayacağı yüksek rijitliğe göre daha baskın olduğu şeklinde bir sonuca varılmıştır. (Kim ve Johnson, 2007)

Aynı çalışmada, SAE 1050 çeliğinin martenzitik mikroyapısı için de benzer incelemelerde bulunulmuş ve elastisitenin modülleri ölçülmüştür. Söz konusu yapıdaki elastiklik modülü, kayma modülü ve hacim modülü, ferritik-perlitik yapıda belirlenen modüllere göre, sırasıyla % 3.6, % 3.2 ve % 1.2 oranlarında olmak üzere daha düşük değerlerde ölçülmüştür. Bu durum, martenzitik yapıda kafes içerisinde kalan yüksek orandaki karbonun arayer hacmine olan etkisi ile bağdaştırılmıştır. (Kim ve Johnson, 2007)

Ayrıca, martenzitik yapıdaki yüksek dislokasyon yoğunluğu da düşük modül değerlerinin gözlenmesinde bir diğer faktör olarak belirtilmiştir. Modül ölçümüne yönelik uygulanan dinamik yöntemde, ultrasonik gerilmenin, dislokasyonların kilitlenme noktaları arasında ters kavislenme (reversible bowing) hareketi sergilemesine neden olduğu; dislokasyonların söz konusu hareketinin de elastisitenin modüllerinde daha düşük değerlerin gözlenmesinde rol oynadığı bildirilmiştir. Zira dislokasyonların bu hareketi, hacim gerinimi ile ilgili durumdan kaynaklanmadığı için, ferrit-perlit yapısı ile kıyaslandığında elastisitenin modülleri içerisinde en az düşüşün hacim modülünde ortaya çıkmasının, yapılan bu yorumu tutarlı kıldığı ifade edilmiştir. (Kim ve Johnson, 2007)

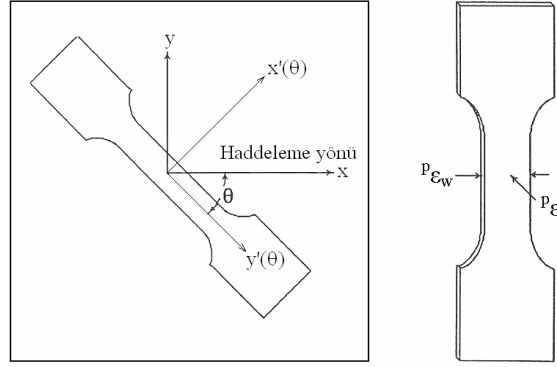
Anelastik etki veya dislokasyonlara dayanan mikroplastisitenin elastiklik modülü ölçümüne etkisinin dışında, özellikle gevrek malzemelerin yapısında bulunan mikroçatlak, boşluk veya lif gibi süreksizliklerin malzeme rijitliğine olan etkisi, kırılma mekaniği konusu çerçevesinde değerlendirip, ayrıca incelenmektedir. Çeşitli malzemeler için, söz konusu unsurların boyutu, geometrisi ve dağılımına göre, malzemelerin görünürdeki rijitliğinin modellendiği çok sayıda çalışma literatürde yer almaktadır.

Malzeme olarak 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın ele alınarak incelendiği çalışmamızda, tek eksenli çekme deneyleri ile elastiklik modülü ölçüm prosedürü takip edilmiştir. Ancak, gelişmiş bir video ekstensometreden faydalanılmak suretiyle farklı ön gerinim değerlerinden itibaren yürütülen deneylerden ölçülen modüllerin, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından anelastik olarak da nitelenen mikroplastik gerinimlerden etkilendiği görülmüştür. Bu nedenle, yüklemelerde efektif modül; yük boşaltmalarda ise geri esneme modülü kavramları benimsenmiş ve kullanılmıştır.

Çalışmamızda ele alınan sacın plastik gerinim oranı (Lankford katsayısı) da tek eksenli çekme deneyleri ile belirlenmiş ve plastik anizotropinin değerlendirilmesinde kullanılmıştır.

Bir tek eksenli çekme deneyinde, üniform deformasyon alanındaki belli noktada, numunenin eninde ölçülen gerçek plastik daralma gerinimi olan ${}^p\varepsilon_w$ değerinin, kalınlık doğrultusunda ortaya çıkan gerçek plastik incelme gerinimini ifade eden ${}^p\varepsilon_t$ değerine oranı, (1.6) eşitliğinde belirtildiği üzere, r ile simgelenen plastik gerinim oranını tanımlamaktadır (Şekil 1.10). Bu deneyde çekme doğrultusundaki gerçek plastik uzama gerinimi ${}^p\varepsilon_L$ olarak gösterilirse, plastik şekillendirmede hacim sabitliği ilkesine (${}^p\varepsilon_L + {}^p\varepsilon_w + {}^p\varepsilon_t = 0$) göre söz konusu eşitlik, daha kolay ölçülebilen ${}^p\varepsilon_L$ ve ${}^p\varepsilon_w$ ile de ifade edilebilmektedir. Tek eksenli çekmede uzamanın, incelme yerine büzülme ile karşılanabilirliğini yansıtan r , deney doğrultusundaki normal anizotropi faktörü olarak da nitelendirilmektedir. (Hill, 1950; Newby, 1978; Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Dieter, 1988; Mielnik, 1991; Hosford, 1992; Kalpakjian, 2000)

$$r = \frac{{}^p\varepsilon_w}{{}^p\varepsilon_t} = - \frac{{}^p\varepsilon_w}{{}^p\varepsilon_L + {}^p\varepsilon_w} \quad (1.6)$$



Şekil 1.10 Plastik gerinim oranının belirlenmesi amacıyla sac levhadan haddeleme yönüne göre belli bir açıda kesilmiş tek eksenli çekme deney numunesi (Hosford, 1992)

Sac levhalardan, Şekil 1.10'da görüldüğü gibi, haddeleme yönü olarak alınan x eksenine göre saat yönündeki θ açısı doğrultusunda; diğer bir ifade ile $x'(\theta)$ doğrultusunda çıkartılan bir tek eksenli çekme deney numunesi ile belirlenen plastik gerinim oranı r_θ olarak gösterildiğinde, buna yönelik (1.7) ile verilen genel denklem yazılabilmektedir (Hill, 1950).

$$r_\theta = \frac{{}^p\varepsilon_{y'(\theta)}}{{}^p\varepsilon_z} \quad (1.7)$$

Sacın haddeleme yönüne göre plastik gerinimi oranı r değerinin değişmesi, malzemenin düzlemsel anizotropisinden ileri gelmektedir. Bu durumda, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda belirlenen plastik gerinim oranlarından, (1.8) eşitliği ile hesaplanan ve $\bar{r}$

olarak ifade edilen ortalama plastik gerinim oranı (ortalama normal anizotropi faktörü) tanımlaması dikkate alınmaktadır. (Newby, 1978; Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Dieter, 1988; Mielnik, 1991; Hosford, 1992; Kalpakjian, 2000)

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (1.8)$$

Sac malzemedeki düzlemsel anizotropinin derecesini ifade eden düzlemsel anizotropi faktörü Δr ise (1.9) eşitliğinden hesaplanabilmektedir (Newby, 1978; Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Dieter, 1988; Mielnik, 1991; Hosford, 1992; Kalpakjian, 2000).

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (1.9)$$

Rezonans frekansı altında gerçekleştirilen dinamik deneylerde $\bar{r}$ ve $\bar{E}$ ile Δr ve ΔE değerleri arasında verilen bağıntılara dayanarak, tek eksenli çekme deneyi yerine dinamik yöntemler ile $\bar{r}$ ve Δr değerlerinin hesaplanmasının, sonuçların tekrarlanabilirliği açısından daha uygun bir yöntem olarak bulunduğu Taylor (1985) tarafından bildirilmiştir.

Bir sac malzemede $r_0 = r_{45} = r_{90} = r_\theta = \bar{r} = 1$ ve $\Delta r = 0$ durumu söz konusu ise, bu malzeme izotropik özellik sergilemektedir. Eğer sacda $r_0 = r_{45} = r_{90} = r_\theta = \bar{r} \neq 1$ ve $\Delta r = 0$ durumu gözlenmekte ise, söz konusu sac malzemenin normal anizotropik olduğu fakat düzlemsel izotropik özellik sergilediği söylenebilmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Mielnik, 1991; Hosford, 1992)

İzotropik malzemeler için dikkate alınabilecek Von Mises akma kriteri, gerilme bileşenleri ile (1.10a); asal gerilmeler ile de (1.10b) eşitliklerinde ifade edilmiştir. Bu denklemlerdeki Y , malzemenin tüm yönlerde birbirine eşit olan akma dayanımını; k ise kayma dayanımını temsil etmektedir. (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Mielnik, 1991)

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) = 2Y^2 = 6k^2 \quad (1.10a)$$

$$(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2 = 2Y^2 = 6k^2 \quad (1.10b)$$

Maksimum ve minimum asal gerilmeler arasındaki farka dayan ve (1.11) ile verilen Tresca akma kriteri de izotropik malzemeler için kullanılabilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1991).

$$\sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 2Y = 6k \quad (1.11)$$

Çalışmamızda ele alınıp incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın plastik anizotropi ile ilgi davranışının irdelenmesine yönelik olarak Hill-1948 (Hill'48) kadratik (quadratic) akma kriteri seçilmiştir.

Çekmedeki ve basmadaki gerilme – gerinim eğrilerinin ayna görüntüsü itibariyle simetrik olduğunu varsayarak, deformasyonda Bauschinger etkisini ihmal eden Hill-1948 anizotropik akma kriteri, hidrostatik gerilmenin de akmayı etkilemediğini kabul etmektedir (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1991).

Anizotropinin asal eksenleri, kartezyen koordinat sisteminin x, y ve z eksenleri olarak seçildiğinde, Hill-1948 akma kriteri, orthotropi esasına göre (1.12) denklemindeki gibi ifade bulmaktadır. Birbirine dik bu üç eksen tarafından özelliklerin iki kat simetri ile karakterize edildiği anizotropiyi matematiksel anlamda tanımlamakta olan F, G, H, L, M ve N sabitleri (anizotropi katsayıları), malzemenin mevcut anizotropisine dair parametreleri ifade ederken, izotropik olan Von Mises akma kriterine göre farklılaşmayı ortaya koymaktadır. (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Mielnik, 1991)

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (1.12)$$

Malzemenin x, y ve z eksenlerinde tek eksenli çekmedeki akma gerilmeleri sırasıyla X, Y ve Z; kaymadaki akma gerilmeleri ise R, S ve T olarak ifade edilirse, Hill anizotropi katsayıları için (1.13-18) eşitlikleri verilmektedir (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1991).

$$2F = \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2} \quad (1.13)$$

$$2G = \frac{1}{Z^2} + \frac{1}{X^2} - \frac{1}{Y^2} \quad (1.14)$$

$$2H = \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2} \quad (1.15)$$

$$2L = \frac{1}{R^2} \quad (1.16)$$

$$2M = \frac{1}{S^2} \quad (1.17)$$

$$2N = \frac{1}{T^2} \quad (1.18)$$

Anizotropi katsayıları olarak nitelendirilen sabitler arasında $L = M = N = 3F = 3G = 3H$ eşitliğinin bulunması ve $2F$ değerinin $1/Y^2$ değerine eşitlenmesi halinde, Hill-1948 anizotropik akma kriterinin, (1.10a) ile verilen ve izotropik malzemeler için geçerli olan Von Mises akma kriterine dönüştüğü görülecektir (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1991).

Gerilmenin normal bileşenleri ile ilgili F , G ve H katsayılarından yalnızca birinin negatif değer sergilemesi mümkün olmaktadır. Bu durum, akma gerilmelerinin ancak önemli düzeyde farklılık göstermesi halinde geçerlilik arz etmektedir. Gerilmenin kayma bileşenleri ile ilgili olan L , M ve N katsayıları ise, matematiksel tanımları gereği daima pozitif işaretle bulunmak durumundadır. (Hill, 1950)

Anizotropinin asal eksenlerinin referans eksenler olarak alınması durumunda Hill-1948 akma kriteri, plastik gerinim artımlarına yönelik (1.19-24) eşitliklerini tanımlamaktadır (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1991).

$$d({}^p\varepsilon_x) = d\lambda [H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)] \quad (1.19)$$

$$d({}^p\varepsilon_y) = d\lambda [F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)] \quad (1.20)$$

$$d({}^p\varepsilon_z) = d\lambda [G(\sigma_z - \sigma_x) + F(\sigma_z - \sigma_y)] \quad (1.21)$$

$$d({}^p\varepsilon_{xy}) = d\lambda N \tau_{xy} \quad (1.22)$$

$$d({}^p\varepsilon_{yz}) = d\lambda L \tau_{yz} \quad (1.23)$$

$$d({}^p\varepsilon_{zx}) = d\lambda M \tau_{zx} \quad (1.24)$$

Anizotropinin asal eksenlerinden x ekseni haddeleme yönüne paralel uzanan doğrultu ($\theta = 0^\circ$); y ekseni sac düzleminde haddeleme yönüne dik (rulo eni boyunca) uzanan doğrultu ($\theta = 90^\circ$); z ekseni ise sac düzlemine normal (dik) doğrultu yani sacın kalınlık doğrultusu olarak alınırsa, düzlem gerilme hali ($\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$) altında, genel durumda (1.11) ile verilen Hill-1948 anizotropik akma kriteri, (1.25) denklemi ile ifade bulacaktır. (Hill, 1950; Hosford, 1985; Hill, 1990; Mielnik, 1991)

$$(G + H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (H + F)\sigma_y^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (1.25)$$

Herhangi $x'(\theta)$ doğrultusundaki plastik gerinim oranı r_θ için, Hill-1948 akma kriterine göre, (1.26) ile verilen eşitlik söz konusu olmaktadır (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983).

$$r_{\theta} = \frac{H + (2N - F - G - 4H) (\sin^2 \theta \cos^2 \theta)}{F \sin^2 \theta + G \cos^2 \theta} \quad (1.26)$$

Haddeleme yönüne paralel (0° 'lik), diyagonal (45°) ve dik (90° 'lik) doğrultulardaki plastik gerinim oranı r_0 , r_{45} ve r_{90} değerleri ile anizotropi katsayılarından F , G , H ve N değerleri arasında (1.27-29) eşitlikleri söz konusu olmaktadır (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1991; Flores vd., 2005). Bu eşitlikler, (1.26) ile verilen denklemde, 0° , 45° ve 90° 'lik θ açıları kullanılmak suretiyle elde edilebilmektedir.

$$r_0 = \frac{H}{G} \quad (1.27)$$

$$r_{90} = \frac{H}{F} \quad (1.28)$$

$$N = (r_{45} + \frac{1}{2})(F + G) \quad (1.29)$$

Sac düzleminde akma gerilmesinin maksimum veya minimum (ekstramum) değerine ulaştığı doğrultu, haddeleme yönü olarak seçilen x eksenini referans alınarak $\bar{\theta}$ ile ifade edildiğinde, bu açı değeri, Hill-1948 akma kriterine göre (1.30) eşitliğinden hesaplanmaktadır. (Hill, 1950)

$$\tan^2 \bar{\theta} = \frac{N - G - 2H}{N - F - 2H} \quad (1.30)$$

Ele alınan Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre $N < F + 2H$ ve $G + 2H$ olması durumunda, akma gerilmesi, $\bar{\theta}$ yönünde (birbirine eşit) maksimum değerine; x ve y doğrultularında ise (birbirine eşit olmayan) minimum değerlere ulaşacaktır. Eğer $N > F + 2H$ ve $G + 2H$ ise, akma gerilmesi $\bar{\theta}$ yönünde (birbirine eşit) minimum değerine; x ve y doğrultularında ise (birbirine eşit olmayan) maksimum değerlere ulaşacaktır. Gerilme ekstramumlarının yönünü ifade eden bu açı, N değerinin $F + 2H$ ve $G + 2H$ değerleri arasında yer alması durumunda tanımsızdır. Böyle bir durumda, akma gerilmesinin, $F > G$ iken x doğrultusunda maksimum değerine; y doğrultusunda da minimum değerine ulaşacağı; $F < G$ ise tam tersi bir durumun söz konusu olacağı bildirilmektedir. (Hill, 1950)

Tek eksenli çekme deneylerinde gerilmenin ve plastik gerinim artımının asal eksenlerinin izotropik malzemelerdeki gibi çakışması için, Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre (1.31) eşitliğinin geçerli olması gerekmektedir (Hill, 1950). Söz konusu denklemin haddeleme yönüne paralel ($\theta = 0^\circ$), dik ($\theta = 90^\circ$) ve $\theta = \bar{\theta}$ açısı doğrultularındaki tek eksenli çekme

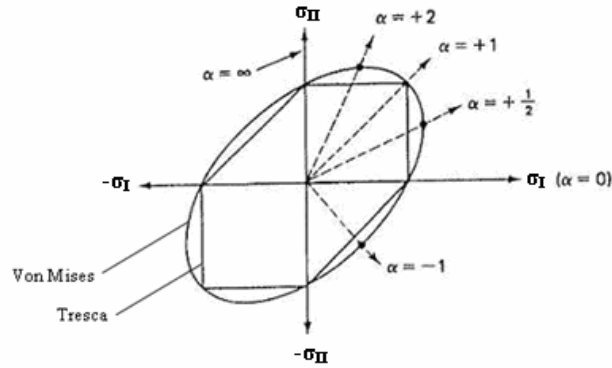
deneylerinde sağlandığı; dolayısıyla, deneylerde gerilmenin ve plastik gerinim artımının asal eksenlerinin bu doğrultularda çakışmakta olduğu Hill (1950) tarafından bildirilmiştir.

$$\frac{\sigma_x - \sigma_y}{\tau_{xy}} = \frac{d(\epsilon_x) - d(\epsilon_y)}{d(\epsilon_{xy})} \quad (1.31)$$

Orthotropik esasa dayanan Hill-1948 akma kriteri, düzlem gerilme hali ($\sigma_z = \tau_{xz} = \sigma_{yz} = 0$) için, üç doğrultudaki plastik gerinim oranı r_0 , r_{45} ve r_{90} değerlerine ve sac malzemenin haddelenme yönü olarak seçilen x eksenindeki akma dayanımı X değerine bağlı olarak (1.32) eşitliği ile verilebilmektedir (Hosford, 1985).

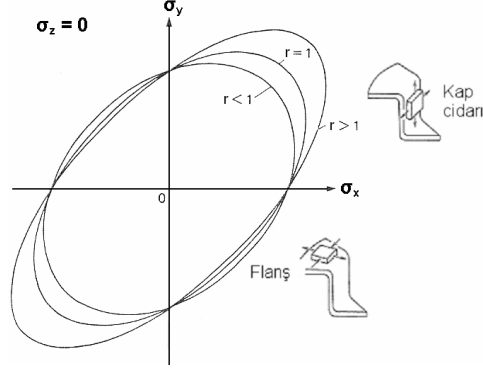
$$r_{90} \sigma_x^2 + r_0 \sigma_y^2 + r_0 r_{90} (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (2r_{45} + 1)(r_0 + r_{90}) \tau_{xy}^2 = r_{90} (r_0 + 1) X^2 \quad (1.32)$$

Düzlem gerilme hali ($\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = \sigma_{III} = 0$) için, Von Mises ve Tresca akma kriterlerinin ifade ettiği akma yüzeyleri Şekil 1.11’de karşılaştırılmıştır. Burada, gerilme halini tanımlamak üzere $\alpha = \sigma_{II}/\sigma_I$ olarak tanımlanmış gerilme oranları kullanılmıştır. Tek eksenli çekme ya da basma ($\alpha=0$) ve dengelenmiş (eş) iki eksenli gerilme ($\alpha=1$) hallerinde iki kriter birbirine eşit sonuçlar sağlamaktadır. İki akma kriteri arasındaki en büyük fark ise, yaklaşık olarak %15’lik bir oran ile düzlem gerinim halinde ($\alpha = 1/2$) ortaya çıkmaktadır. (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Mielnik, 1991)



Şekil 1.11 Düzlem gerilme hali için izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerinin ortaya koyduğu akma yüzeylerinin karşılaştırılması (Hosford ve Caddell, 1983)

İzotropik olan Von Mises akma kriterinin $r = 1$ durumu için geçerli olmak üzere verdiği akma yüzeyi ile Hill-1948 anizotropik akma kriterinin $r < 1$ ve $r > 1$ durumları için sunduğu akma yüzeyleri, düzlem gerilme ($\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = \sigma_{III} = 0$) hali ve düzlemsel izotropi ($\bar{r} = r$) durumu için Şekil 1.12’de karşılaştırılmıştır (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988).



Şekil 1.12 Düzlemsel izotropik malzemelerde düzlem gerilme hali için Hill-1948 akma kriterine göre akma yüzeyinin plastik gerinim oranı ile değişimi ve derin çekilen silindirik bir kabın cidarı ile flanşındaki gerilme hallerine akma yüzeylerinde karşılık gelen bölgeler (Hosford ve Caddell, 1983 ve Dieter, 1988)

Sacın normal anizotropisi derin çekilebilirliği yansıtan bir özellik iken; düzlemsel anizotropi, derin çekme işlemlerinde kulak oluşumuna neden olan bir faktörü ifade etmektedir. Düz tabanlı silindirik bir kabın derin çekilmesi işlemi ele alındığında, düzlemsel izotropik ($\Delta r = 0$) bir sac malzemede kulaklanma gözlenmemektedir. Düzlemsel anizotropik malzemelerde Δr değeri sıfırdan pozitif veya negatif olarak uzaklaştıkça kulaklanma belirmekte ve kulakların boyu artmaktadır. Çelik, bakır ve alüminyum saclarda yapılmış araştırmalardan elde edilen sonuçlara göre, $\Delta r < 0$ olan sac malzemelerde kulakların (yükseltilerin) haddelme yönüne 45° doğrultularda; çukurların da 0° ve 90° ’lik doğrultularda oluştuğu; $\Delta r > 0$ olan saclarda ise tam tersi bir durumun gözlemlendiği ifade edilmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983)

Saclarda plastik anizotropinin modellenenebilmesi ve sac şekillendirme işlemlerinde malzeme davranışının doğru bir şekilde öngörülebilmesi amacıyla geliştirilmiş çok sayıda akma kriteri bulunmaktadır. İzotropik malzemelerde geçerli olan Tresca ve Von Mises akma kriterlerinin dışında, Hill tarafından farklı yıllarda ortaya konan Hill-1948, Hill-1979, Hill-1990, Hill-1993 akma kriterleri, Taylor-Bishop-Hill modeli, Hosford ve Vegter akma kriterlerinin yanısıra, Barlat ve Lian tarafından ortaya konmuş olan ve YLD89 olarak ifade edilebilen akma kriteri, Barlat vd. tarafından geliştirilen ve YLD91 olarak tanınan akma kriteri, Barlat vd. tarafından ileri sürülen ve YLD96 olarak anılan akma kriteri, yine Barlat vd. tarafından ortaya konan ve YLD2000-2d olarak geçen akma kriteri; Cazacu-Barlat akma kriteri; Banabic vd. tarafından geliştirilen BBC2000 akma kriteri; yine Banabic vd. tarafından ortaya konmuş olan BBC2003 akma kriteri; Barlat vd. tarafından geliştirilen ve YLD2004-18p olarak belirtilen akma kriteri bunlardan bazıları olup; anılan akma kriterleri, farklı dönemlerde veya belli malzemeler için popülerite kazanmıştır. Söz konusu akma kriterlerinin çeşitli sac malzemeler üzerinde denenip karşılaştırıldığı çok sayıda çalışma literatürde yer almaktadır.

Vial vd. (1983) tarafından yapılan çalışmada, alüminyum ile dinlendirilmiş çelikten, 3003-O alüminyum alaşımından, bakır ve pirinçten saclar üzerinde Hill-1948, Hill-1979 ve Hosford akma kriterleri karşılaştırılmıştır. Bu çalışmada, incelenen söz konusu malzemelerin çeşitli gerilme halleri altındaki anizotropik davranışının tek bir akma fonksiyonu ile ifade edilemediği görülmüştür. Düzlem gerinim halinde, Hill-1948 ve Hosford akma kriterlerinin, Hill-1979 akma kriterine göre daha iyi sonuçlar verdiği; dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında da çelik ve bakırda Hill-1948 akma kriterinin; alüminyum alaşımında ise Hosford akma kriterinin daha uygun olduğu Vial vd. (1983) tarafından bildirilmiştir.

Kobayashi vd. (1985) tarafından aynı malzemeler üzerinde yapılan çalışmada ise, Hill-1979 akma kriterinin düzlemsel izotropi yaklaşımı ile ortalama plastik anizotropi faktörü olan $\bar{r}$ değerini kullanmaya dayanması ve bu akma kriterinde üs olan m değerinin deformasyon ile değişim sergilemesi eleştirilmiştir.

Hosford (1985), Hill-1948 akma kriterinin basitliğine dikkat çekerken; söz konusu akma kriterinin, malzemenin akma dayanımının yöne bağlı değişim derecesini olduğundan daha fazla öngördüğünü bildirmiştir. Bununla birlikte, Hill-1979 akma kriterini düzlemsel izotropi yaklaşımı nedeniyle eleştiren Hosford (1985); Hill-1979 ve Hosford akma kriterlerinde kayma gerilmesi terimlerinin kolayca dikkate alınamayacağını bildirmiş; Hosford akma kriterinin simetri eksenlerindeki gerilmeler yerine, asal gerilmeleri içerecek bir şekilde geliştirilmesini önermiştir. Ayrıca, Hosford akma kriterinin üssü durumunda bulunan ve esasen Hill-1948 kriterindeki üs değeri 2'nin yerine kullanılan a 'nın, kafes yapısı hacim merkezli kübik olan malzemelerde 6; yüzey merkezli kübik olan malzemelerde ise 8 değeri ile alınmasının daha iyi sonuçlar sağladığı da Hosford (1985) tarafından ifade edilmiştir. Zhu vd. (1987) tarafından gerçekleştirilen çalışmada ise, Hill-1979 akma kriterinin üssü olan m değeri ile r değerinin belli kombinasyonlarına göre, bu kriterin dört özel halinin üçünde de konvekslik sınırlaması bulunduğu; akma yüzeyinde sınırsızlık gibi anormalliklerin ortaya çıkabildiği saptanmıştır. Söz konusu akma kriterinin özel durumlarından yalnızca birinde ve Hosford akma kriterinde, $m \geq 1$ olduğu sürece problemli bölgelerin belirlendiği görülmüştür.

Saclarda düzlemsel anizotropiyi temsil etme açısından sıklıkla tercih edilen Hill-1948 akma kriterinin, belli sac malzemelerde, özellikle bazı alüminyum alaşımlarında anormal sonuçlar verdiği Chung ve Shah (1992) tarafından bildirilmiştir. Söz konusu çalışmada, alüminyum alaşımından (2008-T4) saca uygulanan ve dengelenmiş iki eksenli gerilme hali sunan şişirme deneylerinden elde edilen sonuçlara bakıldığında, Barlat vd. tarafından ortaya konan YLD91 akma kriterinin, Hill-1948 kriterine göre daha iyi sonuçlar sunduğu görülecektir.

Kuwabara vd. (2002) tarafından farklı r değerlerine sahip arayer çözelti atomu içermeyen IF (interstitial-free) çeliği, AKDQ çeliği ile DP çeliğinden saclar üzerinde yapılan çalışmada, Taylor-Bishop-Hill modeline yönelik tam ve gevşek sınırlamalar (full / relaxed constraints) varsayımlarının yanısıra, Hill-1948 ve Hosford akma kriterleri ele alınmış ve incelenmiştir. Bu çalışmada, deneysel olarak belirlenmiş kristalografik tekstüre dayanan Taylor-Bishop-Hill modelinde tam kısıtlamalı varsayımın üstünlüğü dikkat çekmiş; yüksek r değerlerine sahip malzemeler için Hill-1948 kadratik akma kriterinin, dengelenmiş iki eksenli çekme haline yakın bölgelerde olduğundan yüksek akma gerilmeleri sunma eğilimi sergilediği görülmüş; anizotropinin asal eksenleri ile gerilmenin asal eksenlerinin paralelliği halinde, Hosford akma kriterinin efektif nitelikte bir model arz ettiği bildirilmiştir.

Geng ve Wagoner (2002) tarafından 6022-T4 alüminyum alaşımı üzerinde yapılan çalışmada, Von Mises, Hill-1948, YLD89 ve YLD96 akma kriterleri karşılaştırılmış; bu karşılaştırmaya göre Barlat vd. tarafından ortaya konan YLD96 akma kriterinin üstünlüğü dikkat çekmiştir.

Banabic vd. (2002) tarafından yapılan çalışmada ise, Banabic vd. tarafından ortaya konan BBC2000; Barlat vd. tarafından ortaya konan YLD2000-2d ile Cazacu-Barlat akma kriterleri alüminyum alaşımından (AA3003-0) sac üzerinde karşılaştırılmış; üç akma kriterinin de bu malzemede tatmin edici düzeyde sonuçlar sağladığı görülmüştür.

Vegter vd. (2003) tarafından yapılan çalışmada, Hill-1948, Hill-1990, Hill-1993, YLD96 ve Vegter akma kriterlerinin IF çeliği ile düşük karbonlu çelik ve alüminyum alaşımından (5xxx) sacların şekillendirilmesinde sunduğu öngörüler üzerinde durulmuştur. Ölçülen büyüklüklere kıyasla daha fazla parametre içermesine rağmen, ele alınan malzemelerin tümünde Vegter akma kriterinin, düzlem gerilme hali altında diğer akma kriterlerine göre daha iyi sonuçlar verdiği örneklenmiştir. Çelik sac malzemelerde Hill-1948 akma kriterinin, düzlem gerinim ve dengelenmiş iki eksenli gerilme hallerinde gerçektekenden daha yüksek gerilme değerleri sunduğu ve sacın derin çekilebilirliğini olduğundan daha yüksek tahmin ettiği; Hill-1990 ve Hill-1993 akma kriterinin ise düzlem gerinim halinde majör gerilmeyi gerçektekenden daha yüksek, dengelenmiş iki eksenli gerilme halinde de akma gerilmesini daha düşük değerlerde öngördüğü bildirilmiştir. Söz konusu çalışmada düşük karbonlu çeliklere uygulanan germe ile şekillendirme deneylerinde, incelme gerinimi tahminleri açısından Vegter akma kriterinin daha üstün olduğu; diğer akma kriterlerinin de öngörü başarısı yönünden YLD96, Hill-1948, Hill-1993 ve Hill-1990 şeklinde sıralanabileceği ifade edilmiştir. Aynı çalışmada, alüminyum alaşımından sacın şekillendirilebilirliği üzerinde yapılan incelemede, Vegter ve Hill-1948 akma kriterleri karşılaştırılmış; şekillendirme sınır diyagramında Hill-1948 akma kriterinin

dengelenmiş iki eksenli germeye; Vegter akma kriterinin ise düzlem gerinim haline daha yakın sonuçlar verdiği; dolayısıyla Vegter akma kriterinin daha kritik bir şekillendirilebilirlik özelliği öngördüğü vurgulanmıştır. Sonuç itibariyle, Vegter vd. (2003) tarafından yapılan bu çalışmada, Vegter akma kriterinin üstünlüğü açıkça görülürken; Hill-1990 ve Hill-1993 akma kriterlerinin sac şekillendirmenin tüm hallerinde yeterli doğrulukta tahminlerde bulunamadığı; ancak, söz konusu kriterlerin, Hill-1948 akma kriterine göre düzlem gerinim uygulamaları için bir adım önde yer aldığı; YLD96 akma kriterinin de gerçek bir üç boyutlu gerilme halini içerebildiği ve Hill-1948 ile Hill-1979 kriterlerinin özlü bir kapsamı olduğu belirtilmiştir.

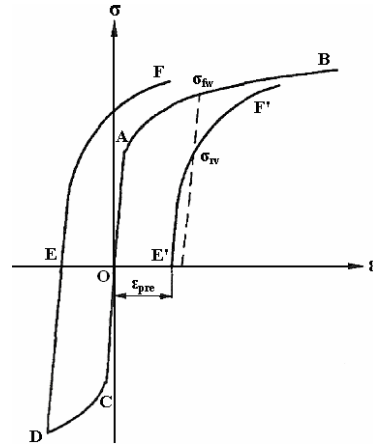
Barlat (2005) tarafından yapılan çalışmada, 2090-T3 alüminyum alaşımından sac üzerinde YLD91, YLD2000-2d ve YLD2004-18p akma kriterleri incelenmiş olup; genel itibariyle, YLD2004-18p akma kriterinin diğerlerine göre daha iyi sonuçlar verdiği görülmüştür.

Wang ve Lee (2006) tarafından yumuşak çelik (SPCC) ve alüminyum alaşımından (6xxx) saclar üzerinde yapılan çalışmada, Hill-1948, Hill-1990 ve Hill-1993 kriterleri incelenmiştir. İki malzemede de Hill-1990 ve Hill-1993 akma kriterlerinin birbirine yakın akma yüzeyleri sunduğu görülmüştür. Bunun yanı sıra, Hill-1948 ve Hill-1990 akma kriterleri arasında yapılan karşılaştırmalar, Hill-1990 akma kriterinin, özellikle alüminyum alaşımından sac malzemede daha üstün olduğunu; yumuşak çelikten sacda ise, sınır gerinimlerin tahmini açısından iki akma kriterinin birbirine yakın sonuçlar sağladığını; ancak, boyunlanma bölgesinin konumu bakımından Hill-1990 akma kriterinin daha iyi tahminlerde bulunduğunu göstermiştir.

Sac malzemelerin, özellikle kalıp ya da stampa kavislerinde veya süzdürücülerde bükülme ve sonraki düzlenme (unbending) veya ters büküm (reverse bending) ya da çevrimsellik gösteren deformasyonlarında Bauschinger etkisinin dikkate alınıp; akma yüzeyinde deformasyon ile ortaya çıkan değişimlerin uygun bir sertleşme (pekleşme) bağıntısına göre modellenmesi de geri esnemelerin doğru tahmin edilebilmesi bakımından önem arz etmektedir.

Uygulanan belli bir plastik ön gerinimin ardından ters yöndeki yüklemde malzemenin daha düşük akma dayanımı değerleri sergilemesi; bir başka ifade ile ters yöndeki yüklemde erken akma şeklinde tanımlanabilen Bauschinger etkisi, sürekli ortam (continuum) plastisitesi ve mikroskobik plastisite olarak iki kategoride ele alınmakta ve incelenmektedir (Tan vd., 1994; Cleveland ve Ghosh, 2002). Bunlardan ilki, malzemenin iç yapısı ile ilgilenmeksizin, önerilen bir akma kriteri temelinde, bir sürekli ortamdaki gerilme – gerinim bağıntısının tanımlanması üzerine odaklanmışken; ikincisi, Bauschinger etkisine bağlı pekleşmeyi, söz konusu etkinin nedeni durumundaki iç gerilmeler ile dislokasyonlar, partiküller gibi mikroskobik yapıya dayalı olarak belirlemektedir (Tan vd., 1994).

Bir tek eksenli çekme deneyinde ortaya çıkan monoton çekme eğrisi, Şekil 1.13'te OAB ile gösterilmişken; tek eksenli basmada ortaya çıkan monoton eğri ise aynı diyagramda OCD hattı ile temsil edilmiştir. Önce tek eksenli basma deneyinin uygulandığı ve OCD hattının elde edildiğini; yük boşaltmayı takiben uygulanan tek eksenli çekmede de EF hattının oluştuğunu düşünelim. Basma sonrası yapılan çekmeden elde edilen EF, Şekil 1.13'te görüldüğü üzere, negatif ön gerinim ε_{pre} değerini pozitif olarak ifade etmek amacıyla E'F' olarak ötelenmiştir. Genelde, Bauschinger etkisinin kantitatif olarak büyüklüğü, yük boşaltmanın yapıldığı andaki ileri (forward) akma gerilmesi σ_{fw} ile ters yöndeki (reverse) akma gerilmesi σ_{rv} arasındaki farka dayandırılmaktadır. Gerçek malzemelerde, ters yöndeki eğrideki lineer davranış genelde önemli ölçüde kaybolmakta; elastik ve plastik bölgeleri ayıracak bir nokta gözlenmemektedir. Ancak, σ_{rv} ve σ_{fw} değerleri, ön gerinim ε_{pre} değerinden itibaren % 0.2 ofset (paralel kaydırma) tekniği ile saptanabilmektedir. Malzemede Bauschinger etkisi söz konusu değilse σ_{rv} ile σ_{fw} değerleri birbirine eşit olacaktır. Monoton tek eksenli çekme deneyinde, malzemenin orijinal akma dayanımı, Şekil 1.13'te A noktasındaki gerilmeye karşılık gelmektedir. (Tan vd., 1994)



Şekil 1.13 Tek eksenli basma-çekme deneyinde gerilme – gerinim eğrisi ve Bauschinger etkisi (Tan vd., 1994)

Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından HSS ve 6022-T4 alüminyum alaşımından saclar ile yapılan çalışmada, ters plastik akmanın daha tedrici özellikte olmasının, 0.002'nin üzerindeki gerinimleri geri dönebilir kıldığı görülmüş; ters yüklemede akma dayanımı olarak, % 0.2 ofset gerilmesi $\sigma_{0.2}$ yerine, teğet modülünün, elastiklik modülünün % 5'i ile % 10'u arasındaki bir değere ulaştığı andaki gerilme olarak alınması daha anlamlı bulunmuştur.

Bir malzemede gözlenen Bauschinger etkisi iç gerilmelere dayanmaktadır (Tan vd., 1994). Dieter (1988), Orowan'a atıfta bulunarak, Bauschinger etkisinin soğuk şekillendirilmiş yapıya dayanan mekanizmasını belirtmiştir. Orowan, plastik deformasyon esnasında dislokasyonların

düğümlerdeki bariyerlerde toplandığına ve sonuçta hücreleri oluşturduğuna işaret etmiştir. Bu anda yüklemenin ters yöne dönmesi durumunda, yapı mekanik açıdan artık stabil olduğundan, dislokasyon çizgileri kayda değer bir hareket sergileyemeyecektir. Ancak, yükleme yönü ters çevrildiğinde bir miktar dislokasyon, daha düşük bir kayma gerilmesi altında kayda değer bir hareket sergileyebilecektir çünkü bariyerlerin art tarafındaki dislokasyonlar, ön cephedekiler kadar sıkı ve birbirine yakın bir yerleşim durumu arz etmeyebilmektedir. Bu da yükleme terse çevrildiği durumda, daha düşük gerilme ile daha kolay bir akmaya neden olmaktadır.

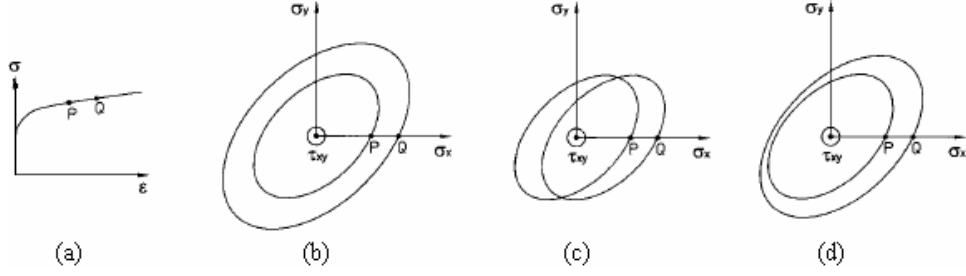
Dislokasyonların bariyerlerde yığılması, kayma düzleminde uygulanan gerilmeye karşı koyan bir art gerilme (back stress) ortaya çıkarmaktadır. Uygulanan zorlama ters yöne döndüğünde, bu art gerilme, dislokasyon hareketine yardımcı olmakta ve daha düşük akma gerilmesi değerleri ölçülmektedir. Ayrıca, ilk kaymanın yönündeki gerinimlere yol açan dislokasyonlar üretmiş olan kaynaklarda, kaymanın yönü terse döndüğünde, zıt işaretlerde dislokasyonlar üreyebilmektedir. Bunlar birbirini çekerek yok ettiğinden (annihilation), bir yumuşama söz konusu olacaktır. Söz konusu oluşum da Bauschinger etkisine dair bir diğer mekanizmayı ifade etmektedir. (Dieter, 1988; Cleveland ve Ghosh, 2002; Geng ve Wagoner, 2002)

Akma yüzeylerinin deformasyon ile hareketi veya değişimi, malzemede Bauschinger etkisi dikkate alınarak veya alınmayarak irdelenmektedir. Örneğin, kullanımı izotropik malzemeler için uygun görülen Von Mises akma kriteri, deformasyon ile pekleşen yapıda Bauschinger etkisini dikkate almamakta; bu kritere göre akma gerilmesi yönden bağımsız ve son gerinimin düzeyine bağlı olmaktadır. Bir başka deyişle, Von Mises akma yüzeyi pekleşme ile birlikte tüm yönlerde eşit olarak genişlemekte ve bu yüzeyin merkezi değişmemektedir. Dolayısıyla, söz konusu akma kriteri, izotropik pekleşme veya sertleşme (I-H) modeli sunmaktadır. Farklı yönlerde farklı akma dayanımı değerlerine sahip anizotropik malzemeler için kullanılabilecek Hill-1948 akma kriteri de Bauschinger etkisini ihmal etmektedir. Zira bu kriter de akmanın deformasyon yönünden bağımsız olduğunu; akma yüzeyinin üniform bir biçimde, orijinal şeklini ve merkezini koruyarak genişlediğini kabul etmekte; Von Mises gibi izotropik bir model sunmaktadır. (Mróz, 1967; Tan vd., 1994; Hahm vd.; 2000)

Malzemelerde Bauschinger etkisini hesaba katmak üzere Prager tarafından ileri sürülmüş olan kinematik sertleşme modeli, Bauschinger etkisini hesaba katmak amacıyla gerçekleştirilen öncü çalışmalardan biri durumundadır. Söz konusu modele göre akma yüzeyi, rijit bir gövde halinde, şeklini ve yönünü değiştirmeksizin ötelenmekte (translation) ve yüzeyin merkezi değişmektedir. Akma yüzeyinin hareketi dışı doğru normal doğrultuda olacak şekilde Prager tarafından ortaya konan kinematik sertleşme modeli, daha sonra, ötelenme plastik gerinim

artımı yönünde olacak şekilde Ziegler tarafından geliştirilmiştir. (Mróz, 1967; Tan vd., 1994; Hahm vd.; 2000; Geng ve Wagoner, 2002)

Kinematik sertleşme (Ziegler) modeli ve Hill-1948 anizotropik akma kriteri ile orthotropi eksenlerindeki rotasyonları irdelemek üzere Hahm vd. (2000) tarafından yapılan çalışmada, izotropik sertleşme modeli, kinematik sertleşme modeli ve bu iki modelin kombinasyonu, şematik olarak Şekil 1.14'te örneklenmiştir.

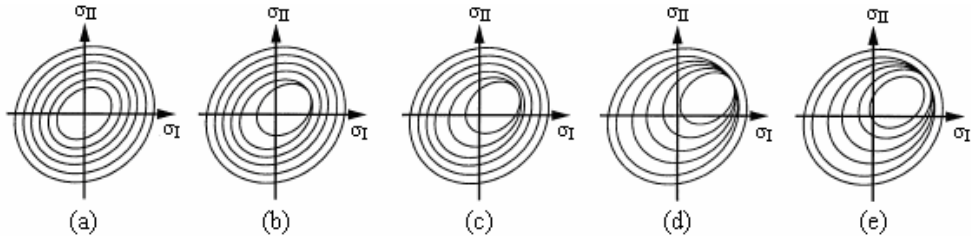


Şekil 1.14 Tek eksenli çekmede gerilme – gerinim eğrisi (a), düzlem gerilme halinde izotropik sertleşme modeli (b), kinematik sertleşme modeli (c) ve kinematik sertleşme ile izotropik sertleşme modellerinin kombinasyonu (d) (Hahm vd., 2000)

Tek bir sertleşme modülü ile Bauschinger etkisini hesaba katan lineer kinematik sertleşme kuralları, söz konusu etkiyi modellemede ancak kaba yaklaşımlar sunmaktadır. Zira deneysel olarak gerçekleştirilmiş birçok çalışma, gerilme – gerinim döngülerinde lineer dışılığın da dikkate alınmasının gerekliliğini göstermiştir. (Chun vd., 2002a)

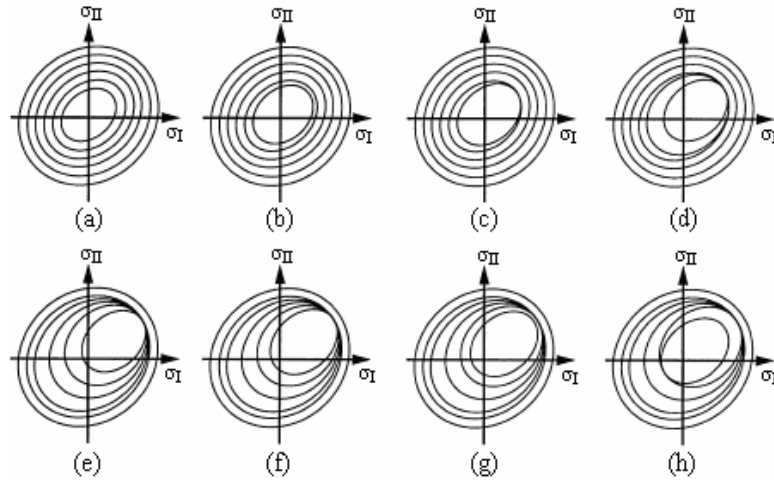
Mróz (1967), pekleşme modüllerinin alanı olarak anılan bir kavram ortaya koymuş ve lineer modeli genelleştirmiş; bu da çoklu yüzey modeline öncülük etmiştir. Çoklu yüzey modelinde sertleşmeyi tanımlama adına yüzey sayısındaki çokluğa bağlı olan zorlukları aşmak amacıyla, Dafalias-Popov modeli gibi iki yüzeyli modeller de geliştirilmiştir. (Chun vd, 2002a)

Gau ve Kinzel (2001a), Hill-1948 akma yüzeyi ve Ziegler kinematik sertleşme kuralına göre, Mróz tarafından geliştirilen çoklu yüzey modelini Şekil 1.15'teki gibi örneklemiştir. Söz konusu modelde, başlangıçta eş eksenli olan akma yüzeyleri, deformasyon ile ötelenmekte fakat genişlememekte; dolayısıyla yüzeylerin eş eksenliliği kaybolmaktadır. Malzeme akmaya başladığında, önce en küçük yüzey rijit bir gövde gibi harekete geçmektedir (Şekil 1.15a). Söz konusu yüzey teğet olarak temas ettiğinde, temasın olduğu ikinci yüzey de öteleme hareketine başlamakta ve ikisi birlikte hareketlerini sürdürmektedir. Ters yönde uygulanan yüklemede ise, Şekil 1.15e'de görülen ilk akma yüzeyinin ötelenmesi ile ters akış başlamakta ve süreç yüklemedekine benzer şekilde devam etmektedir.



Şekil 1.15 Mróz yöntemine dair akma yüzeyleri
(Gau ve Kinzel, 2001a)

Gau ve Kinzel (2001a), Mróz tarafından ortaya konan çoklu yüzey modelini, akma yüzeyleri hem ötelenecek, hem de genişleyecek şekilde geliştirmişlerdir. Bu yöneme göre yükleme süreçleri Şekil 1.16a-e’de örneklenmiştir. Yük boşaltma süreçlerinde ise, ters akışa dair ilk aşamayı ifade eden Şekil 1.16f’de görüldüğü üzere, ilk yüzey, izotropik sertleşme kuralına uymak suretiyle belli bir boyuta kadar üniform olarak genişlemektedir. Aynı zamanda, ilk yüzeye temas eden tüm yüzeyler buna teğet kalmakta fakat ilk yüzeydeki ile eşit miktarda genişlemektedir. Diğer yüzeyler de belli bir büyüklüğe eriştiğinde, tüm yüzeyler, Mróz yönteminde olduğu gibi yalnızca ötelenme hareketinde bulunacaktır. Zira Şekil 1.16g, ilk yüzeyin yalnız rijit gövde halinde ötelenmesini örneklemekte olup; Şekil 1.16h’de söz konusu yüzey, ikinci yüzeye temas etmektedir.



Şekil 1.16 Gau-Kinzel yöntemine dair akma yüzeyleri
(Gau ve Kinzel, 2001a)

Metalsel malzemelerde Bauschinger etkisini modelleyebilmek amacıyla geliştirilmiş birçok pekleşme kuralı literatürde yer almaktadır. Söz konusu etkinin modellenmesi, ampirik olarak tanımlanan kinematik sertleşme kanununa dayanmakla birlikte, kinematik modellerde lineer olmayan geri dönüş davranışını ortaya koymak üzere yoğun çalışmaların gerçekleştirildiğine

Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından dikkat çekilirken; matematiksel yaklaşımlar ile elde edilmiş bu tip modellerin fiziksel esasa dayanmadığı ve birçok şart altında gerçekçi kantitatif sonuçlar sağlama açısından başarısız olduğu belirtilmiştir. Bir numunenin, başlangıçtaki akma dayanımının iki katına yüklenip, yükün boşaltılması uygulaması ele alındığında, numune henüz çekme yükü altında iken, kinematik modelin ters yönde büyük ölçekli plastik akış öngörmesi, Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından buna bir örnek olarak verilmiştir.

Chun vd. (2002a), Bauschinger etkisinin uygun bir şekilde modellenebilmesi için, sertleşme kuralının, gerilme – gerinim döngüsünün lineer dışılığını düzeltmesi, ters deformasyonda elastik sınırdaki düşüşü dikkate alması ve bazı malzemelerde kalıcı ofseti (yumuşamayı) ifade edebilmesi gerektiğini bildirmiştir. Lineer sertleşme kuralının bunlardan ilkinin ve üçüncüsünü sağladığı; Armstrong-Frederick tipi lineer olmayan kinematik modellerinin ise ilk ikisini sağladığı Chun vd. (2002a) tarafından bildirilmiştir. Söz konusu çalışmada, lineer olmayan kinematik sertleşme kurallarından Chaboche modelinin izotropik lineer kısmı ile ilgili bir modifikasyona gidilerek, elastikten plastik bölgeye yumuşak geçişler sunan ve üç şartı da sağlayan anizotropik lineer olmayan kinematik sertleşme (ANK-H) modeli ileri sürülmüştür.

Anizotropik sertleşme modellerinden Mróz çoklu yüzey modeli, iki yüzeyli Dafalias-Popov modeli ve Armstrong-Frederick tipi modeller arasında, esas itibariyle bir işlem sırası farkının bulunduğu; bunlardan ilk ikisinde, önce sertleşme modülü fonksiyonunun ve hareket yönünün tanımlanmakta olduğu; daha sonra akma yüzeyinin hareket büyüklüğünün tutarlılık şartına göre belirlendiği; Armstrong-Frederick tipi modellerde ise önce akma yüzeyine dair hareket yönü ve büyüklüğünün ortaya konduğu; daha sonra da tutarlılık şartına göre plastik modülün elde edildiği Geng ve Wagoner (2002) tarafından belirtilmiştir.

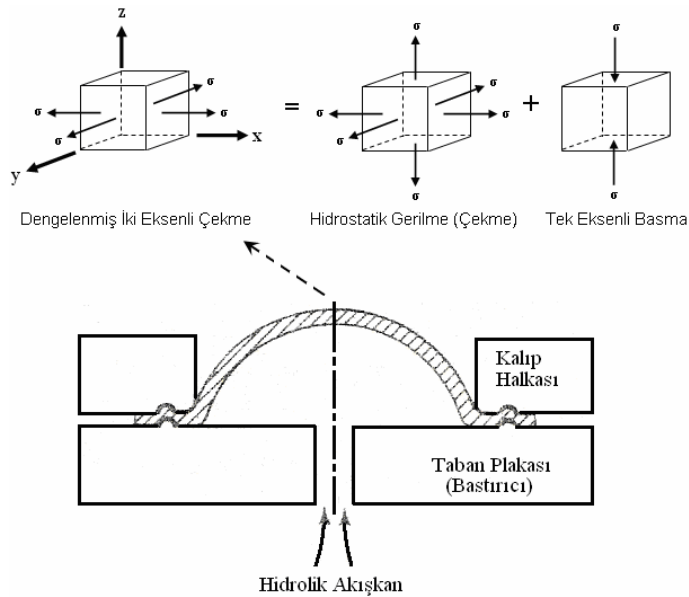
Geng ve Wagoner (2002) tarafından gerçekleştirilen çalışmada, kinematik / izotropik karışık sertleşme kuralı (Hodge / Prager) ve lineer olmayan sertleşme kurallarından faydalanılarak geliştirilmiş Geng-Waoner anizotropik sertleşme formülasyonu incelenebilir. Tanımlanan bu model, Armstrong-Frederick tarafından önerilmiş ve Chaboche tarafından geliştirilmiş lineer olmayan kinematik sertleşme kurallarının bir modifikasyonu şeklinde bildirilmiştir.

Sac malzemelerde, özellikle de alüminyum alaşımları üzerinde, akma kriterlerinin yanısıra, Bauschinger etkisinin modellenmesine ve geri esneme tahminlerine yansıtılmasına yönelik çalışmaların devam ettiği görülmektedir. Gau ve Kinzel (2001b) tarafından HSS ile AKDQ çeliğinden saclar ve pişirme (fırınlama) ile sertleştirilebilen (BH, Bake Hardening) çelik sac üzerinde; Ragai ve Nemes (2005) tarafından da çift fazlı (DP, Dual Phase) çelik sac üzerinde bükme ve ters bükme deneyleri ile yapılan çalışmalarda, Bauschinger etkisinin geri esneme

açısından belirgin olmadığı görülmüş ve bu etkinin ihmal edilebileceği; söz konusu çelik kaliteleri için toplam gerinim yaklaşımının kullanılabileceği bildirilmiştir. Chun vd. (2002b) tarafından süzdürme (draw-bead) deneyleri ile HSS sac malzemenin geri esneme davranışının incelendiği çalışma ise, şekillendirmede Bauschinger etkisini dikkate alan ANK-H kuralının, Bauschinger etkisini ihmal eden I-H kuralına ve bu etkiyi dikkate alıp, kalıcı yumuşamayı ihmal eden Chaboche modeline göre daha iyi sonuçlar verdiğini göstermiştir.

Çalışmamızda incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac ile yürütülen uygulamalardaki FEM simülasyonlarında, Bauschinger etkisini ihmal eden ve izotropik sertleşme yaklaşımı sunan Hill-1948 akma kriteri esas alınmakla birlikte, pekleşmeye dair, tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden elde edilen gerilme – gerinim bağıntıları kullanılmıştır.

Şişirme deneyinde, flanşı kalıp ve bastırıcı yüzeyleri tarafından tutulan sacın, kalıbın dairesel boşluğuna karşılık gelen orta kısmı, pompalanan bir akışkanın sağladığı hidrolik basınç ile kubbe formunda şişmektedir. Söz konusu deneyde, şişen sacın tepe noktasında dengelenmiş iki eksenli çekme hali ortaya çıkmaktadır (Şekil 1.17). Sac ile akışkan arasındaki sürtünme, metal-metal sürtünmesine kıyasla ihmal edilebilecek düzeyde olduğundan ($\mu \approx 0$), yırtılma, kubbe formlu parçanın tepe noktasında veya yakın bir bölgede meydana gelmektedir. Zira şekillendirme sınır diyagramlarında majör ve minör gerinimlerin pozitif olduğu sağ taraftaki çekme-çekme bölgesinde, dengelenmiş iki eksenli germe halindeki sınır gerinim değerlerine bu deneyler ile ulaşılabilmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Mielnik, 1991; Marciniak ve Duncan, 1992)



Şekil 1.17 Hidrolik şişirme deneyinin şematik esası ve dengelenmiş iki eksenli gerilme halinin hidrostatik çekme ve tek eksenli basma olarak ayrıştırılması (Taylor, 1985)

Dengelenmiş iki eksenli çekme hali, hidrostatik çekme ve tek eksenli basma şeklinde etkiyen gerilme hallerinin toplamına eş olarak değerlendirilebilir. Hidrostatik gerilmenin akmaya herhangi bir etkisinin bulunmadığı kabul edildiğinde, dengelenmiş iki eksenli çekme ile elde edilen bir akma gerilmesi eğrisi, malzemenin kalınlık doğrultusunda uygulanabilecek bir tek eksenli basma deneyi ile elde edilen akma gerilmesi eğrisine özdeş olacaktır. Bu özdeşlik Şekil 1.17’de görülmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985)

Sonuçları sürtünme gibi faktörlerden etkilenen benzeşim deneyleri (simulative tests) sınıfında yer almayan hidrolik şişirme deneyi, tek eksenli çekme deneyi gibi, malzemeye yönelik esas deneylerden (intrinsic tests) biri olarak değerlendirilmektedir (Taylor, 1985).

Şişirme deneylerinde kubbe formu parça geometrisinin, bir metal stampa ile çökertme deneyi uygulanarak da oluşturulabilmesi mümkünken; şişirme deneylerindeki şişirici ortam ile sacın sürtünmesi, metal-metal sürtünmesine kıyasla ihmal edilebilecek düzeyde küçük olduğundan, sac şişirme ile dengelenmiş iki eksenli çekme hali altında daha yüksek gerinim değerlerine ulaşılabilmektedir. Zira şişirme deneylerinin tek eksenli deneylere göre avantajı da esasen bu noktada belirmektedir. Sac şişirmede, tek eksenli çekme deneylerinde ortaya çıkan maksimum üniform gerinimin iki katına varan gerinimlerdeki pekleşme davranışı modellenenilmekte; tek eksenli çekme verilerine uygulandığı gibi, gerilme – gerinim eğrisi için bir ekstrapolasyona gerek kalmamaktadır. Ayrıca, özellikle anizotropik saclarda, plastik anizotropiye duyarlı olan iki eksenli deformasyon davranışının tek eksenli çekme deneyinden tahmin edilmesi yerine, şişirme deneyinden belirlenmesinin daha uygun bulunduğu; plastik akışa dair tek eksenli çekme ve düzlem gerinim deneylerinden ortaya konan teorilerin doğrulanmasında da şişirme deneyine sıkça başvurulduğu literatürde belirtilmiştir. (Horta vd., 1970; Ranta-Eskola, 1979; Shang ve Shim, 1984; Taylor, 1985; Atkinson, 1997; Gutscher vd., 2004)

Dengelenmiş iki eksenli çekmenin sacın kalınlık doğrultusundaki (z eksenindeki) tek eksenli basmaya özdeşliği dikkate alındığında, bu tek eksenli zorlamadaki akma gerilmesi $\sigma_z = -Z$ ve inceme gerinimi ϵ_z , mutlak değer olarak, Hill-1948 akma kriterine göre düzlemsel izotropi yaklaşımı çerçevesinde veya ortalama plastik gerinim oranı $\bar{r}$ kullanılmak suretiyle, (1.33-34) eşitliklerinden tahmin edilebilmektedir (Horta vd., 1970; Ranta-Eskola, 1979).

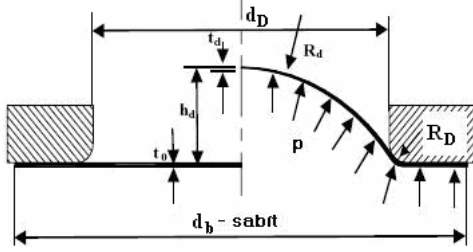
$$|\sigma_z| = Z = \sqrt{\left(\frac{1+\bar{r}}{2}\right)} \bar{\sigma} \quad (1.33)$$

$$|\epsilon_z| = \sqrt{\left(\frac{2}{1+\bar{r}}\right)} \bar{\epsilon} \quad (1.34)$$

Kalınlık doğrultusundaki tek eksenli basmada akma gerilmesine dair verilen (1.33) eşitliğinde geçen $\bar{\sigma}$, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda veya x , $x'(45)$ ve y eksenlerinde tek eksenli çekmedeki akma dayanımı X , X'_{45} ve Y değerlerinin $(X+2X'_{45}+Y)/4$ esasına göre hesaplanan ortalamasını temsil etmektedir (Horta vd., 1970; Ranta-Eskola, 1979).

Kalınlık doğrultusundaki plastik gerinime dair verilen (1.34) eşitliğindeki $P\bar{\epsilon}$ ise, üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinde, çekme yönündeki plastik gerinimlerin $\{P\epsilon_x + 2[P\epsilon_{x'(45)}] + P\epsilon_y\}/4$ esasına göre hesaplanan ortalamasını ifade etmektedir (Horta vd., 1970; Ranta-Eskola, 1979).

Sac şişirme deneylerinde iki eksenli eş gerilme, deney parçasının geometrisine ve basınca bağlı olarak, bükme gerilmelerini ihmal eden membran teorisi ile hesaplanabilmektedir. Küre formunda şiştiği kabul edilen bir deney parçasının ve şişirme deney düzeneğinde kullanılan kalıbın karakteristik geometrisi Şekil 1.18'de görülmektedir. (Gutscher vd., 2004)



- d_b : Sac taslak çapı
- d_D : Kalıp iç çapı
- t_0 : Sacın başlangıçtaki kalınlığı
- t_d : Kübe formunda şişen sac parçasının tepe noktasındaki kalınlığı
- R_D : Kalıp profil (kavis) yarıçapı
- R_d : Kübe formunda şişen sac parçasının (küre) tepe yarıçapı
- h_d : Kübe formunda şişen sacın yüksekliği
- p : Basınç

Şekil 1.18 Şişirilen bir deney parçasının ve kullanılan kalıbın karakteristik geometrisi (Gutscher vd., 2004)

Flanşı kilitlenmiş durumdaki sac taslağın dairesel bir kalıp boşluğu içerisinde şişirilmesinde iki eksenli dengelenmiş gerilme hali ($\sigma_x = \sigma_y = \sigma_I = \sigma_{II}$) ve eksenel simetri ($R_{d-I} = R_{d-II} = R_d$) gözönüne alınırsa, küresel formda şiştiği kabul edilen sac parçasının tepe noktasındaki büyük asal gerilme, membran teorisine göre (1.35) eşitliği ile hesaplanabilmektedir (Horta vd., 1970; Ranta-Eskola, 1979; Hosford ve Caddell, 1983; Atkinson; 1997; Gutscher vd., 2004).

$$\sigma_I = \sigma_{II} = \frac{p R_d}{2 t_d} \quad (1.35)$$

Tepe noktasına etkiyen ve çoğu zaman ihmal edilen normal gerilme de küçük asal gerilme olarak $\sigma_{III} = -p/2$ şeklinde hesaba katılabilir (Ranta-Eskola, 1979; Gutscher vd., 2004).

İzotropik olan Von Mises (VM) veya Tresca (T) akma kriterleri seçilecek olursa, bu kriterlere göre efektif gerilme $\underline{\sigma}_{VM/T}$ değeri (1.36) ile hesaplanabilmektedir (Gutscher vd., 2004). Söz konusu akma kriterlerine göre, şişirilmiş sacın tepe noktasındaki efektif plastik gerinim $P\epsilon_{VM/T}$ değeri ise, sac düzleminde iki asal yöndeki plastik gerinimin izotropi halindeki eşitliğinden

($p_{\varepsilon_x} = p_{\varepsilon_y} = p_{\varepsilon_I} = p_{\varepsilon_{II}}; p_{\varepsilon_{ij}} = 0$) faydalanıp, kalınlık yönündeki plastik gerinim p_{ε_z} 'in (mutlak) değeri olarak (1.37) ile hesaplanabilmektedir (Shang ve Shim, 1984; Gutscher vd., 2004).

$$\underline{\sigma}_{VM/T} = \frac{p}{2} \left(\frac{R_d}{t_d} + 1 \right) \quad (1.36)$$

$$p_{\varepsilon_{VM/T}} = -p_{\varepsilon_z} = -p_{\varepsilon_{III}} = \ln \left(\frac{t_0}{t_d} \right) = 2(p_{\varepsilon_I}) = 2(p_{\varepsilon_{II}}) = 2(p_{\varepsilon_x}) = 2(p_{\varepsilon_y}) \quad (1.37)$$

Sacın anizotropisine bağlı olarak, kubbe formun tepe noktasındaki plastik yüzey gerinimleri p_{ε_x} ve p_{ε_y} belli oranda farklılık gösterebilmektedir. Tavlanmış pirinç ve AKDQ çelik saclar ile Ranta-Eskola (1979) tarafından çalışmada, söz konusu farklılaşmanın düzeyi incelenmiştir.

Şişirilen deney parçalarının küresel kabul edilen formunda, tepe noktasındaki profil yarıçapı R_d ve kalınlık t_d değerlerinin tahmini için çeşitli ampirik bağıntılar ileri sürülmüştür. Ortalama R_d değerinin, şişme yüksekliği h_d değerine ve kalıp boyutlarına (iç çap d_D ve profil yarıçapı R_D değerlerine) göre hesaplandığı (1.38) eşitliği bunlardan biridir. Temsilci tepe noktasındaki kalınlık t_d ise Hill tarafından (1.39) ile öngörmüştür. (Gutscher vd., 2004)

$$R_d = \frac{[(d_D/2) + R_D]^2 + h_d^2 - 2R_D h_d}{2h_d} \quad (1.38)$$

$$t_d = t_0 \left[\frac{1}{1 + (2h_d/d_D)^2} \right]^2 \quad (1.39)$$

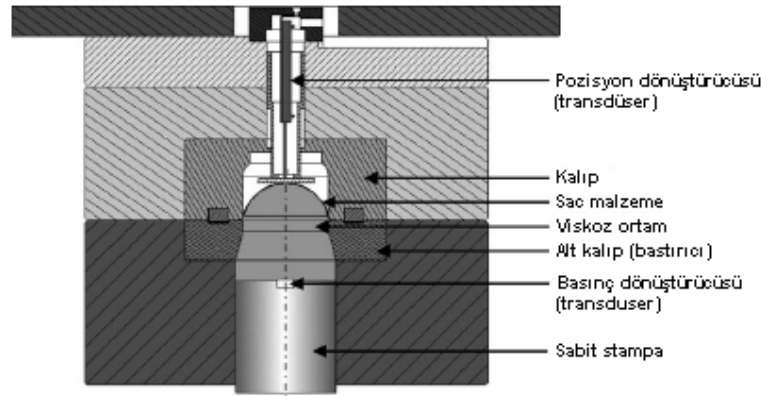
Malzemenin pekleşme davranışı $\underline{\sigma} = K \underline{\varepsilon}^n$ olarak ifade edildiğinde, Chakrabarty ve Alexander, Hill tarafından (1.39) ile ileri sürülen bağıntıyı, pekleşme üssü n değerini de içerecek şekilde geliştirmiş ve (1.40) eşitliğini elde etmişlerdir (Gutscher vd., 2004).

$$t_d = t_0 \left[\frac{1}{1 + (2h_d/d_D)^2} \right]^{2-n} \quad (1.40)$$

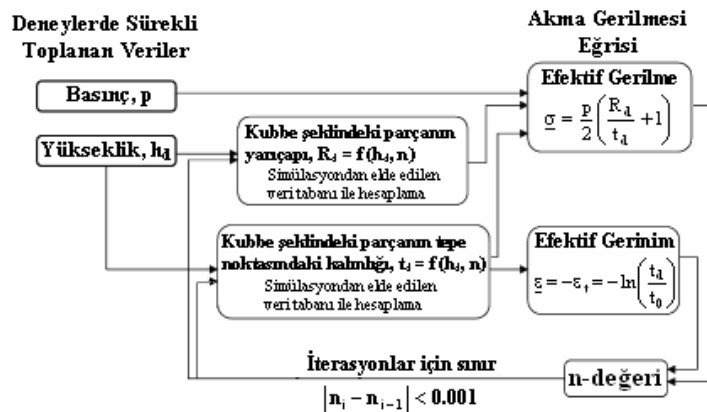
Kalıp kavis yarıçapının hidro-şekillendirme işlemleri üzerindeki etkisi, Shang ve Shim (1984) tarafından yapılan çalışmada, hidrolik şişirme deneylerinden faydalanılarak irdelenmiştir.

Hidrolik şişirme deneyine bir alternatif olarak, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM) adlı araştırma merkezi tarafından viskoz basınç ile şişirme (VPB, Viscous Pressure Bulge) deneyi geliştirilmiştir. Esası, Gutscher vd. (2004) tarafından yapılan çalışmada Şekil 1.19'deki gibi verilen bu sistemde sac taslak, hidrolik şişirme deneylerindeki

gibi pompalanan hidrolik akışkan yerine, özel bir viskoz ortam kullanılarak şişirilmektedir. Pres başlığı veya üst tablanın aşağı doğru hareketinde, sabit stampa, bastırıcı ve sac arasındaki viskoz malzemede oluşan basınç sacı şişirmektedir. Aynı çalışmada, VPB deneyi ile birlikte, bu deneyden efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısının veya akma gerilmesi eğrisinin elde edilmesine yönelik olarak, yine ERC/NSM biriminde geliştirilen bir teknik tanıtılmıştır. Esasen bir tersine yöntem olan söz konusu teknik (Şekil 1.20), ölçülen şişme yüksekliği h_d ve basınç p değerleri kullanılarak, FEM simülasyonları ile oluşturulmuş veri tabanı sayesinde, sac parçanın tepe noktasındaki profil yarıçapı R_d ve kalınlık t_d değerleri sağlanacak şekilde yapılan iterasyonlara dayanmaktadır. Bu iterasyonlar, $\sigma = K\varepsilon^n$ bağıntısındaki pekleşme üssü n değerine 0.001 düzeyinin altında bir yaklaşıma sağlanıncaya kadar sürmektedir.



Şekil 1.19 Viskoz basınç ile şişirme deneyinin şematik esası (Gutscher vd., 2004)



Şekil 1.20 Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinden FEM veri tabanına dayalı teknik ile efektif gerilme ve efektif gerinim değerlerinin belirlenmesi (Gutscher vd., 2004)

Çalışmamızda programlanan şişirme deneylerinin viskoz basınç ile gerçekleştirilmesi uygun görülmüş ve bu amaç doğrultusunda yeni bir deney düzeneği hazırlanmıştır.

Horta vd. (1970) tarafından düşük karbonlu çelik sac malzeme üzerinde yapılan çalışmada, iç çapı 4.5" (114.3 mm) olan bir kalıp kullanılarak gerçekleştirilen hidrolik şişirme deneyinden elde edilen gerilme – gerinim bağıntısı, aynı malzeme üzerinde, Bramley ve Mellor tarafından iç çapı 12" (304.8 mm) olan kalıpta elde edilen bağıntı ile karşılaştırılmış; iç çapı daha küçük olan kalıpta daha yüksek gerilme değerlerinin ortaya çıktığı görülmüştür. Burada, basınçtan kaynaklanan normal gerilmenin ve bükme gerilmelerinin ihmal edildiği analizlere dikkat çekilmek suretiyle, şişirme deneylerinde büyük çaplı kalıpların kullanılmasının daha avantajlı olduğu ve daha güvenilir sonuçlar sunduğu bildirilmiştir.

Gutscher vd. (2004) tarafından yapılan çalışmada ise, ERC/NSM merkezindeki VPB deney düzeneğinin kullanıldığı; bu çalışmada verilen bilgiye dayanarak da söz konusu düzenekteki kalıbın iç çapının 105.7 mm olduğu anlaşılmaktadır.

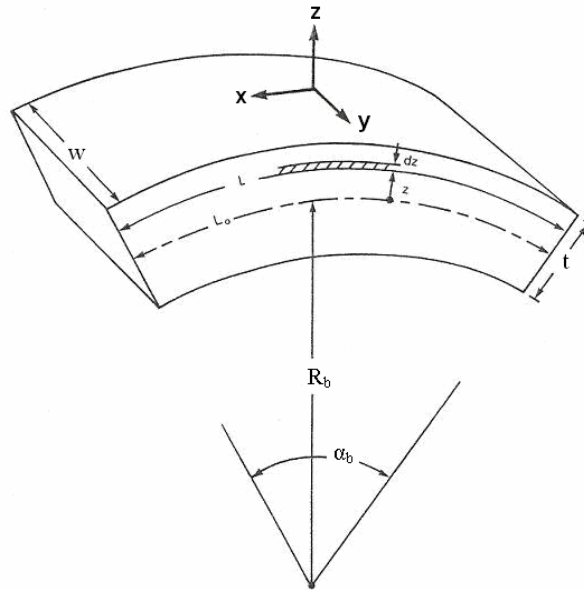
Çalışmamız kapsamında hazırlanan VPB düzeneği için kalıp iç çapı 275 mm olarak seçilmiş; düzeneğin diğer elemanları da buna göre boyutlandırılmıştır. Deneylerde viskoz ortam olarak gres yağından faydalanılmıştır. Hazırlanan yeni deney düzeneğinde kalıbın büyük boyutlarda tasarlanması suretiyle, şişirme deneylerinde geri esnemeye yönelik çalışmaların daha kolay uygulanabilir kılınması; diğer bir ifade ile deney parçalarında geri esnemelerin daha yüksek değerlerde elde edilebilmesi ve bunların daha kolay ölçülebilmesi amaçlanmıştır.

Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın akma gerilmesi eğrisi, haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin yanısıra, hazırlanan düzeneğe ile yürütülen VPB deneylerinden, FEM veri tabanına dayalı tersine yöntem ile elde edilmiştir. Eğrinin VPB deneyinden belirlenebilmesi için, ERC/NSM biriminde, yeni düzeneğin boyutları ile yürütülen FEM simülasyonlarına göre hazırlanmış bir bilgisayar programından faydalanılmıştır.

Çalışmanın son aşamasında ise, konkav kenar bükme uygulamalarına yer verilmiş; bunun için, üç farklı konkavlık derinliğine göre hazırlanan kalıp setleri kullanılmıştır. İşlemlerde, bükülen kenarlarda ölçülen geri esneme açıları ile FEM simülasyonlarından tahmin edilen değerler karşılaştırılmıştır. Simülasyon çalışmaları için PAM STAMP 2G yazılımı seçilmiştir. Yazılıma elastiklik modülü yerine tanıtılan geri esneme modülünün yanısıra, tek eksenli çekme deneyi ve VPB deneyinden ERC/NSM yöntemi ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri, çalışmada parametre olarak irdelenmiştir. Geri esnemeye yönelik FEM tahminlerinde ulaşılan başarı oranları ve sağlanan iyileştirmeler, bu parametreler çerçevesinde değerlendirilmiştir.

2. SAC ŞEKİLLENDİRMEDE GERİ ESNEMEYİ ETKİLEYEN ANA FAKTÖRLER

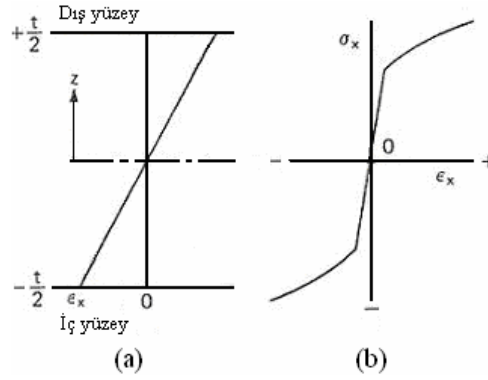
Sac şekillendirme işlemlerinde geri esnemeyi etkileyen ana faktörler, temel anlamda, bir sac bükme işlemi üzerinde irdelenebilir. Büküm kolları arasındaki açının α_b ; büküm yarıçapının ise R_b ile ifade edildiği bu basit bükme işleminde büküm bölgesinin geometrisi Şekil 2.1’de görülmektedir. Sacın kalınlığı genişliğine kıyasla çok küçük olduğundan ($t \ll w$), bu bükme işleminde düzlem gerinim halinin ($\epsilon_y = 0$; $\epsilon_x = -\epsilon_z$) ortaya çıktığı kabul edilebilmektedir Aynı zamanda, bükümün ince bir sac ile gerçekleştirildiği düşünülürse, üzerinde herhangi bir deformasyonun mevcut olmadığı nötr eksenin, sac kalınlığının tam ortasındaki düzlemden geçeceği varsayılabilir. Bu orta düzlemdeki yayın uzunluğu, Şekil 2.1’de L_0 ile temsil edilmiştir. Söz konusu düzlemden itibaren z mesafesinde bulunan bir eleman gözönüne alınırsa, bu noktadaki eksenel gerinimin $\epsilon_x = \ln(1 + z/R_b)$ şeklinde hesaplanması mümkündür. Birçok bükme işleminde gerinimler küçük düzeylerde kaldığından, gerinimin değeri $\epsilon_x \approx z/R_b$ bağıntısından da yaklaşık olarak hesaplanabilmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 2.1 Bir sac bükme işleminde büküm bölgesinin geometrisi ve eksen takımı (Hosford ve Caddell, 1983)

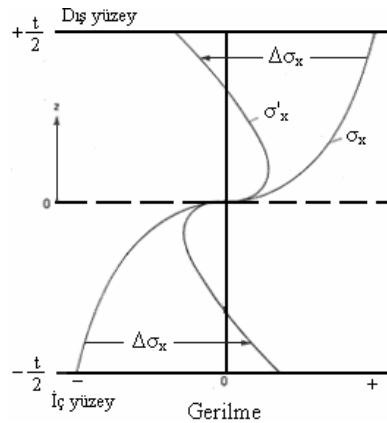
Sac malzemesinin pekleşme sergilediği; bu davranışın da efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısına göre $\sigma = K\epsilon^n$ denklemi ile ifade bulduğu kabul edilirse, düzlem gerilme hali altında $\sigma_x = (4/3)^{(n+1)/2} K \epsilon_x^n$ eşitliği geçerli olacaktır (Hosford ve Caddell, 1983).

Lineer elastik davranış sonrası lineer olmayan pekleşme bağıntısına uyarak şekillenen sacın büküm işleminde, kalınlık boyunca söz konusu olan gerilme ve gerinim dağılımı Şekil 2.2’de örneklenmiştir (Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985).



Şekil 2.2 Pekleşme özelliği sergileyen ince bir sacın düzlem gerinim hali altında bükülmesi işleminde kesitteki gerinim dağılımı (a) ve gerilme – gerinim bağıntısı (b) (Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985)

Ele alınan bükme işleminde, büküm bölgesinin kesitinde söz konusu olan gerilme dağılımı ile beraber, yük boşaltma sonrası ortaya çıkan ve σ'_x ile ifade edilen kalıntı gerilmenin sergilediği dağılım ise Şekil 2.3'te örneklenmiştir (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 2.3 Pekleşme özelliği sergileyen ince bir sacın düzlem gerinim hali altında bükülmesi işleminde bükme momenti altındaki gerilmenin ve yük boşaltma sonrasındaki kalıntı gerilmenin dağılımı (Hosford ve Caddell, 1983)

Pekleşme özelliği sergileyen bir sac malzemedan bükülen parçada, bükme momentine dayalı bir hesaplama ile geri esnemenin miktarı ortaya konabilmektedir. Geri esneme sonrası büküm kavisinin yarıçapı R'_b ile ifade edildiğinde ($R'_b > R_b$), bu değer, düzlem gerinim hali için (2.1) eşitliğinden hesaplanabilir. Söz konusu eşitlikte geçen E sac malzemenin elastiklik modülünü; ν ise Poisson oranını ifade etmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983)

$$\left(\frac{1}{R_b} - \frac{1}{R'_b} \right) = \left(\frac{6}{2+n} \right) \left(\frac{K}{E} \right) \left(\frac{t}{2R_b} \right)^n \left(\frac{1-\nu^2}{t} \right) \left(\frac{4}{3} \right)^{(n+1)/2} \quad (2.1)$$

Basit bir bükme işlemi örneğinde de görüldüğü üzere, geri esnemeyi etkileyen malzeme faktörleri ve işlem parametreleri bulunmaktadır. Bükmede geri esmeye dair verilen (2.1) eşitliği, pekleşme üssü, dayanım katsayısı, elastiklik modülü, Poisson oranı gibi malzeme faktörlerinin geri esneme üzerine etkisini işaret etmektedir. Bunların yanı sıra, anizotropik malzemelerde plastik gerinim oranı değerleri ve özellikle birbirine ters yönlerde ardışık veya çevrimsel şekillendirmelerin gerçekleştirildiği işlemlerde Bauschinger etkisi de geri esneme üzerinde rol oynayan malzeme faktörleri olarak dikkate alınmaktadır.

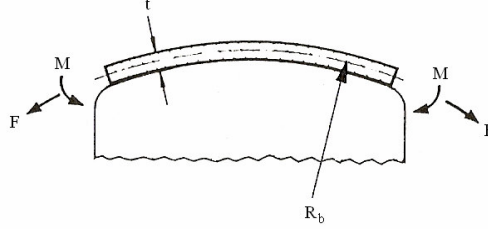
Düzlem gerinim hali altında bükme işleminde ($\epsilon_y = 0$), büküm doğrultusundaki gerilme σ_x ile büküm kenarı doğrultusunda ortaya çıkan gerilme σ_y arasında $\sigma_x = \sigma_y / \nu = (t / 2R_b) / [E / (1 - \nu^2)]$ eşitliği elde edilebilmektedir. Bu denklemde $t / 2R_b \approx \epsilon_x$ olarak değerlendirilmesi durumunda, büküm doğrultusundaki gerilme ile gerinim değerleri arasındaki oransallığı ifade eden katsayı, (2.2) eşitliği de tanımladığı üzere, düzlem gerinim modülü E' olarak anılmaktadır. Bükülen sacın kenarlarında ise $\sigma_y = 0$ durumu nedeniyle, söz konusu bölgelerde düzlem gerinimden ziyade, düzlem gerilme halinin hüküm sürdüğünü gözönüne almak daha uygun bir yaklaşım olacaktır. (Hosford ve Caddell, 1983)

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \quad (2.2)$$

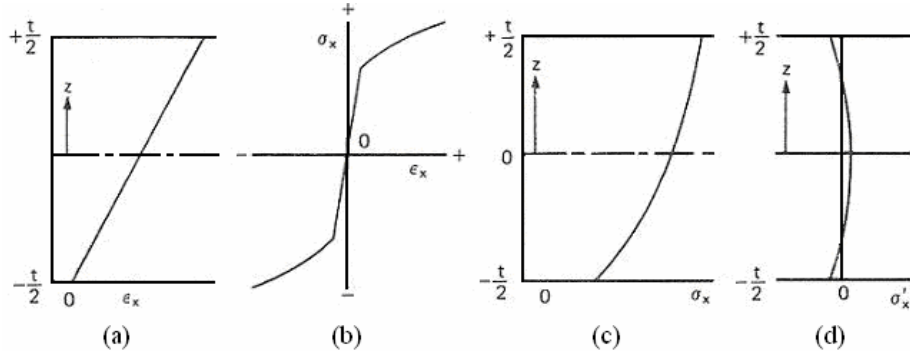
Bükme işleminde geri esnemeye dair verilen (2.1) eşitliğinin elastiklik modülü yerine düzlem gerinim modülü ile düzenlenmesi de mümkündür (Hosford ve Caddell, 1983). Bu eşitlikte sac kalınlığının büküm yarıçapına oranı t / R_b veya tersi, işlemsel bir faktörü yansıtmaktadır. Geri esneme üzerinde yalnız sac malzeme özellikleri değil; takım geometrisi ve işlem faktörleri de önemli rol oynamaktadır.

Düzlem gerinim hali altında gerçekleştirilen bir serbest büküm işleminde, stampa kuvveti ve deplasmanı ile büküm açısı değerlerinin anlık ölçülmesi suretiyle sac malzeme özelliklerinin belirlenmesi tekniği, Mentink vd. (2003) tarafından yapılmış olan çalışmadan takip edilebilir.

Verilen sac bükme örneğinde geri esnemeyi azaltmanın bir yolu, şematik olarak Şekil 2.4'te gösterildiği üzere, sacda bükme momentine ilaveten bir germe etkisinin meydana getirilmesi yöntemidir. Germeli bükme işleminde söz konusu olan çekme kuvveti, nötr eksen bükümün iç kısmına doğru taşımakta; hatta yeterli germenin olması durumunda bunu kesitin dışına da atabilmektedir. Böylelikle, kesitte tamamen çekme gerilmesi mevcut olurken, yük boşaltma sonrası kalıntı gerilme miktarı azalmakta; Şekil 2.5'ten de görülebileceği üzere, kesitte daha üniform bir gerilme dağılımı ortaya çıkmaktadır. (Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Marciniak ve Duncan, 1992)



Şekil 2.4 Sacın germe etkisiyle bükülmesi işleminin şematik esası
(Marciniak ve Duncan, 1992)



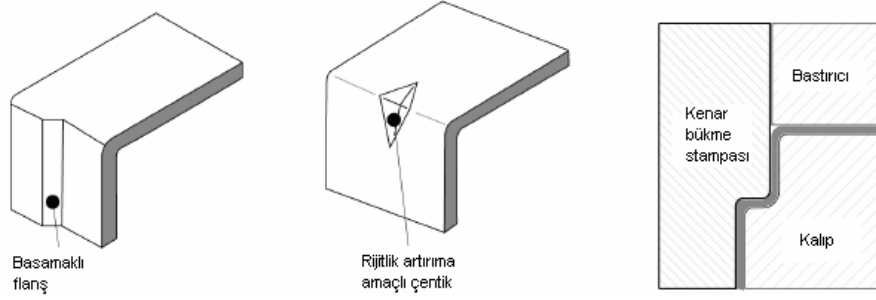
Şekil 2.5 Pekleşme özelliği sergileyen ince bir sacın germeli bükülmesi işleminde kesitteki gerilim dağılımı (a), gerilme – gerinim bağıntısı (b), gerilme dağılımı (c) ve yükün kaldırılması ve elastik geri dönüş ile kesitteki kalıntı gerilmenin dağılımı (d)
(Hosford ve Caddell, 1983)

Büküm (bending), büküm sonrası düzlenme (unbending) ile ters büküm (reverse bending) ve tekrar bükme (re-bending) süreçlerinde; ayrıca, bükme ile ilgili bu deformasyonlarda germe etkisinin söz konusu olması durumunda, sacdaki gerilme ve kalıntı gerilmenin dağılımına dair Zhang ve Hu (1998) tarafından yapılan çalışma incelemeye ve dikkate değerdir.

Genel bir ifade ile belirtilecek olursa, sac şekillendirme işleminde kullanılan takımın (kalıp ve stampanın) profil (kavis) yarıçapı, bunların arasında bırakılan mesafe, eğer faydalanılıyorsa bastırıcı (pot çemberi) kuvveti ve süzdürme etkinliği, sürtünme katsayısı ve yağlama durumu, şekillendirme hızı ile takım sıcaklığı gibi faktörler, geri esneme üzerine etkide bulunan işlem parametreleri olarak değerlendirilebilmektedir. Söz konusu parametrelerin kontrol edilmesinin yanısıra, parça üzerindeki kritik bölgelerde belli oranlarda baskı ve ezmelerin yapılması veya parçada çentik, kabartma, kaburga, basamak gibi rijitliği artıran çeşitli geometrik unsurların tasarlanması; mevcut şekillendirme işlemlerine bazı kademelerin eklenmesi; ara kademelerde parça üzerinde taçlandırma gibi bazı uygulamalara başvurulması; şekillendirilen parçanın belli bölgelerindeki gerilme sistemini uygun bir şekilde değiştirecek işlemlere veya etkilere yer verilmesi gibi önlemler sayesinde geri esnemenin istenen toleranslar içerisinde tutulabilmesi çoğu zaman mümkün olmaktadır. (IISI Committee, 2005)

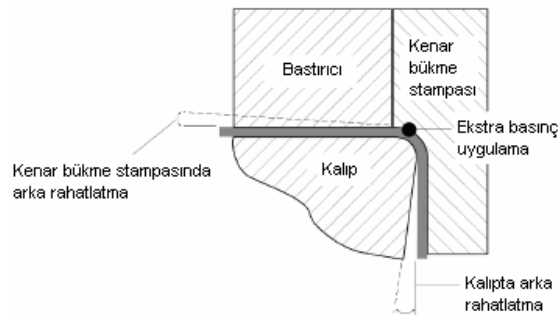
Geri esnemeye bağılı açısal değişimler, kalıp kavisini üzerinde bükülen ve büküm sonrasında düzlenen sacın kalınlık doğrultusunda ortaya çıkan gerilme farklılaşmasının bir ürünü olarak değerlendirilmektedir. Sacın kalınlığı boyunca gelişen söz konusu gerilme farklılaşması, kalıp veya stampanın geri dönüşü ile büküm kavisinin üzerinde bir büküm momenti oluşturmakta; bu moment de açısal değişime neden olmaktadır. Açısal değişimleri ortadan kaldırmanın veya minimize etmenin yolu, bu değişime neden olan bükme momentini ortadan kaldırma veya minimum düzeye indirgmeden geçmektedir. (IISI Committee, 2005)

Geri esneme sonucu parçalarda meydana gelen açısal değişimlere karşı önlem olarak, parça rijitliğinin artırılması adına, parça geometrisinde yapılabilecek değişiklere dair bazı örnekler Şekil 2.6’da görülmektedir (IISI Committee, 2005).



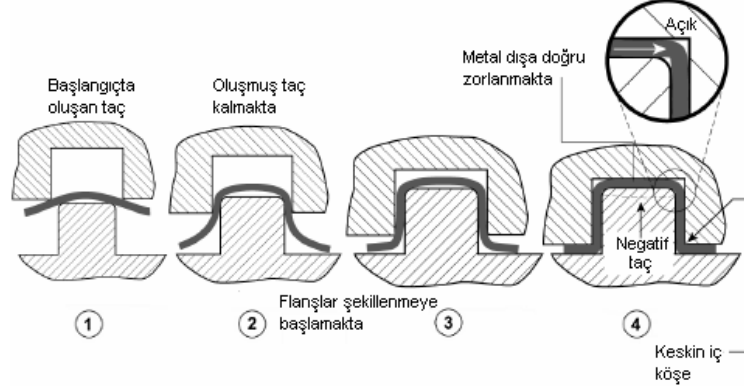
Şekil 2.6 Geri esnemeye bağılı açısal değişimlere karşı parça tasarımında alınabilecek bazı önlemler (IISI Committee, 2005)

Geri esneme ile meydana gelen açısal sapmalara karşı belki de en sık başvurulanan yöntem, ters açılı eğimlerden faydalanmak suretiyle kalıp ve stampa için arka rahatlamaların sağlanması ve kalıp kavisinin parça kavisinden daha küçük tutulması suretiyle büküm bölgesinde ekstra bir basıncın uygulanması tekniğidir. Büküm açısında artış veya fazladan bükmeye dayanan bu teknik, dik açılı bir bükme işlemi için Şekil 2.7’de örneklenmiştir. (IISI Committee, 2005)



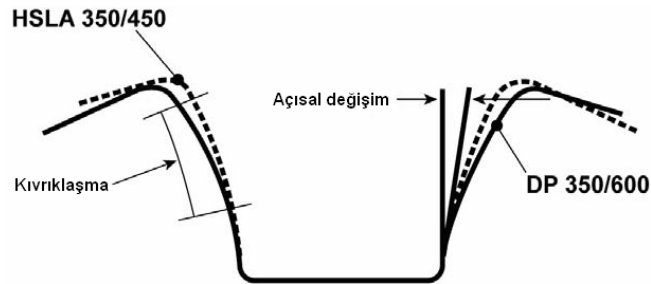
Şekil 2.7 Parça kavisinden daha küçük kavis yarıçapına sahip bir kalıpta büküm bölgesine ekstra basınç uygulama ve ters açılarla arka rahatlatma yöntemi ile geri esnemeye bağılı açısal değişimlere karşı alınan bir önlem (IISI Committee, 2005)

Sac şekillendirmede geri esnemelere dayalı açısal değişimlere karşı uygulanabilecek bir diğer yöntem ise, işleme fazladan bir veya iki kademeden eklenmesi suretiyle, parça tabanında bir taç formunun oluşturulması; daha sonra bu kısım düzleştirilerek duvarlardaki geri esnemenin elimine edilmesi olarak Şekil 2.8’deki gibi örneklenmiştir (IISI Committee, 2005).



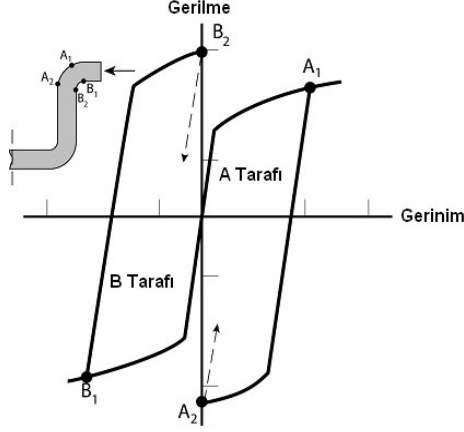
Şekil 2.8 İlave kademelendirmeler ile ön taçlandırma uygulayarak geri esnemeye bağlı açısal değişimlerin azaltılması yöntemi (IISI Committee, 2005)

Sac şekillendirmede geri esneme ile ortaya çıkan şekilsel bozulmalar, bir büküm kenarındaki açısal sapmaların yanı sıra, çoğunlukla yan duvar (cidar) kıvrıklaşması (side-wall curling) ile birlikte değerlendirilmektedir. Eş akma dayanımına sahip yüksek dayanımlı düşük alaşımlı (HSLA, High-Strength Low-Alloy) çelik sac ile çift fazlı (DP, Dual Phase) çelik sac arasında, bu geri esneme davranışlarına dair tipik bir karşılaştırma Şekil 2.9’da görülmektedir. Zira ileri (gelişmiş) yüksek dayanımlı çelik (AHSS, Advanced High Strength Steel) grubunda yer alan, özellikle de otomotiv sanayinde kullanımı giderek artan DP çelikleri ile plastisite kaynaklı dönüşüm (TRIP, Transformation-Induced Plasticity) çeliklerinde kritik bir konu durumundaki geri esnemeyi değerlendirebilmek için, öncelikle bu iki oluşumun dikkate alınması önem ve bir gereklilik arz etmektedir. (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.9 Aynı akma dayanımına sahip HSLA ve DP çeliğinden saclardan şekillendirilen bir kanalın yan duvarlarında ortaya çıkan açısal sapma ile kıvrıklaşmanın şematik olarak karşılaştırılması (IISI Committee, 2005)

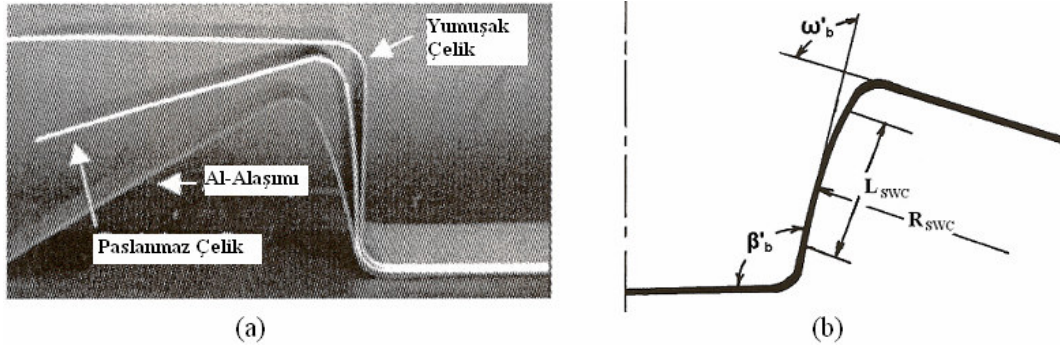
Yan duvar kıvrıklaşması, metal sacın kalıp veya stampa kavisi üzerinden veya bir süzdürme kanalından çekilmesi esnasında meydana gelmektedir. Duvar kıvrıklaşmasına, sac kalınlığı boyunca söz konusu olan değişken gerilme dağılımı ya da gerilme gradyanı yol açmaktadır. Bu gerilme, büküm ve büküm sonrası düzlenme sürecinde gelişmektedir. Yan duvarlardaki kıvrıklaşmanın esası ve mekanizması Şekil 2.10'da görülmektedir. (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.10 Yan duvar kıvrıklaşmasının esası ve mekanizması
(IISI Committee, 2005)

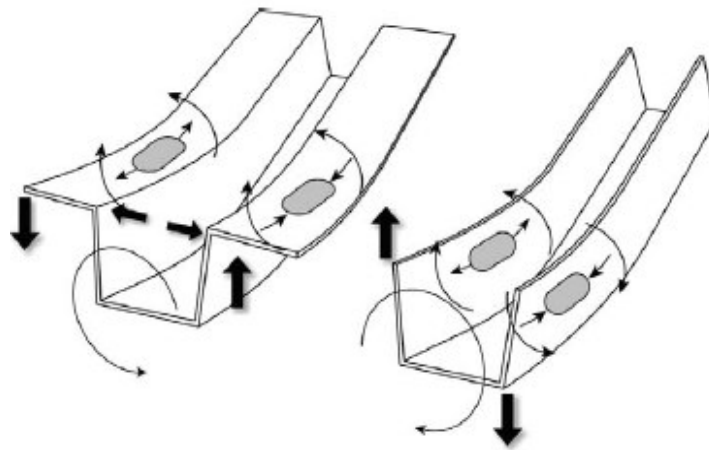
Kalıp kavisi üzerinde çekilen bir sac, bu kavis üzerinde bükmeden düzleşmeye geçerken, ilgili bölgenin dış kısmındaki (A tarafındaki) deformasyon çekmeden basmaya; B ile gösterilen iç kısmındaki deformasyon ise basmadan çekmeye dönüşmektedir. Metal sac yan duvara intikal ettiğinde, her iki taraftaki gerinim miktarı eş olsa bile, A tarafı bası; B tarafı ise çeki halinde bulunacaktır. Stampingin geri dönmesi ile gerçekleşen yük boşaltmanın sonrasında, elastik geri dönüşün gereği olarak A tarafı uzamaya; B tarafı ise kısalmaya çalışacaktır. Zira iki tarafta elastik geri dönüşteki farklılık, yan duvar kıvrıklaşmasının ana nedenini açıklamaktadır. Sac kalınlığında gerilme gradyanının minimize edilmesi, bu kıvrıklaşmaya karşı alınabilecek önlemler için bir temel arz etmektedir. (IISI Committee, 2005)

Samuel (2000), bastırıcı kuvveti altında yürüttüğü U-büküm işlemlerinde, SAE 1008 yumuşak çelik, AISI 304 paslanmaz çelik ve SAE 5754 alüminyum alaşımından saclarda yan duvar kıvrıklaşması eğilimini incelemiştir (Şekil 2.11a). Bu çalışmaya göre, en fazla kıvrıklaşmanın alüminyum alaşımından sacda ortaya çıktığı görülmektedir. Yan duvardaki kıvrıklaşan kısmın uzunluğu L_{SWC} ; kıvrıklaşmanın yarıçapı da R_{SWC} olarak ifade edilip, kıvrıklaşmanın derecesi $f_{SWC} (\%) = (L_{SWC} / 2R_{SWC}) \times 100$ olarak tanımlanmıştır (Şekil 2.11b). Yük boşaltma ve ortaya çıkan geri esneme sonrasında kıvrıklaşan kenarın teğeti ile parçanın tabanı arasındaki açı β'_b olarak; flanş ile kıvrıklaşan kenarın teğeti arasındaki açı ise ω'_b olarak temsil edilmiştir.



Şekil 2.11 Kalıpta U-bükme işleminde yumuşak çelik, paslanmaz çelik ve alüminyum alaşımından saclarda oluşan yan duvar kıvrıklaşması (a) ile bu oluşumun geometrik olarak tanımlanması (b)
(Samuel, 2000)

Açısal değişim ve yan duvar kıvrıklaşmasının yanı sıra, meydana gelen dönmeler de özellikle AHSS çeliklerinin şekillendirilmesinde geri esneme konusuna dair dikkate alınması gereken bir oluşumu ifade etmektedir. Söz konusu oluşum, parça kesitindeki burma momentlerinden kaynaklanmakta ve iki kesitin kendi eksenleri boyunca farklı olarak sergilediği dönüşleri tanımlamaktadır. Ortaya çıkan burma deplasmanı, parçanın bir ucunun diğerine göre dönme eğilimi sergilemesine yol açan kuvvet çiftini meydana getirmede rol oynayan, dengelenmemiş geri esnemelere veya kalıntı gerilmelere dayanmaktadır. Burucu moment, Şekil 2.12’de de görüldüğü üzere, parça flanşı veya yan duvarlardaki düzlem içi kalıntı gerilmelerden ortaya çıkabilmektedir. (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.12 Flanş veya yan duvardan kaynaklanan burma momentleri
(IISI Committee, 2005)

Bir parçada dönmenin büyüklüğü, sac parçadaki dengelenmemiş gerilmeler ile dönmenin yönünde söz konusu olan parça rijitliği arasındaki bağıntıya göre tanımlanabilmektedir. Uzun

ve ince parçalar düşük burma rijitliği sergilediğinden, bu tip parçalarda dönme oluşumuna dair eğilim artırmaktadır. Aynı zamanda manivela etkisi de dikkate alınırsa, uzun parçalardaki dönme deplasmanının, aynı dönme açısı sergileyen kısa parçalara göre daha fazla olacağı açıktır. (IISI Committee, 2005)

Sac parçalardaki dönme eğiliminin üstesinden, burucu momente yol açan kuvvet çiftlerini meydana getiren kalıntı gerilmelerdeki dengesizliklerin azaltılması ile gelinebilmektedir. Zira dengelenmemiş kuvvetler, daha çok simetrik olmayan parçalarda, geniş flanşlı ve yüksek yan duvarlı parçalarda ve ani kesit değişimlerinin söz konusu olduğu parçalarda görülmektedir. Parça geometrik simetriye sahip olsa bile, parçadaki simetrik olmayan gerinim gradyanları da dengelenmemiş kuvvetleri ortaya çıkartabilmektedir. Sac taslağın uygun olmayan bir biçimde yerleştirilmesi, değişken yağlama, kalıbın farklı bölgelerinin farklı düzeylerde parlatılması, değişken bastırıcı kuvveti, dengesiz presler ve aşınmış ya da kırılmış süzdürücüler, simetrik parçalarda ortaya çıkan asimetrik gerinimlerin nedenleri olarak değerlendirilebilmektedir. Söz konusu faktörler, işlemlerdeki değişken çekmeler nedeniyle bir bölgedeki gerinimin ve elastik geri dönüşün, diğer bölgelere göre farklılaşmasına ve dönmeye neden olacak kuvvet çiftlerinin oluşmasına yol açabilmektedir. (IISI Committee, 2005)

Sac parçalarda dönme oluşumunu kontrol etmenin en etkin yolu, kaburgaların veya benzer rijitlik artırıcı unsurların tasarlanıp parça geometrisine ilave edilerek, parçaların burmaya karşı rijitliğinin maksimum düzeye çıkarılması ile birlikte; rijitliği sınırlandıran uzun ve ince kesitli parçaların tasarımından kaçınılması olarak ifade edilebilir (IISI Committee, 2005).

Açısal değişim, yan duvar kıvrıklaşması ve dönmenin yanı sıra, gövde panellerinde rastlanan geniş çaplı şekilsel değişimler (örneğin, bir panelin kalıpta yük boşaltma sonrası eğriliğinin azalması) ve kalıntı gerilmelerden kaynaklanan lokal yüzey bozulmaları da geri esnemelere bağlı geometrik sapmalar çerçevesinde değerlendirilebilmektedir (IISI Committee, 2005).

Belli düzeyde eğrilikler içeren bir panel örnek olarak ele alınırsa, şekillendirmede gerilmenin uniform olmayan dağılımı ve yük boşaltma ile birlikte serbest kalan plastik bükme momenti, geri esnemeyi başlatan ana faktörler olarak değerlendirilebilir (Asnafi, 2001). Ancak, genelde yüksek deformasyon miktarlarına bağlı olarak ortaya çıkan sıkı ve gergin geometriler, keskin bir eğrilik veya kalınlık doğrultusunda gelişen elverişli bir gerilme gradyanı gibi faktörlerin, normalde beklenen geri esnemeyi bastırabildiği; sac malzemede belli bir gerinim düzeyi için öngörülen elastik ve ilave mikropplastik geri dönüşlerin açığa çıkamayabildiği; dolayısıyla geri esnemelerin beklenenden daha düşük değerlerde gözlenebildiği Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından hatırlatılmıştır.

Belli bir geometriye sahip sac parçanın şekillendirilmesi işleminde geri esnemeyi etkileyen faktörler, malzeme özellikleri ile takım geometrisi ve işlem parametreleri olarak ele alınan başlıklar altında değerlendirilmiştir. Söz konusu faktörlerin birlikte düşünülmesi ve buna göre kalıp tasarımına geçilmesinin, imalatta ortaya çıkacak geri esnemelere dair doğru tahminlerde bulunma ve önlem alma adına en uygun ve etkin yol olduğu bir gerçektir.

2.1 Malzeme Özellikleri

Şekillendirilen bir metal sacın sergilediği elastik-plastik deformasyon davranışından ötürü, takım geri dönüşü ile beraber ortaya çıkan geri esnemeler üzerinde rol oynayan malzeme faktörlerinin, sacın elastik ve plastik davranışı ile birlikte, anelastik davranış ve geri dönebilen küçük ölçekli plastisite (mikroplastisite) olarak üç başlıkta değerlendirilmesi ve irdelenmesi uygun görülmüştür.

2.1.1 Plastik Davranış

Bir sac malzemenin plastik deformasyonda sergilediği pekleşme davranışının, tek eksenli çekme deneyinde çekme doğrultusundaki gerçek gerilme σ ve gerçek gerinim ε değerleri arasında verilen $\sigma = K\varepsilon^n$ bağıntısına göre ifade edildiğini düşünelim. Söz konusu denklemde dayanım katsayısı olan K, gerinim $\varepsilon = 1$ iken gerilmenin ulaştığı değeri; pekleşme üssü n ise gerçek gerilme – gerçek gerinim bağıntısının logaritmik skaladaki eğimini ifade etmektedir. Malzemenin pekleşme kapasitesini yansıtan n için (2.3) denklemi yazılabilmekte; bu eşitlikte geçen $d\sigma/d\varepsilon$ oranı da malzemenin pekleşme hızını belirtmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Hosford, 1992; Marciniak ve Duncan, 1992)

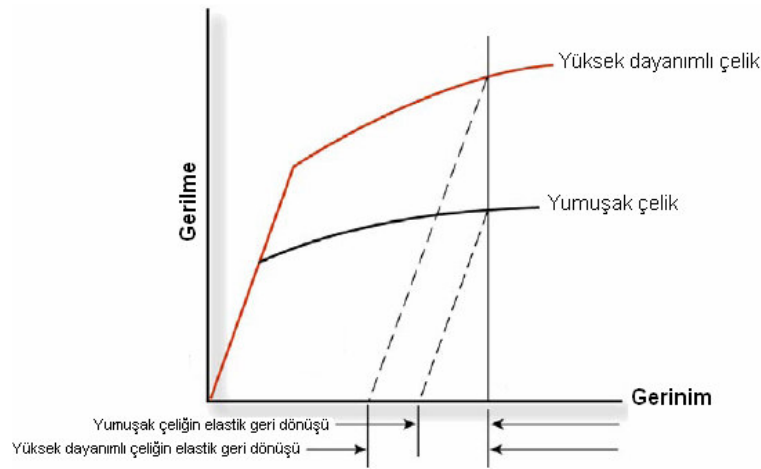
$$n = \frac{\varepsilon}{\sigma} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (2.3)$$

Yüksek pekleşme üssü n değerleri, malzemenin sünekliğini ifade eden özelliklerde artış ile beraber, sac parçanın kritik bölgelerinde gerinimin lokalleşmesine karşı direnç oluşturup, daha üniform bir inceltme sağlaması; diğer bir deyişle üniform alandaki şekillendirilebilirliği artırması açısından, özellikle germe etkisi ile yürütülen sac şekillendirme işlemlerinde büyük önem arz etmektedir (Newby, 1978; Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Dieter, 1988; Mielnik, 1991; Marciniak ve Duncan, 1992; Kalpakjian, 2000; IISI Committee, 2005).

Düzlem gerinim halinde basit bir sac bükme işlemindeki geri esnemelerin hesaplanmasına dair verilen (2.1) denkleminde de anlaşılabacağı üzere, yüksek dayanım katsayısı K ve düşük pekleşme üssü n değerleri, geri esnemeyi artırıcı yönde roller üstlenmektedir.

Yumuşak saclardan yüksek dayanımlı saclara doğru gidişte, n değerinde düşüş; K değerinde ise artışların gözlenmesi, şekillendirilebilirlikteki olumsuzluklar ile birlikte, sacın geri esneme eğilimindeki artışları geneller nitelikte bir değerlendirmeye olanak tanımaktadır.

Yumuşak çelik sac ve yüksek dayanımlı çelik (HSS, High Strength Steel) sac malzemelerin eş gerinim düzeyine kadar çekildiği tek eksenli çekme deneylerine bakılırsa, yük boşaltma ile birlikte meydana gelen elastik geri dönüşün (geri esnemenin), yüksek dayanımlı çelikte daha fazla olduğu Şekil 2.13'te görülecektir. Bu örnek, bir sac malzemenin dayanım düzeyinin geri esneme açısından önemini açıkça ortaya koymaktadır. (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.13 Yumuşak çelik ve yüksek dayanımlı çeliğin eş gerinim düzeyine kadar tek eksenli olarak çekilmesi sonrası yük boşaltma ile ortaya çıkan elastik geri dönüşlerin karşılaştırılması (IISI Committee, 2005)

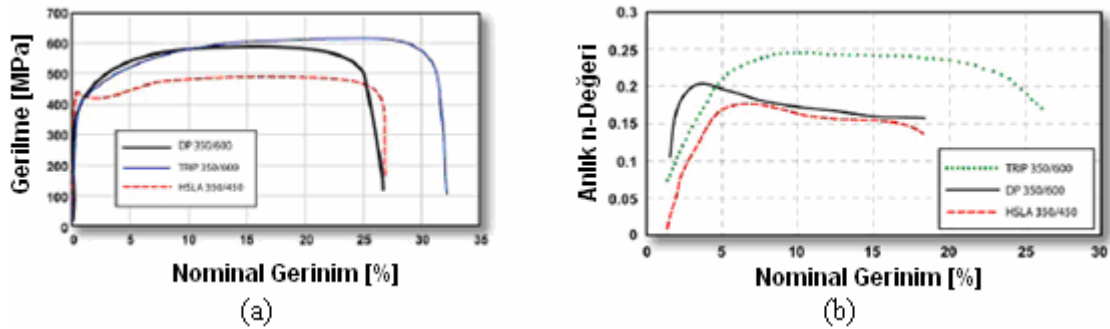
Malzemelerin başlangıç itibarıyla sergilediği (mühendislik) akma dayanımındaki artışlar ile pekleşme üssü n değerinin azaldığı, Hosford ve Caddell (1983) ile IISI Committee (2005) tarafından sunulmuş diyagramdan anlaşılmaktadır. Dolayısıyla, saclarda artan akma dayanımı değerleri de şekillendirmedeki geri esnemeyi artıcı yönde rol üstlenmektedir (Wang vd, 1993; Asnafi, 2001).

Mühendislik akma dayanımı 350 MPa olarak; % 5 ile % 15'lik gerinim aralığında belirlenmiş pekleşme üssü n değeri ise 0.14 olarak verilen aynı kalınlığa sahip HSLA ve DP çeliğinden saclar, aynı kalıpta ve aynı işlem şartları altında kanal formunda şekillendirildiğinde, DP çeliğinde ortaya çıkan geri esnemenin daha fazla olduğu Şekil 2.14'te görülmektedir. Aynı uzunluktaki hatlarda gerinim dağılımının neredeyse birbirine eş olduğu iki parçadaki geri esnemede gözlenen söz konusu farklılaşma, gerilme dağılımındaki farklılaşmaya dayanmakta; bu da sac malzemelerin anlık n değerleri ile açıklanabilmektedir. (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.14 Aynı mühendislik akma dayanımına ve eş gerinim aralığında ölçülmüş aynı pekleşme üssü değerine sahip DP ve HSLA çeliğinden sacların aynı kalıpta ve aynı şartlar altında kanal formunda şekillendirilmesinde ortaya çıkan geri esneme farklılaşması (IISI Committee, 2005)

Başlangıçtaki mühendislik akma dayanımı değeri 350 MPa olarak belirtilen ve tek eksenli çekme deneyinde nominal gerilme – nominal gerinim eğrileri Şekil 2.15a’da görülen HSLA, DP ve TRIP çeliklerinden ilk ikisini ele alıp karşılaştıralım. Pekleşme üssü n değerinin % 5 ve %15’lik çekme gerinimi aralığında 0.14 olarak ölçüldüğü HSLA ve DP çeliğinden saclarda Şekil 2.15b’de verilen anlık n değerleri incelenirse, HSLA çeliği için, gerinimin büyük bir kısmında n değerinin yaklaşık sabit seyrettiği; DP çeliğinden sacda ise, martenzit adalarının başlangıçtaki etkisi nedeniyle, n değerinde % 5’lik gerinime kadar hızlı bir artışın belirdiği; bu gerinim düzeyinden sonra da n değerinin azaldığı görülmektedir. (IISI Committee, 2005)

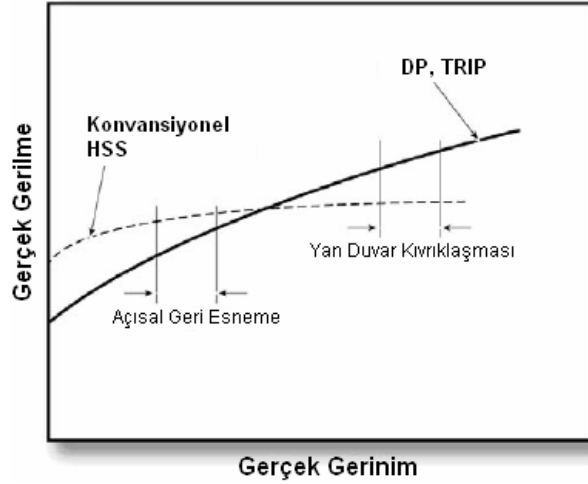


Şekil 2.15 Mühendislik akma gerilmesi aynı olan HSLA, DP ve TRIP çeliğinden saclarda tek eksenli çekme eğrilerinin (a) ve gerinim düzeyine bağlı olarak anlık pekleşme üssü değerlerinin karşılaştırılması (IISI Committee, 2005)

Düşük gerinim düzeylerinde DP çeliğinin HSLA çeliğine göre daha hızlı pekleşme arz etmesi ve başlangıçta daha yüksek n değerleri sunması, sac şekillendirmede gerinim lokalleşmesini ve keskin bir gerinim gradyanının ortaya çıkışını kısıtlandırmaktadır. Gerinim gradyanının minimize edilmesi de parçalardaki kritik incelmeleri azalttığından, sacın şekillendirilebilirlik kabiliyetindeki artışı ifade etmektedir. Plastisite kaynaklı dönüşüm özelliği sergileyen TRIP

eliklerinde ise artık ostenitin uygulanan deformasyon ile martenzite dnüşmesi ve sürekli yeni martenzit adalarının meydana gelmesi, Şekil 2.15b’de görüldüğü gibi, pekleşme üssünün sürekli daha yüksek düzeylerde kalmasını sağlamakta; buna bağılı olarak, Şekil 2.15a’dan da anlaşılabacağı üzere, daha sünek bir davranış ortaya çıkmaktadır. (IISI Committee, 2005)

Sacın yalnız başlangıçtaki akma dayanımı değıil, deforme olan malzemenin ulaştığı dayanım düzeyinin de geri esneme üzerine etkide bulunduğu; bunda da pekleşme hızının önemli rol oynadığı, HSLA ve DP çeliğinden saclar ile yapılan karşılaştırmalardan anlaşılabilmektedir. Genelde AHSS grubunda yer alan saclar, yumuşak elik veya konvansiyonel HSS grubundaki saclara göre daha hızlı pekleştiğinden ve deformasyon ile daha yüksek dayanıma ulaştığından, AHSS grubunda yer alan DP ve TRIP çeliklerinden sacların şekillendirilmesinde daha fazla geri esneme değıerleri ölçülmektedir. Konvansiyonel HSS ile AHSS grubunda bulunan sac malzemelerin şekillendirilmesi işlemlerinde, geri esnemeye bağılı açısıl değıişim ve yan duvar kıvrıklaşma eğilimleri, Şekil 2.16’da verilen gerilme – gerinim diyagramında bölgesel olarak karşılaştırılmıştır. (IISI Committee, 2005)

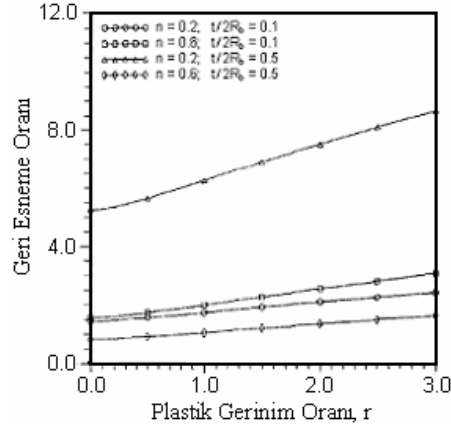


Şekil 2.16 Konvansiyonel HSS ve AHSS grubundaki saclarda pekleşme özelliğine bağılı olarak açısıl geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması eğilimine dair verilen karakteristik bölgeler (IISI Committee, 2005)

Düşük gerinim düzeylerinde, HSS grubundaki sacların daha yüksek dayanım değıerlerine ulaşması nedeniyle, söz konusu çeliklerde ortaya çıkan açısıl geri esneme, AHSS grubundaki saclara kıyasla daha yüksek olmaktadır. Artan deformasyon miktarı ile dayanımda meydana gelen artışlar AHSS grubundaki saclarda daha fazla olduğundan, bu sac malzemelerin yüksek deformasyonlar altındaki şekillendirilme işlemlerinde, yan duvar kıvrıklaşmasının daha etkin rol oynayacağı Şekil 2.16’dan anlaşılmaktadır. (IISI Committee, 2005)

Sac malzemelerin plastik anizotropi ile ilgili özellikleri de geri esnemelerin doğru tahmin edilebilmesi açısından önemli bir malzeme faktörü olarak dikkate alınmaktadır.

Bir bükme işleminde sacın kalınlığı t , büküm yarıçapı R_b , malzemenin pekleşme üssü n ve plastik gerinim oranı r değerlerinin geri esnemeye etkisi, Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre sayısal bir yaklaşım ile Leu (1997) tarafından incelenmiş; açısall geri esneme miktarını temsil etmek için $(\alpha_{sb}/\alpha_b)/[(3/2)(K/E')]$ olarak tanımlanan bir geri esneme oranı kullanılmıştır. Söz konusu oranda geçen α_b , büküm kolları arasındaki açıyı; α_{sb} ise geri esneme açısını ifade etmekte olup; tanımlanan oranın, sabit $t/2R_b$ oranları esas alındığında, artan n değeri ile düşüş gösterdiği; artan r değeri ile de artış sergilediği belirlenmiştir. Ancak, pekleşme üssünün geri esneme üzerine etkisinin, Şekil 2.17'den de anlaşılabilceği üzere, normal anizotropiye oranla daha fazla olduğu görülmüştür.



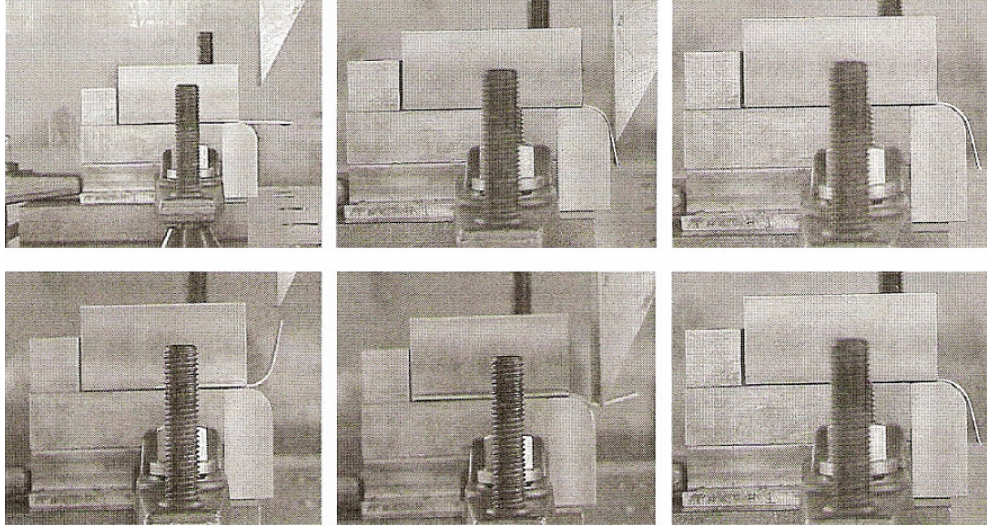
Şekil 2.17 Sac kalınlığının büküm yarıçapının iki katına oranı ve pekleşme üssünün farklı değerleri için plastik gerinim oranı ile geri esneme oranı arasındaki bağıntılar (Leu, 1997)

Çeşitli bükme işlemleri üzerinde ve kadratik olmayan Hill-1979 akma kriteri esas alınarak, sac malzemelerde normal anizotropinin geri esnemeyi artırıcı yöndeki etkisi, Wang vd. (1993) tarafından yapılan çalışmada da ortaya konmuştur.

Sac malzemelerin şekillendirilmesi işlemlerinde, kalıp kavisi üzerindeki bükülme-düzlenme süreçlerinde, stampa kavisindeki bükme ve ters bükme süreçlerinde veya süzdürücüden akan sacın ters yöndeki ardışık deformasyonu gibi çevrimsellik arz eden süreçlerde söz konusu olan Bauschinger etkisinin, geri esneme üzerinde rol oynayan bir malzeme faktörü olarak değerlendirilmesi gerekmektedir (Zang vd., 2007).

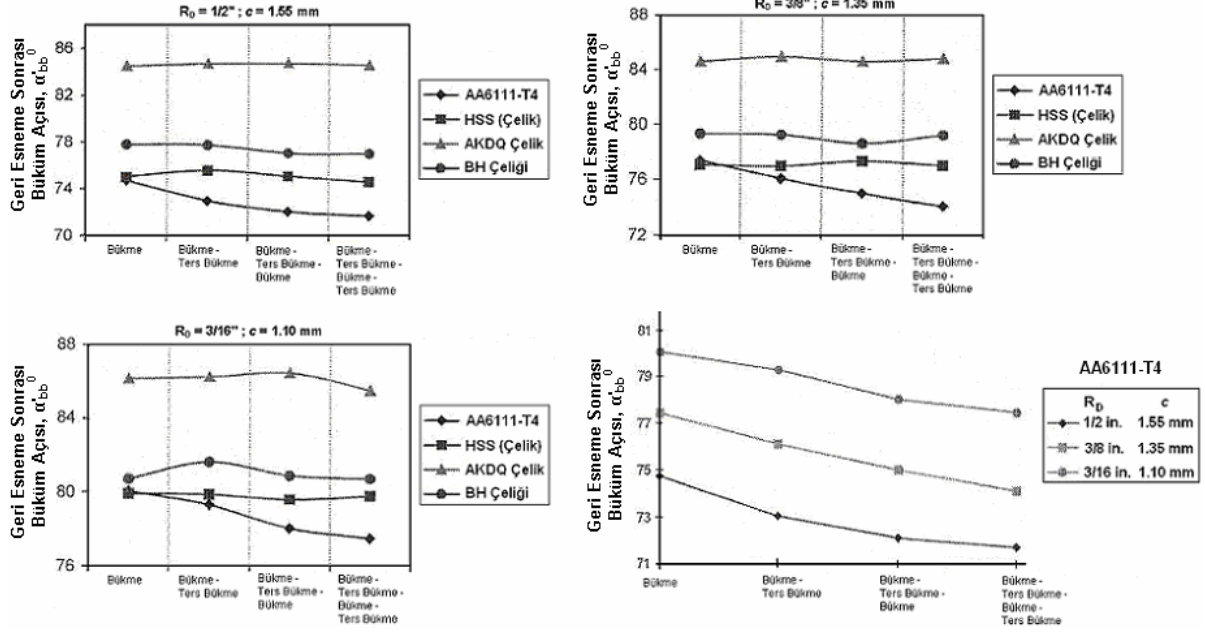
Gau ve Kinzel (2001b) tarafından yapılan çalışmada, alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki (AKDQ, Aluminum-Killed Drawing Quality) çelik, HSS ve pişirme

(fırınlama) yoluyla sertleştirilebilen (BH, Bake Hardening) çelikten ve 6111-T4 alüminyum alaşımından sac malzemelerde Bauschinger etkisinin geri esneme üzerindeki rolü, aşamaları Şekil 2.18’de görülen bükme ve ters bükme işlemleri uygulanarak incelenmiştir.



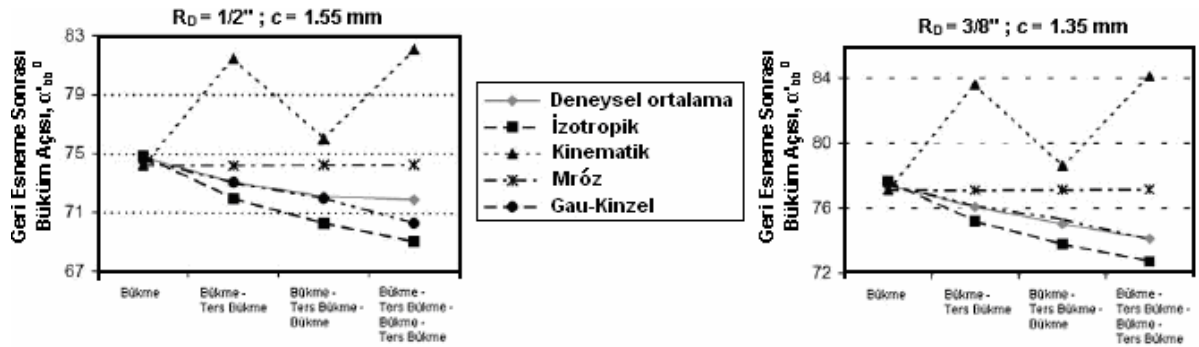
Şekil 2.18 Bükme ve ters bükme işlemleri sonrası ortaya çıkan geri esnemeler (Gau ve Kinzel, 2001b)

Farklı sac malzemeler üzerinde bükme ve ters bükme deneyleri ile Bauschinger etkisinin geri esneme üzerindeki rolünü ele alan Gau ve Kinzel (2001b), proseslerde geri esneme açısındaki değişimi, kalıp kavis yarıçapı R_D değerlerine bağlı olarak, Şekil 2.19’da verilen grafiklerde görüldüğü gibi elde etmişlerdir. Kalıp profil yarıçapı ile birlikte, kalıp ile stampa arasındaki boşluk miktarını ifade eden c değerleri de değiştirilmiştir. Bu çalışmada büküm açısı α_{bb} veya büküm kolları arasında geri esneme öncesindeki açı α_b değeri 90° olup; geri esneme sonrası büküm açısı, geri esneme açısı α_{sb} değerine göre $\alpha'_{bb} = \alpha_b - \alpha_{sb}$ şeklinde hesaplanmıştır. Çelik sacların geri esneme davranışında Bauschinger etkisinin pek belirmediği görülmüştür. Zira söz konusu çalışmada, çelik saclar için toplam gerinim yaklaşımının benimsenmesinin, önemli hatalara yol açabilecek bir faktör olmadığı belirtilmiştir. Bununla birlikte, 6111-T4 alüminyum alaşımından sac malzemenin bükülmesi ve ters bükülmesi işlemlerinde ortaya çıkan geri esneme açılarının gerek proseslere göre, gerekse kalıp kavis yarıçapı değerine göre değişimine bakıldığında, alüminyum alaşımından sacların çevrimsel şekillendirme işlemlerde iç gerilme hesapları ile Bauschinger etkisinin dikkate alınması gerektiği ve toplam gerinim yaklaşımının hatalı sonuçları birlikte getirebileceği anlaşılmaktadır. Söz konusu malzemede, bükme-ters bükme sayısı ve kalıp kavis yarıçapı arttıkça, geri esnemelerin de artış sergilediği görülmektedir.



Şekil 2.19 Çeşitli sac malzemelere farklı kalıp kavis yarıçapı ve kalıp ile stampa arası boşluk değerleri ile uygulanan bükme ve ters bükme işlemlerinde deformasyon geçmişine bağlı olarak geri esneme sonrası bükme açısının değişimi (Gau ve Kinzel; 2001b)

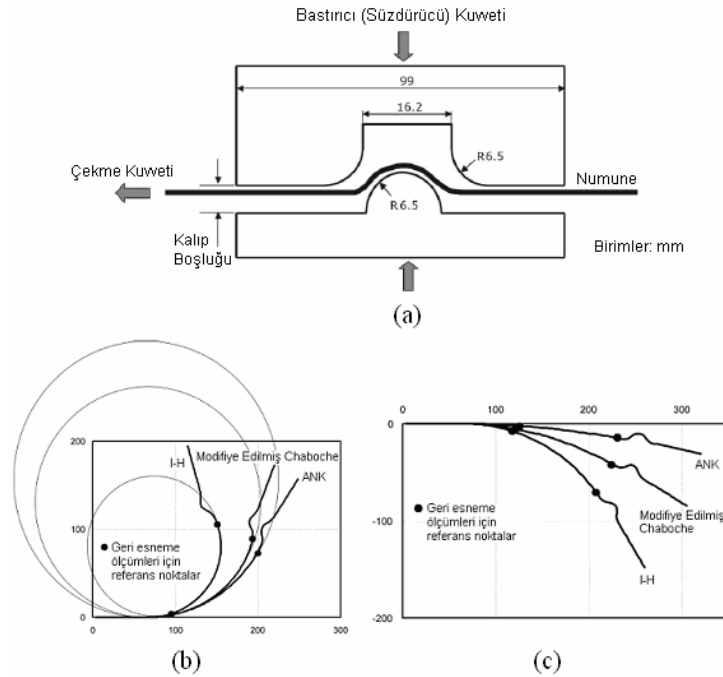
Gau ve Kinzel (2001b) tarafından yapılan çalışmada, kavis yarıçapı $1/2"$ ve $3/8"$ olan kalıplar ile alüminyum alaşımından (6111-T4) sac üzerinde geri esnemeye dair elde edilen sonuçlar, Gau ve Kinzel (2001a) tarafından geliştirilen sertleşme modelinde denenmiş ve bazı sertleşme kurallarının geri esnemeye yönelik tahminleri ile karşılaştırılmıştır (Şekil 2.20). Yapılan bu karşılaştırmadan, Gau ve Kinzel (2001a) tarafından ortaya konan sertleşme modelinin, geri esneme tahminleri açısından, izotropik ve kinematik sertleşme kurallarına ve Mróz çoklu yüzey modeline göre daha başarılı olduğu görülmektedir.



Şekil 2.20 Alüminyum alaşımından (6111-T4) sac malzemeye farklı kalıp kavis yarıçapı ve kalıp ile stampa arası boşluk değerleri altında uygulanan bükme ve ters bükme işlemlerinde deformasyon geçmişine bağlı olarak geri esneme sonrası bükme açısındaki değişimlerin çeşitli sertleşme modellerinin tahminleri ile karşılaştırılması (Gau ve Kinzel; 2001a)

Geng ve Wagoner (2002) tarafından yapılan çalışmada, 6022-T4 alüminyum alaşımından sac malzemenin çekmeli bükme işlemindeki geri esneme davranışı incelenmiştir. Bu çalışmada, izotropik sertleşme (I-H) modeli ile birlikte, modifiye edilmiş anizotropik sertleşme kuralı (Geng-Wagoner modeli) denenmiş; Von Mises, Hill-1948, YLD89 ve YLD96 akma kriteri seçilerek, geri esneme tahminleri değerlendirilmiştir. Geri esneme ölçümlerine yaklaşımda, tek eksenli çekme-basma ve basma-çekme deneylerine dayanan Geng-Wagoner anizotropik sertleşme modeli ve YLD96 akma kriterinin birlikte uygulanmasının, diğer kombinasyonlara göre çok daha başarılı olduğu görülmüştür.

Chun vd. (2002b) tarafından gerçekleştirilen çalışmada, Chun vd. (2001a) tarafından ortaya konan anizotropik lineer olmayan kinematik sertleşme (ANK-H) kuralı, Jiang vd. tarafından HSS sac ile yapılan süzdürme (draw-bead) deneylerinden ölçülen değerlerle, modifiye edilmiş Chaboche sertleşme kuralının ve I-H kuralının öngörülleri ile karşılaştırılmıştır. Bu kurallar, Hill-1948 akma kriteri ile değerlendirilmiştir. Süzdürme deney düzeneği ile birlikte, ele alınan sertleşme kurallarının 1.8 mm'lik ve 0.9 mm'lik kalıp boşluklarında çalışma için öngördüğü parça formları Şekil 2.21'de görülmektedir.



Şekil 2.21 Süzdürme deney düzeneği (a) ile bu düzenekte 1.8 mm'lik (a) ve 0.9 mm'lik (b) kalıp boşlukları altında HSS saca uygulanan deneylerde çeşitli sertleşme kurallarının geri esneme sonrası numune formuna dair öngörülleri (Chun vd., 2002b)

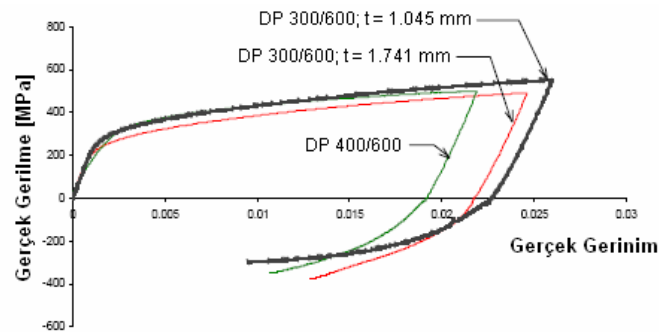
Chun vd. (2002b) tarafından HSS sac üzerinde yapılan incelemede, söz konusu malzemeye 1.8 mm'lik ve 0.9 mm'lik kalıp boşlukları altında uygulanan süzdürme deneylerinde, parçanın

eğrilik yarıçapı, süzdürücü kuvveti ve çekme kuvvetine dair I-H kuralının, modifiye edilmiş Chaboche modelinin ve ANK-H kuralının öngörülleri, birbirleri ile ve Jiang vd. tarafından verilmiş deneysel sonuçlar ile Çizelge 2.1’de karşılaştırılmıştır. Burada, Bauschinger etkisi ve kalıcı yumuşamayı dikkate alan ANK-H kuralının, Bauschinger etkisini dikkate almayan I-H kuralına ve Bauschinger etkisini dikkate alan fakat kalıcı yumuşamayı sağlamayan modifiye edilmiş Chaboche modeline göre daha iyi sonuçlar verdiği görülmektedir.

Çizelge 2.1 Süzdürme deneyi ile şekillendirilen HSS sacda çeşitli sertleşme kurallarının birbirleri ile ve deneysel sonuçlar ile karşılaştırılması (Chun vd., 2002b)

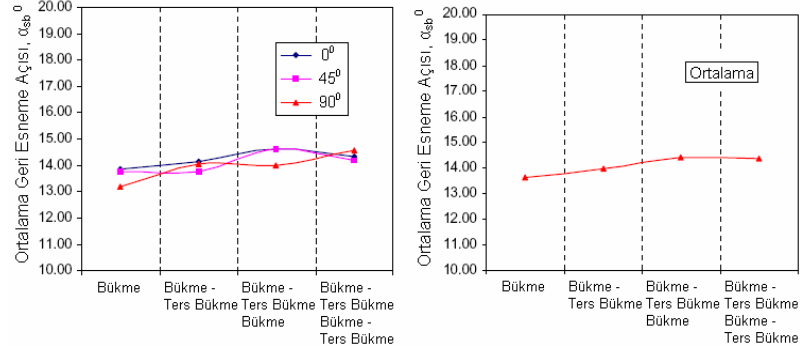
	I-H Modeli	Modifiye Edilmiş Chaboche Modeli	ANK-H Kuralı	Deneysel Ölçümler (Jiang vd.)
Kalıp Boşluğu: 1.8 mm				
Eğrilik Yarıçapı	80	140	165	162
Süzdürücü Kuvveti (kN)	6.560	4.450	3.080	3.229
Çekme Kuvveti (kN)	7.696	5.232	3.608	3.753
Kalıp Boşluğu: 0.9 mm				
Eğrilik Yarıçapı	-300	-600	-800	-894
Süzdürücü Kuvveti (kN)	6.722	6.224	4.964	5.782
Çekme Kuvveti (kN)	5.736	5.780	4.472	5.471

Ragai ve Nemes (2005) tarafından yapılan çalışmada, 1.741 mm’lik ve 1.045 mm’lik kalınlık değerlerine sahip DP 300/600 ve 1.700 mm’lik kalınlık değerine sahip DP 400/600 çift fazlı çelik sac malzemelerin geri esneme davranışı incelenmiştir. Bu sacların ilkinde % 0.2 akma dayanımını ifade eden $S_{0.2}$ veya $R_{p0.2}$ değeri 300 MPa; ikincisinde 400 MPa iken; çekme dayanımı S_u veya R_m değeri iki sacda da 600 MPa düzeyindedir. Söz konusu çalışmada, tek eksenli çekme-basma deneyleri ile elde edilmiş olan gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrileri Şekil 2.22’de verilmiştir. Basma olarak uygulanan ters deformasyonda, daha düşük akma gerilmesi ve hızlı pekleşme ile bir kısa süreli veya geçici (transient) bölge gözlenmektedir.



Şekil 2.22 Farklı kalınlıklardaki DP 300/600 ve DP 400/600 çelik sacların tek eksenli çekme-basma deneyindeki gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrileri (Ragai ve Nemes, 2005)

Ragai ve Nemes (2005) tarafından yapılan çalışma, DP çelik saclarda bükme ve ters bükme deneylerini de içermektedir. Haddemele yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda çıkartılmış, 1.045 mm'lik kalınlık ve DP 300/600 kalitesindeki çelik sac numunelere 90° 'lik büküm açısı ile uygulanan bükme-ters bükme deneylerinde geri esneme açılarının değişimi Şekil 2.23'te görülmektedir. Buradan, DP sacların geri esneme davranışında anizotropinin önemli bir faktör olmadığı ve Bauschinger etkisinin de pek belirmediği anlaşılmaktadır.



Şekil 2.23 Haddemele yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda çıkartılmış 1.045 mm'lik kalınlığa sahip DP 300/600 kalitesindeki çelik sacdan numunelere uygulanan bükme ve ters bükme deneylerinde ölçülen geri esneme açıları (Ragai ve Nemes, 2005)

Sac malzemelerin sergilediği belirgin ya da süreksiz akma davranışı da geri esnemeyi etkileyen bir faktör olarak Yuen (1990) tarafından dikkate alınmış ve germeli bükme işlemi için modellenmiştir.

Çeliklerde, dislokasyonlar ile karbon, azot gibi demir kafesinde arayer olarak çözünen atomlar arasındaki etkileşime dair model ile açıklanabilen belirgin akma davranışı veya akma noktası fenomeni, malzemedeki deformasyonun heterojen olarak, akmış ve henüz akmamış bölgeler şeklinde yayılmasına neden olmakta; bu da Lüders bantları ile gözlenmektedir (Newby, 1978; Hosford ve Caddell, 1983; Taylor, 1985; Jastrzebski, 1987; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Hosford, 1992; Louthan, 1992; Holt, 2000; Béranger vd., 1996).

Yuen (1990) tarafından yapılan çalışmada, germeli bükme işleminde, süreksiz akma veya üniform olmayan deformasyonun, parçada oluklanma şeklinde bir biçim bozukluğuna yol açtığı bildirilmiş; bu davranışa dair bir modelleme ortaya konmuştur. Bükülen sacın, düzensiz akma bölgesinde daha az deforme olmuş elemanların, daha yüksek oranda deforme olmuş elemanlar ile bağlandığı, oluk görünümü arz eden bir form sergileme eğiliminde bulunacağı; bükme işleminde bu tür bir davranış sergileyen parçada ise daha düşük miktarlarda geri esnemelerin gözleneceği belirtilmiştir.

2.1.2 Elastik Davranış

Sac şekillendirmede geri esneme, şekillendirmeyi sağlayan takımın geriye dönmesi ile ortaya çıkan elastik geri dönüşlere dayandığından, malzemenin elastik özelliklerinin geri esneme üzerine önemli etkisi bulunmaktadır. Bu etki, bir tek eksenli çekme deneyi ile de gözlenebilir. Zira belli bir gerinim düzeyinden yapılan yük boşaltmada (Şekil 1.3), eksenel doğrultudaki toplam gerinimin geri dönen elastik kısmı olan ϵ_e , yük boşaltma anındaki çekme gerilmesinin elastiklik modülüne oranından (σ/E) hesaplanmaktadır. Dolayısıyla, diğer tüm parametreler sabit tutulduğunda, elastiklik modülü düşük olan malzemelerdeki elastik geri dönüş, bir başka deyişle geri esneme, elastiklik modülü yüksek olan bir sacdakine göre daha fazla olacaktır.

Alüminyum alaşımdan bir sacdaki geri esnemenin, pekleşme üssü daha düşük, plastik gerinim oranı daha yüksek olan yumuşak çelik ve paslanmaz çelik saclardan daha fazla geri esnemesi, alüminyum alaşımında akma dayanımının elastiklik modülüne oranının diğer sac malzemelere göre daha yüksek değerler sergilemesi ile bağdaştırılmaktadır (Samuel, 2000).

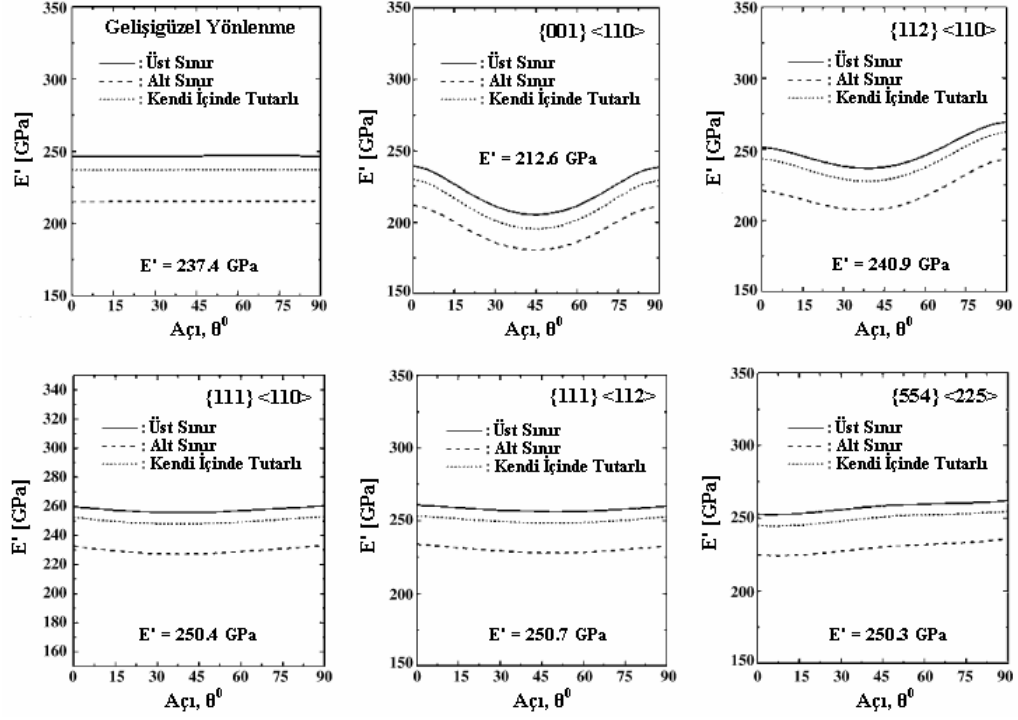
Elastiklik modülünün geri esnemeye etkisi, basit bir bükme işlemi (Şekil 2.1) için verilmiş (2.1) eşitliğinden de değerlendirilebilmektedir. Modülde düşüş ile geri esneme miktarının artış sergilediği bu eşitlikten de anlaşılmaktadır. Söz konusu eşitlik, Poisson oranını dikkate alan düzlem gerinim modülü ile $E' = E/(1-\nu^2)$ denkleminde, düzlem gerinim modülünün geri esnemeye, elastiklik modülü ile aynı etkide bulunduğu görülebilecektir.

Yüksek dayanımlı çeliklerde gözlenen, gelişigüzel yönlenme ile birlikte beş farklı tekstür bileşeni için düzlem gerinim modülü E' değerlerinin yöne bağlı değişimi, Choi ve Chin (2006) tarafından, Poisson oranı 0.30 alınarak, çok kristalli yapıda gerinimi üniform varsayan üst sınır (Voigt ortalama) modeli ve gerilmeyi üniform varsayan alt sınır (Reuss ortalama) modeli ile birlikte, elastik kendi içinde tutarlı modele göre hesaplanmıştır. Elastik kendi içinde tutarlı model, tanelerin, ortalama elastik özelliklere sahip bir homojen eşdeğer ortama gömülü olduğunu varsaymaktadır. Bu varsayım, tanenin çevresinde oluşan tepkinin, ortamın ortalama modülü sayesinde ve tanenin gerçek komşularındakinden bağımsız olarak, yeterli düzeyde tanımlanabilmesini açıklamaktadır. Küresel veya elipsoit taneler için, tanenin alanı içindeki gerilme ve gerinim üniform olup; bunlar, sınırdaki gerilme ve gerinim ile lineer bağıntılı durumda bulunmaktadır. (Choi ve Chin, 2006)

Choi ve Chin (2006) tarafından yapılan çalışmada, üst ve alt sınır modelleri ile elastik kendi içinde tutarlı modele göre, yüksek dayanımlı çeliklerde gelişigüzel yönlenmenin dışında tipik olduğu bildirilen $\{001\}\langle 110 \rangle$, $\{112\}\langle 110 \rangle$, $\{111\}\langle 110 \rangle$, $\{111\}\langle 112 \rangle$ ve $\{554\}\langle 225 \rangle$ ideal tekstür bileşenleri için, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° lik doğrultulardaki düzlem gerinim

modülü E' değerleri hesaplanmıştır. Söz konusu modüllerin yöne bağlı değişimi Şekil 2.24'te görülmekte olup; elastik kendi içinde tutarlı modele göre belirlenmiş modüllerden (2.4) ile hesaplanan ortalama düzlem gerinim modülü $\bar{E}$ değerleri de Şekil 2.24'te belirtilmiştir.

$$\bar{E} = \frac{E'_0 + 2E'_{45} + E'_{90}}{4} \quad (2.4)$$

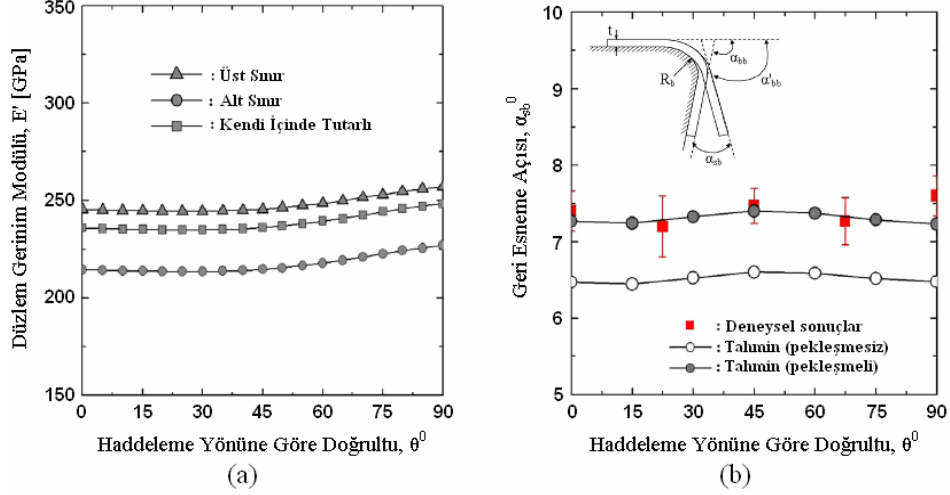


Şekil 2.24 Yüksek dayanımlı çeliklerde gözlenen gelişigüzöl yönlenme ile birlikte beş farklı ideal tekstür bileşeni için üst sınır ve alt sınır modelleri ile elastik kendi içinde tutarlı modele göre hesaplanan düzlem gerinim modüllerinin yöne bağlı değişimi (Choi ve Chin, 2006)

Choi ve Chin (2006) tarafından yapılan söz konusu çalışmada, 0.75 mm'lik kalınlık değerine sahip düşük karbonlu yüksek dayanımlı çelik ele alınarak, tavlanmış durumdaki malzemenin X-ışını difraktometresi ile kristalografik yönlenmesi incelenmiştir. İncelemelerin sonucunda, sacdaki ana tekstür bileşenleri, α -lif yönlenmesini tanımlayan $\{001\} \langle 110 \rangle$ ve $\{112\} \langle 110 \rangle$ ile γ -lif yönlenmesini tanımlayan $\{111\} \langle 110 \rangle$ ve $\{111\} \langle 112 \rangle$ bileşenleri olarak belirlenmiştir. Ayrıca, sıcak haddelenmiş yüksek dayanımlı çeliklerde ana tekstür bileşeninin $\{001\} \langle 110 \rangle$ olarak karakterize edilebileceği ifade edilmiştir.

Choi ve Chin (2006), aynı zamanda, ele aldıkları tekstür bileşenlerine sahip çok kristalli malzemeler için, elastik modele ve visko-plastik kendi içinde tutarlı modele dayalı olarak, düzlem gerinim hali altında bükme işlemindeki geri esneme açılarını öngören bir yaklaşımda

bulunmuşlardır. Düşük karbonlu yüksek dayanımlı çelikten bir sac malzemede bu yaklaşıma dayalı olarak ve pekleşme özelliği dikkate alınarak tahmin edilen geri esneme açıları ile düzlem gerinim eğme deneylerinden ölçülen değerlerin, Şekil 2.25'te görüldüğü gibi birbirine çok yakın olması dikkat çekmektedir.



Şekil 2.25 Düşük karbonlu yüksek dayanımlı bir çelikte elastik ve visko-plastik kendi içinde tutarlı modellere göre öngörülen düzlem gerinim modüllerinin sacın haddelenme yönüne göre değişimi (a) ve tahmin edilen geri esneme açılarının düzlem gerinim eğme deneylerinden ölçülenler ile karşılaştırılması (b) (Choi ve Chin, 2006)

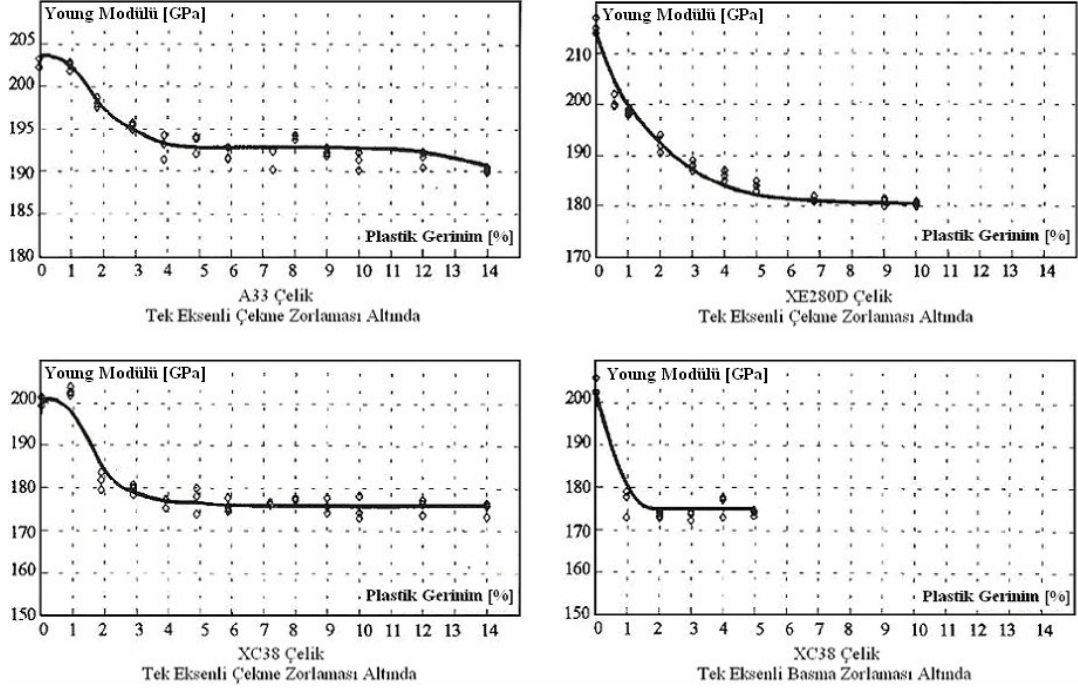
Yüksek dayanımlı çeliklerde α -lif yönlenmesinin, yüksek geri esnemeler ile birlikte, düzlem gerinim modülü ve geri esnemeler için kuvvetli bir yöne bağlılık meydana getirdiği; γ -lif yönlenmesinde ise buna ters bir durumun söz konusu olduğu Choi ve Chin (2006) tarafından belirtilmiştir. Daha düşük geri esneme değerlerinin yanısıra, haddelenme doğrultusuna göre modüldeki ve geri esnemedeki yönselliğin daha zayıf olmasının, yüksek dayanımlı çeliklerde γ -lif yönlenmesini avantajlı kıldığı bildirilmiştir.

2.1.3 Anelastik Davranış ve Geri Dönebilen Mikroplastik Gerinimler

Saclardaki geri esneme üzerine, atomlararası bağ büzülmesine dayanan elastik geri dönüş ile birlikte, çeşitli faktörlerden kaynaklanan anelastisite veya temelde dislokasyonların küçük ölçekli hareketine dayanan ve Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından anelastik etki olarak da değerlendirilmiş mikroplastisite de belli oranda rol oynayabilmektedir.

Morestin ve Boivin (1996) tarafından yapılan çalışmada, ölçüm hassasiyeti ± 0.001 mm olan ekstensometre kullanılmak suretiyle, A33 ve XE280D olarak tanımlanan çelik kaliteleri ile AU4G alüminyum bronzunun tek eksenli çekme; XC38 çeliğinin ise tek eksenli çekme ve

basma zorlamaları altındaki elastiklik (Young) modülleri, çeşitli plastik gerinim düzeylerinde ölçülmüştür. Ölçülen modüllerin plastik gerinim ile ifade edilen değişimi, söz konusu çelikler için Şekil 2.26’da; alüminyum alaşımı için ise Çizelge 2.2’de verilmiştir.

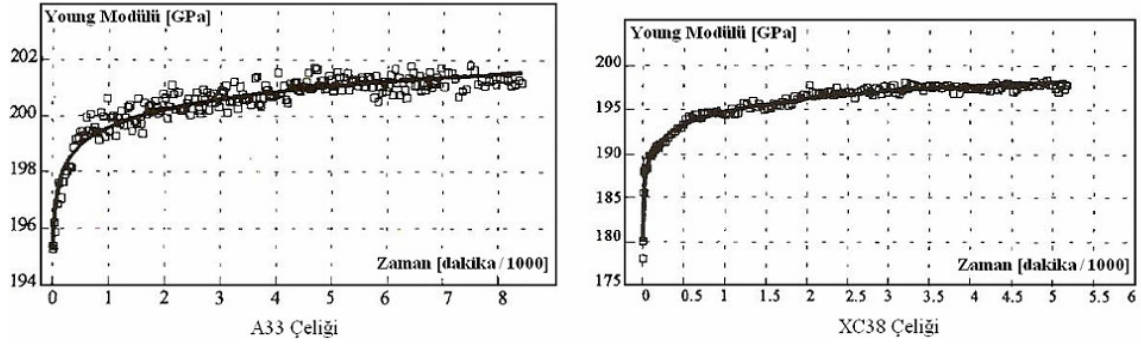


Şekil 2.26 Farklı plastik gerinim düzeylerinden itibaren gerçekleştirilen tek eksenli çekme ve basma zorlamaları altında A33, XE280D ve XC38 çelik kalitelerinde ölçülen Young (elastiklik) modülü değerlerinin plastik gerinim ile değişimi (Morestin ve Boivin, 1996)

Çizelge 2.2 Tek eksenli çekme zorlaması altında deforme edilen AU4G alüminyum bronzunda çekme yönündeki çeşitli plastik gerinim düzeylerinde ölçülen Young (elastiklik) modülü değerleri (Morestin ve Boivin, 1996)

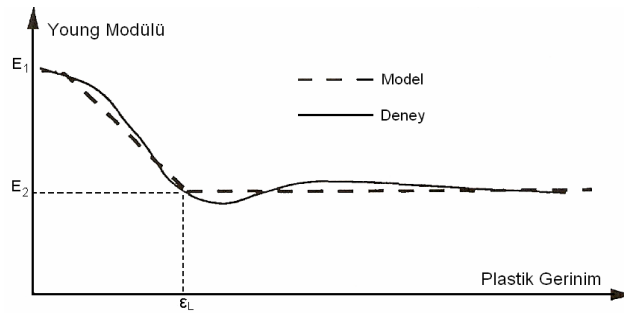
Plastik Gerinim	% 0	% 2	% 5	% 10	% 15
Young Modülü [GPa]	75	74	74	72	72

Morestin ve Boivin (1996) tarafından yapılan aynı çalışmada, A33 ve C38 çeliklerine tek eksenli çekme ile %10’luk gerinim değerinin üzerinde plastik deformasyon uygulanması ve numunelerin iki ila beş gün süreyle bekletilmesinin ardından yapılan deneylerde, geçen süreye bağlı olarak elastiklik modülünde yeniden artışlar gözlenmiştir (Şekil 2.27). Modüldeki bir toparlanma şeklinde beliren bu durum, arayer çözünmüş karbon atomlarının deformasyon sonrasında dislokasyonların yeni pozisyonlarına yavaş bir şekilde göç ederek dislokasyonları kilitlemesi ile açıklanmıştır.



Şekil 2.27 Zamana bağlı olarak A33 ve XC38 çeliklerinin Young (elastiklik) modülü değerlerinde gözlenen toparlanma etkisi (Morestin ve Boivin, 1996)

Morestin ve Boivin (1996) ile Morestin vd. (1996) tarafından yapılan çalışmalarda, elastiklik modülünün farklı gerinim düzeylerinde farklı olarak ölçülen değerleri Şekil 2.28'deki gibi modellenmiştir. Bu model ile deneysel olarak elde edilen bağıntı da aynı diyagram üzerinde karşılaştırılmıştır.



Şekil 2.28 Farklı gerinim düzeylerinde farklı değerlerde ölçülen Young (elastiklik) modülünün plastik gerinim ile değişimine dair esas alınan model ile deneysel olarak elde edilen bağıntının karşılaştırılması (Morestin vd., 1996)

Morestin ve Boivin (1996) ile Morestin vd. (1996), yapmış oldukları çalışmalarda, elastiklik modülünün ölçülen değerlerinin plastik gerinime göre değişimini, PLIAGE olarak anılan ve sonlu elemanlar yöntemi formülasyonları kullanmayan, yarı analitik bir elastik-plastik yazılım ile dikkate almak suretiyle, geri esneme tahminlerinde gerçek sonuçlara yaklaşma adına sağlanabilecek iyileştirmeler üzerinde durmuşlardır. Elastiklik modülü değerlerinin plastik gerinime göre modellenen düşüşü, sac kalınlığı boyunca alınan her bir tabaka için, kinematik pekleşme kanununa dayanan bir eşdeğer gerinim ile değerlendirilmiştir.

Morestin ve Boivin (1996), kalınlığı 0.67 mm olan XE280D kalitesindeki çelik saca önce belli bir R_b yarıçapı bükme işlemi, sonrasında da sonsuz bir kavis ile ters bükme işleminden oluşan bir deney uygulanmıştır. Sac numunelerde yük boşaltma sonrası kalan kavis yarıçapı

ölçülerek, elastiklik modülünün plastik gerinime göre değişiminin dikkate alınmadığı ve alındığı hesaplamalardan öngörülen değerler ile kıyaslanmıştır. Söz konusu çalışmada üç farklı büküm kavisi ile çalışılmış olup; küçük yarıçap değerleri ile daha fazla pekleşmenin ortaya çıkması sağlanmıştır. Deneysel ölçümler ile hesaplanan değerler arasındaki farklılaşma yüzdeleri Çizelge 2.3'te verilmiştir. Geri esnemelerin doğru tahmini bakımından, özellikle büküm yarıçapının küçük veya deformasyonun yüksek düzeylerde olduğu uygulamalarda, elastiklik modülünün plastik gerinim ile değişiminin hesaplamalarda dikkate alınmasının önemi ve gerekliliği Morestin ve Boivin (1996) tarafından vurgulanmıştır.

Çizelge 2.3 Kalınlığı 0.67 mm olan XE280D kalitesindeki çelik saca belli yarıçaplarda bükme ve ardından sonsuz bir yarıçapta geriye bükme (düzleştirme) şeklinde uygulanan deneylerden belirlenen sonuçlar ile hesap yoluyla elde edilen sonuçlar arasındaki farklılaşmalar (Morestin ve Boivin, 1996)

Büküm yarıçapı	3 mm	10 mm	15 mm
Modül değişimi dikkate alınarak	% 1.0	% 2.3	% 4.5
Modül değişimi dikkate alınmaksızın	% 19.0	% 10.0	% 5.0

Deformasyon ile meydana gelen pekleşme, metallerde dislokasyon yoğunluğunda artış ile birlikte, genel anlamda, dislokasyon alt yapısına dair karakteristiklerin gözlenmesi ile değerlendirilebilmektedir. Belli bir çekme gerinimine kadar uygulanan ve ulaşılan bu gerinim düzeyinden itibaren yük boşaltmanın gerçekleştirildiği bir tek eksenli çekme deneyi model olarak alınırsa, deforme olmuş numune üzerindeki yükün boşaltması sonucu ortaya çıkan geri dönüşte gerilme – gerinim bağıntısının lineer değil, lineer olmayan bir şekilde gözlenmesi, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından dislokasyonlara dayalı olarak açıklanmıştır.

Atomlararası etkileşime dayanan elastisitesinin temelinde, ikinci ve üçüncü sıradaki elastik sabitlerin kombinasyonundan kaynaklanan bir lineer dışılık esasen mevcut olup; kübik kafes yapısına sahip kristalde tek eksenli çekme için söz konusu etki, Murnaghan tarafından (2.5) eşitliği ile dikkate alınmıştır (Luo ve Ghosh, 2003). Bu eşitlikte yer alan δ , yüksek dereceli terimlerden ötürü lineer olmayan elastik etkiyi temsil eden parametreyi tanımlarken; σ , ε ve E , sırasıyla, yükleme doğrultusundaki gerilme, gerinim ve elastiklik modülünü ifade etmektedir.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \delta \left(\frac{\sigma}{E} \right)^2 \quad (2.5)$$

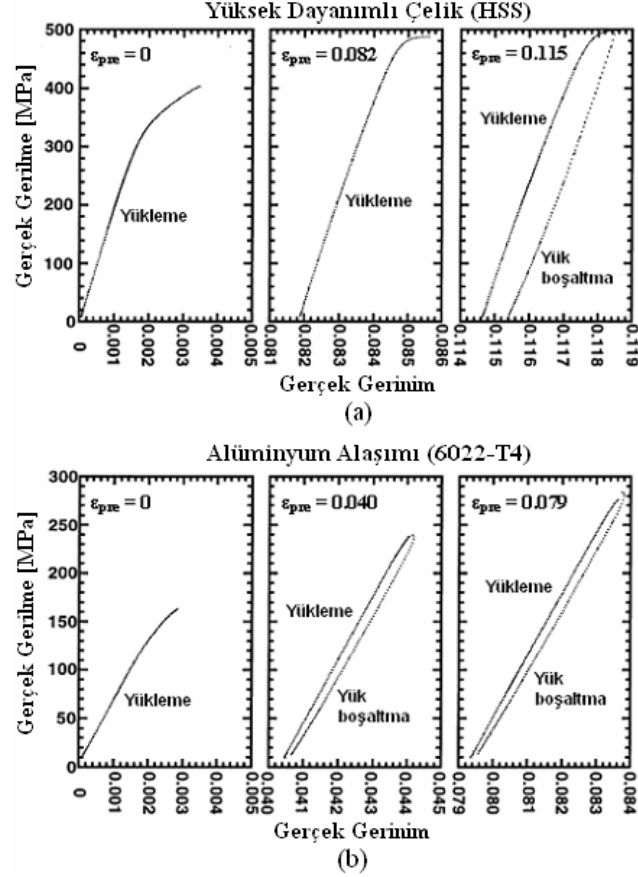
Yük boşaltmada lineer olmayan elastik etkinin geri esneme gerinimine olan katkısının, lineer geri dönüş ile karşılaştırıldığında, %3'ten az bir düzeyde olduğu Wong ve Johnson tarafından bildirilmiştir (Cleveland ve Ghosh, 2002).

Oysa HSS ve 6022-T4 alüminyum alaşımından saclar üzerinde Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından yapılan çalışmada, %7'lik gerinime kadar uygulanan tek eksenli çekme sonrası yük boşaltmadaki lineer olmayan geri dönüş ile toplam geri esneme geriniminin, lineer esasa göre kabul edilebilecek bir geri dönüş miktarını, alüminyum alaşımında %11; HSS malzemede ise %19 oranında aştığı saptanmıştır. Lineer olmayan gerilme – gerinim bağıntısı ile geri dönüşü dair benzer bir davranış da Luo ve Ghosh (2003) tarafından, AKDQ çelik sac üzerinde yapılan deneylerde gözlenmiştir. Atomlararası bağ büzülmesine dayanan ve uygulamalarda genelde lineer olarak kabul edilen elastik dönüşten önemli düzeylerdeki sapmalar, bu iki çalışmada da dislokasyonlar ile bağdaştırılıp, elastik olmayan (inelastic) etki şeklinde değerlendirilmiştir. Toplam geri esneme gerinimi ϵ^{sb} ile ifade edildiğinde, söz konusu çalışmalarda mikroplastik gerinim ϵ^{mp} değerine dair $\epsilon^{mp} = \epsilon^{sb} - \epsilon^e$ eşitliği benimsenmiştir. Bu eserlerde, plastik gerinimin tümüyle geri dönebilir kısmını belirtilen mikroplastik gerinim, aynı zamanda anelastik etki olarak değerlendirilmiştir.

Anelastik olarak nitelendirilen gerinimin tamamen zamana veya hıza bağlılık sergilediği şeklinde bir yaklaşımın esasen visko-elastik etkiyi tanımladığı; dislokasyonlar ile açıklanan ve elastik olmayan etki şeklinde nitelendirilen geri dönebilir mikroplastik gerinimlerin kendine özgü bir hıza bağlılığının bulunabileceği ve herhangi bir akmaya neden olmayan bu küçük ölçekli gerinimlerin anelastik olarak değerlendirilebileceği Luo ve Ghosh (2003) tarafından bildirilmiştir. Ancak, söz konusu çalışmada yürütülen deneylerde, mikroplastik bileşen için büyük ölçekte bir hıza bağlılığın gözlenmediği, diğer bir ifade ile geri dönüş süreçleri için bir visko-elastik bileşenden bahsedilemeyeceği; makroplastik gerinimlerin hıza bağlılığının ise daha yüksek olduğu belirtilmiştir. Geri dönüşlerde lineer davranışa uymayan mikroplastisite, yük boşaltma süreçlerinde dislokasyonların ters hareketi ya da geriye kavislenmesi (bowback) ve dislokasyon alt yapısının bir unsuru olan hücre duvarlarında gerçekleşen çözülmelere dayanarak açıklanmıştır.

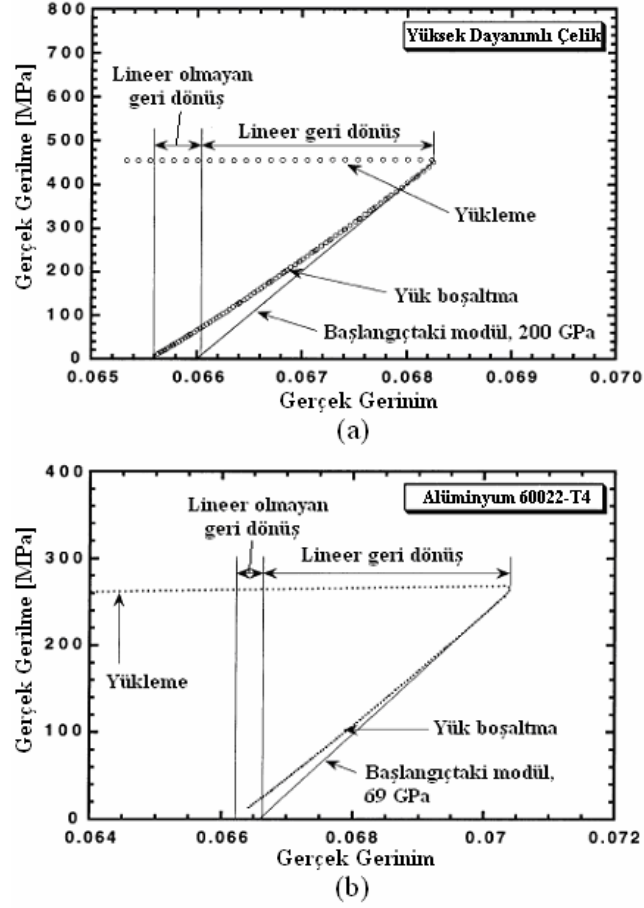
Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından yapılan çalışmada, HSS ve alüminyum alaşımından (6022-T4) saclara, belli gerinim düzeylerine kadar tek eksenli deneyleri uygulamış; deforme edilen malzemelerin yüklenmesi ve yükün boşaltılması süreçlerindeki davranışı incelenmiştir. Çekme doğrultusundaki farklı ön gerinim ϵ_{pre} değerlerinden itibaren yapılan yükleme ve yük boşaltmalardaki gerinim verileri, gerinim ölçer (strain gage) kullanılarak elde edilmiştir.

Seçilen HSS ve alüminyum alaşımından sac lar ile Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından yapılan çalışmada, her iki malzeme için, başlangıç itibariyle ve çekme doğrultusundaki iki farklı ön gerinim düzeyinden itibaren yapılan yükleme ve yük boşaltma işlemlerinden elde edilen veriler Şekil 2.29’da görülmektedir. Bu grafikler, iki süreçteki lineer olmayan etkinin gözlenebilmesine olanak tanımaktadır.



Şekil 2.29 Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) sac larda başlangıç itibariyle ve çekme doğrultusundaki çeşitli ön gerinim düzeylerinde gerçekleştirilen yükleme ve yük boşaltmalarda gözlenen lineer olmayan davranış (Cleveland ve Ghosh, 2002)

Söz konusu çalışmada ele alınan iki malzemede yaklaşık % 7’lik gerinim düzeyinden itibaren yapılan yük boşaltmadaki toplam geri esneme gerinimi, lineer (elastik) ve lineer olmayan geri dönüş tanımlamalarıyla iki kısımda değerlendirilmiştir (Şekil 2.30). Başlangıç yüklemesinde HSS sac malzemenin elastiklik modülü 200 GPa; alüminyum alaşımından sac malzemenin ise 69 GPa olarak ölçülmüştür. Yük boşaltmanın uygulandığı noktadan, bu modüllerin ifade ettiği eğim değerleri ile çizilen doğrular, lineer elastik gerinim ϵ_e değerinin belirlenmesine olanak tanımaktadır. Toplam geri esneme geriniminin lineer olmayan dönüş ile ilgili olan kısmı ise, elastik gerinimin toplam değerden çıkartılması ile elde edilmiştir.

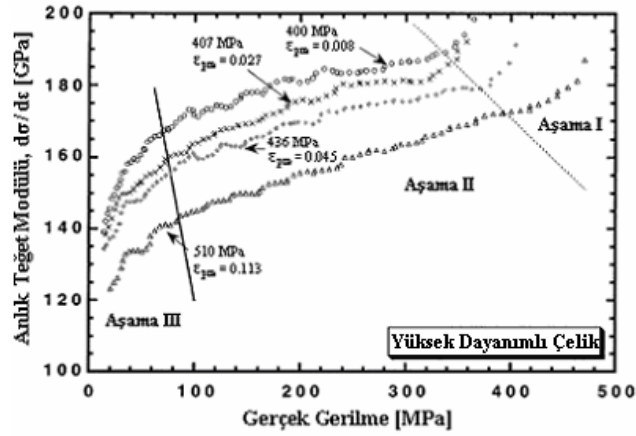


Şekil 2.30 Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde çekme doğrultusunda yaklaşık % 7'lik gerinim düzeyinden yapılan yük boşaltmada HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) sacların sergilediği lineer ve lineer olmayan geri dönüşlerin karşılaştırılması (Cleveland ve Ghosh, 2002)

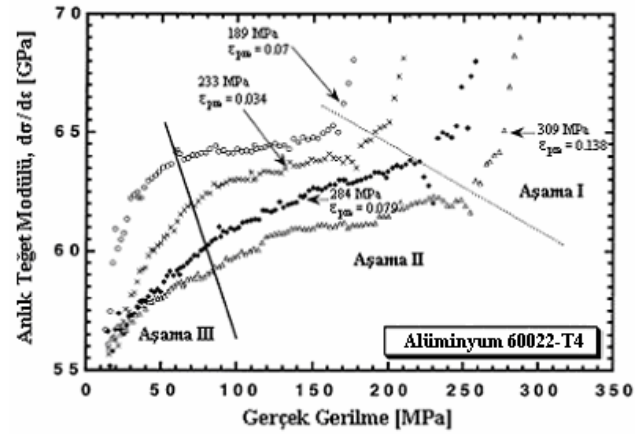
Cleveland ve Ghosh (2002), yaklaşık % 7'lik gerinim düzeyinden itibaren gerçekleştirilen yük boşaltmada gözlenen lineer olmayan geri dönüşün, yüksek dayanımlı çelikte lineer elastik esasa göre beklenebilecek geri dönüş miktarını yaklaşık % 19 oranında; 6022-T4 alüminyum alaşımında ise yaklaşık olarak % 11 oranında aştığını bildirmişlerdir. Aynı zamanda, yükün boşaltması sürecinin tamamında lineer dışı bir davranışın geçerli olduğuna dikkat çekilmiştir. Lineer geri dönüş esası, atomik bağ büzülmesine dayanan elastik davranışın bir sonucu olduğunda göre, lineer olmayan geri dönüş, mikropplastik gerinim olarak değerlendirilmiştir. Elastik gerinime ilave olan mikropplastik gerinimlerin dislokasyon hareketine dayandığı ve elastik olmayan bir etkiyi yansıttığı; tümüyle geri dönebilir özellikte bulunduğu ve anelastik gerinim olarak da değerlendirilebileceği bildirilmiştir. Mikropplastik gerinimin esasen büyük ölçekli plastisiteden farklı olduğu; bunların yük boşaltma öncesindeki deformasyonda oluşan bariyerleri aşmadığı ve yeni dislokasyon ağı veya düğüm birikimi oluşturmadığı da Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından belirtilmiştir.

Alüminyum alaşımında lineerlikten en fazla sapmanın, ön germeden hemen sonra yapılan yüklemelerde gözleendiği; ön geriminin uygulanmasının ardından birkaç gün beklendikten sonra ise lineer olmayan etkinin minimize olduğu da Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından ifade edilmiştir. Söz konusu davranış, dislokasyonların birbirini yok etmesi (annihilation) etkisinin işareti olarak değerlendirilmiş ve geri dönüşteki mikroplastik gerinim faktörünün doğrulandığı bildirilmiştir. Bununla birlikte, Cleveland ve Ghosh (2002), yükleme esnasında dislokasyonların aktifleşmesinden ötürü dislokasyon yoğunluğunun arttığına; yük boşaltmada ise yok etme ve geri hareket (runback) ile dislokasyon yoğunluğunun azaldığına dair Ghosh tarafından yapılan tanımlamaları hatırlatmışlardır. Aynı araştırmacılar, Hart tarafından elastik olmayan deformasyon için ileri sürülmüş mikrokimyasal modele dikkat çekip, yük boşaltma ile beraber geri dönen anelastik geriminin ana kaynağının, anılan araştırmacı tarafından, bariyerlerdeki dislokasyon yığılmaları (pile-ups) olarak kabul edildiğini belirtmişlerdir.

Yük boşaltma ile ortaya çıkan geri dönüşte lineer olmayan etkiyi doğuran mikroplastisitenin gelişimi Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından açıklanırken, yük boşaltma öncesindeki deformasyonda oluşmuş dislokasyon altyapısı dikkate alınmıştır. Plastik akışın, engellerin kayma düzlemlerinde dislokasyon segmentleri tarafından sürekli ve daimi olarak aşılmasını içeren bir oluşumu ifade ettiğı; aynı zamanda, akmanın başlayabilmesinden önce, karşı koyan dislokasyon segmentlerinin birbirlerine ve bariyerlere karşı sıkıştırıldığı; süren deformasyon ile ve malzeme pekleştikçe birçok kayma düzleminde dislokasyonların kesiştiğı ve mobil olmayan düğümlerin sayıca fazlaştığı; akışa devam edebilmek için de birbirine karşı koyan daha fazla dislokasyon sıkıştırıldıkça (örneğin yığılmalarda, düğümlerde ve ormanlarda) mobil dislokasyonların ve ağ içerisindeki dislokasyonların yoğunluğun arttığı gözönünde bulundurularak, böyle bir yapıya ulaşılmasının ardından gerçekleştirilecek yük boşaltma sürecinin değerlendirilmesine geçilmiştir. Bu değerlendirmeler, Şekil 2.31’de görüldüğü gibi, $d\sigma/d\epsilon$ tanımıyla belirlenen anlık teğet modüllerinin, yük boşaltma esnasında gerilme düzeyine bağlı değişimine göre yapılmıştır. Belli ön gerinim veya gerilme düzeylerinden uygulanan yük boşaltmalarda teğet modüllerindeki değişimler, üç aşama ile karakterize edilmiştir. Yük boşaltmanın başlaması ile beraber gelen I aşamasında, teğet modülünde hızlı düşüşlerin ortaya çıktığı; sonraki II aşamasında ise düşüşlerin daha yavaş seyrettiğı gözlenmiştir. Gerilmenin sıfıra yaklaştığı III aşamasında, modülde yeniden hızlı düşüşler belirlenmiştir. Yük boşaltma sürecinin I ve II aşamaları arasındaki geçişler keskin iken, II ve III aşamaları arasındaki geçişlerin daha tedrici olduğu saptanmıştır. Ön geriminin düzeyi arttıkça, II ve III aşamaları arasındaki geçişlerde belirginliğin azaldığı; bu faktörün de yük boşaltma sürecinin tamamında lineer olmayan etkiyi artırdığı yorumlanmıştır. (Cleveland ve Ghosh; 2002)



(a)



(b)

Şekil 2.31 Tek eksenli çekme deneylerinde çeşitli ön gerinim ve gerilme düzeylerinden yapılan yük boşaltmalarda HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) saclarda ölçülen anlık teğet modüllerinin bu süreçlerdeki gerilmenin düzeyine bağlı olarak değişimi (Cleveland ve Ghosh, 2002)

Cleveland ve Ghosh (2002), yük boşaltmanın ilk aşamasında teğet modülünün başlangıç yüklemesinde ölçülen elastik değerinden sergilediği hızlı düşüşü, gerinimin geri dönüşünde, elastisiteye oranla daha kompliant bir mekanizmanın başlamakta olduğunun bir göstergesi şeklinde değerlendirmişlerdir. Zira söz konusu çalışmada, yük boşaltma için ölçülen teğet modüllerindeki düşüşler, lineer olmayan ya da mikropplastik kompiyans tanımlamaları ile dikkate alınmış ve modellenmiştir. Yük boşaltmanın başlangıcını ifade eden I aşamasında söz konusu olan teğet modülündeki hızlı düşüş veya lineer olmayan kompiyanstaki hızlı artışlar, gerilmeye az bir düşüş miktarına oranla, geri dönen gerinimin miktarının daha fazla olduğu anlamına gelmektedir. Bu davranış, deforme olan malzemede yükün boşaltılmaya başlaması ile birlikte, belli bir yönde hareket eden tüm mobil dislokasyonların anlık olarak ters yönde harekete başlaması ile açıklanmıştır. Söz konusu aşamada lineer olmayan kompiyans, elastik kompiyansın % 6'sı ile % 10'u arasında ölçülmüş olduğundan, elastik geri esnemeye oranla % 6 ile % 10 arasında daha fazla geri dönüşün meydana geldiği değerlendirilmiştir. Başlangıç

itibariyle kaydedilen bu düşüşün, gerilmenin düzeyini, yığılmaların art gerilmesi ile bariyer dayanımının toplamına eşit olan malzemenin iç gerilmesine indirgediği belirtilmiştir. Yük boşaltma sürecinin ilerleyen aşamalarında, azalan gerilme ile birlikte teğet modülü de düşüş göstermektedir. Burada, elastik gerinim ile birlikte oluşan ekstra gerinimin, deformasyon esnasında ortaya çıkmış, birbirini karşılıklı olarak iten çok sayıda mobil dislokasyonu bir arada tutamayan kristal kafesin büzülmesi ile gelişmiş olabileceği değerlendirilmiştir. Dolayısıyla, ekstra gerinim için itici faktörün, gerilmedeki düşüş şeklinde, elastik geri esneme ile aynı olduğu; ancak, ekstra gerinimin birbirine karşı koyan dislokasyonların ters hareketi ile ortaya çıktığı bildirilmiştir. Yük boşaltmanın II olarak ifade edilen sonraki aşamasında, teğet modülündeki düşüş ve kompiyans artışı daha tedrici nitelikte gözlemiştir. Bu aşamada, dislokasyonların, deformasyon sırasında tane ve alt tanelerde oluşmuş yığılmalardan serbest kalarak çözülmesinin ön plana geçtiği düşünülmüştür. Teğet modüllerinin en düşük düzeyde, lineer olmayan kompiyansın ise çok daha yüksek değerlerde gözlemlendiği III aşamasında ise, yığılmalardaki dislokasyonların yanısıra, hücre duvarlarında karşılıklı olarak ikizlenmiş dislokasyonların ve dislokasyon düğümlerinin çözülerek ters yöne doğru hareket ettiği; dolayısıyla, yük boşaltmanın bu son aşamasında, daha fazla sayıda mobil dislokasyon ile daha yüksek mikroplastik gerinim değerlerinin geri esneme gerinimine katkıda bulunduğu ifade edilmiştir. (Cleveland ve Ghosh, 2002)

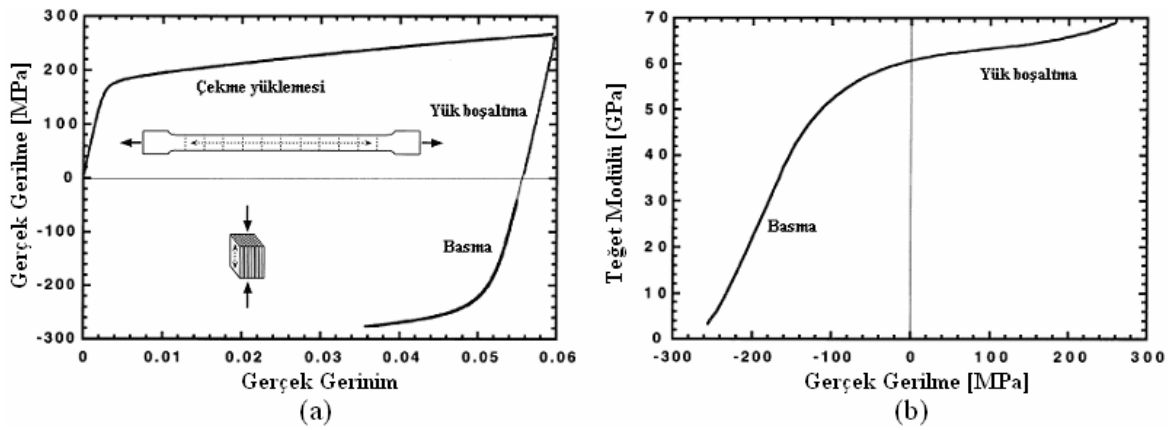
Hull ve Bacon, tümüyle geri dönebilen mikroplastik gerinim için, Burgers vektörü b , mobil dislokasyon yoğunluğu ρ (birim hacimdeki mobil dislokasyon çizgilerinin uzunluğu) ve mobil dislokasyonlar arasındaki ortalama mesafeyi ifade eden x değerine bağlı olarak (2.6) eşitliğini ileri sürmüşlerdir (Cleveland ve Ghosh, 2002).

$$\epsilon_{mp} = b \rho x \quad (2.6)$$

Söz konusu eşitlikten de anlaşılacağı üzere, yük boşaltma süreçlerinde gözlemlendiği gibi, mobil dislokasyon yoğunluğunda meydana gelen artış ile geri dönebilen mikroplastik gerinim değerleri artacaktır. Artan deformasyon ile dislokasyon yoğunluğunda meydana gelen artışların, anlık ölçülen teğet modülünü düşürmesi ile beraber, mikroplastik gerinimin geri esneme gerinimine olan katkısını daha yüksek kılacağı Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından değerlendirilmiş; deneysel olarak da gözlenmiştir.

Yüksek dayanımlı çelik ve 6022-T4 alüminyum alaşımından sacların tek eksenli çekilmesi ve belli bir ön gerinim düzeyinden itibaren yapılan yük boşaltılmanın ardından, Şekil 2.32a'da görüldüğü gibi, ters yönde gerçekleştirilen bir yüklemde malzemenin sergilediği davranış da Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından deneysel olarak irdelenmiştir. Söz konusu amaç

doğrultusunda, uzun bir tek eksenli çekme deney numunesi % 6'lık gerinime kadar çekilmiş; deforme olan numunenin daraltılmış kısmı küçük parçalara bölünmüş; bu parçalar üst üste yapıştırılıp blok haline gerilmiş; bu blokların yüzeyleri işlenmiş ve basma deney numuneleri oluşturulmuştur. Alüminyum alaşımında, belirtilen ön çekme geriniminden sonra uygulanan basma (ters yükleme) ile anlık teğet modülünde gözlenen değişim, söz konusu gerinimdeki yük boşaltma sürecine ait III aşamasının devamı olarak Şekil 2.32b'de görülmektedir. Çekme zorlaması altındayken yapılan yük boşaltmada, dislokasyon alt yapısının kısmen çözülmesi ile mobil dislokasyonların sayısındaki artış ve dislokasyon hareketlerine dayalı lineer dışılığın, diğer bir ifade ile geri dönebilir mikroplastik gerinimlerin, bu sürecin son aşamasının devamı niteliğindeki ters yükleme (basma) sürecinde de etkin olduğu anlaşılmıştır.

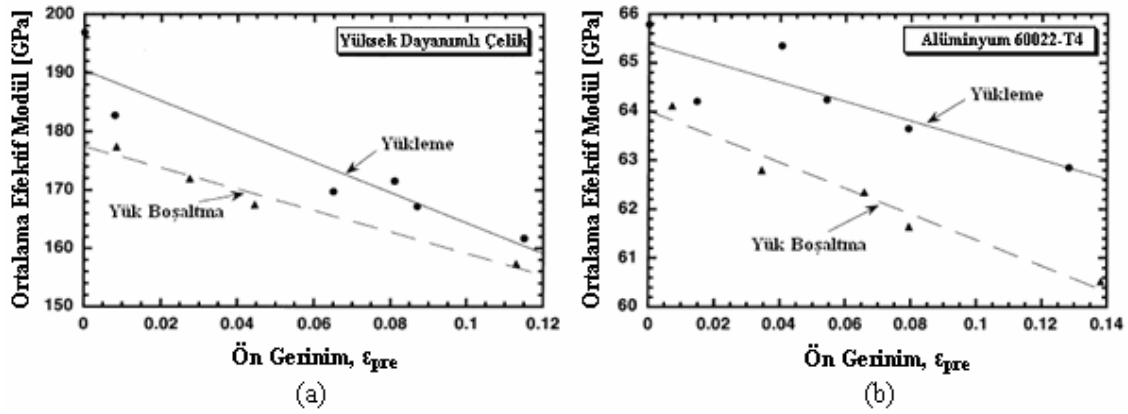


Şekil 2.32 Alüminyum alaşımından (6022-T4) sac malzemenin % 6'lık ön gerinim değerine kadar tek eksenli olarak çekilmesi ve bu gerinim düzeyinden yapılan yük boşaltmayı takiben ters yükleme (basma) sürecinin gerçek gerilme – gerçek gerinim (a) ve teğet modülü – gerçek gerinim (b) diyagramları ile ifade edilmesi (Cleveland ve Ghosh, 2002)

Cleveland ve Ghosh (2002), sonlu elemanlar yöntemine dayalı analizler ile saclarda geri esneme tahminlerinde bulunan simülasyon yazılımlarının yükleme ve yük boşaltmalardaki geri dönebilir mikroplastik gerinimi veya anelastik etkiyi dikkate almadan, bu süreçlerdeki gerilme – gerinim davranışını lineer olarak kabul etmesinin, geri esneme tahminleri açısından %10 ile %20 arasında hatalara yol açabileceğini bildirilmişlerdir. Söz konusu çalışmada, bir mikroplastik kompiyans modeli tanıtılarak, FE analizlerinde uygulanması tavsiye edilmiştir.

Cleveland ve Ghosh (2002), Morestin ve Boivin tarafından yapılmış olan çalışmaya atıfta bulunarak, söz konusu çalışmada farklı plastik gerinim değerlerinde ölçülen ve gerinim ile düşüş eğilimi arz eden modülleri geri esneme modülü olarak değerlendirmişlerdir. Yüksek dayanımlı çelik ve 6022-T4 alüminyum alaşımından sac malzemeler ile yapılan bu çalışmada,

akma noktasına kadar olan bölgenin başlangıç ve bitiş noktalarını birleştiren düz hattın eğimi geri esneme modülü olarak nitelendirilmiş; daha ayırt edici bir tanımlamaya başvurularak, yük boşaltma süreçleri için efektif yük boşaltma modülü; yükleme süreçleri için ise efektif yükleme modülü terimleri kullanılmıştır. İki farklı sac malzemeye uygulanan ön gerinin miktarı ile yüklemelerde ve yük boşaltmalarda saptanan efektif modül değerlerinin sergilediği düşüşler Şekil 2.33'te görülmektedir. Modüllerde gözlenen bu düşüşler, yükleme ve yük boşaltmalardaki geri dönenebilen mikroplastik gerinin artan deformasyon veya dislokasyon yoğunluğu ile artmasına ve elastik olmayan söz konusu etki nedeniyle de gerilme – gerinim bağlantısının lineer davranıştan sergilediği sapmanın artmasına dayandırılmıştır.



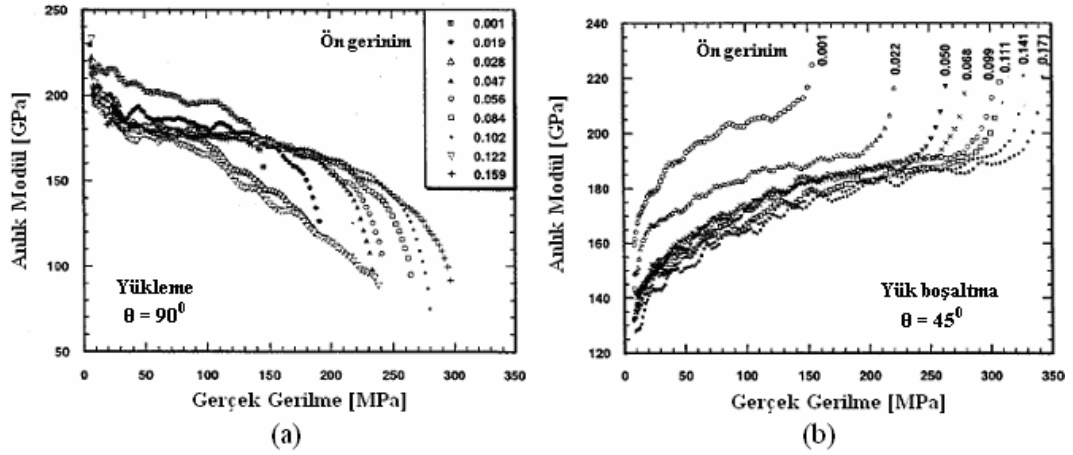
Şekil 2.33 Tek eksenli çekme deneylerindeki yükleme ve yük boşaltma süreçleri için tanımlanan ortalama efektif modülün HSS (a) ve 6022-T4 alüminyum alaşımından (b) saclar üzerinde çekme doğrultusunda uygulanan gerçek ön gerinim ile değişimi (Cleveland ve Ghosh, 2002)

Atomlararası bağ kuvvetine dayalı fiziksel bir özellik olan elastiklik modülü yerine efektif modül değerlerinin dikkate alınmasının, özellikle yüksek deformasyon miktarlarına ulaşılan sac şekillendirme işlemlerindeki geri esneme tahminlerini belli oranlarda iyileştireceği; geri dönüşlere mikroplastisitenin katkısını dikkate alan bir kompiyans denkleminin kullanılması suretiyle de daha hassas yaklaşımlar sağlanabileceği Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından ifade edilmiştir.

Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından yapılan çalışmada ortaya konan sonuçlara benzer sonuçlar, alüminyum ile (özel) dinlendirilmiş kalitede (AKDQ) çelik sac malzeme üzerinde Luo ve Ghosh (2003) tarafından gerçekleştirilen çalışmada da elde edilmiştir.

Luo ve Ghosh (2003) tarafından AKDQ çelik sacın haddeleme yönüne 45° 'lik ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, çekme doğrultularındaki farklı ön gerinim değerlerinden itibaren yapılan yükleme ve yük boşaltmalarda anlık ölçülen teğet

modüllerinin, iki süreçte de gerilme düzeyi ile saptanan değişimleri Şekil 2.34'te verilmiştir. Yüklemede gerilmenin artması; yük boşaltmada ise azalması ile beraber teğet modüllerinde gözlenen düşüşler, lineer kurala uymayan ve elastik olmayan mikroplastisite ile açıklanmıştır. Tümüyle geri dönebilir nitelikteki mikroplastik gerinimlerin gelişimi, önceki çalışmada olduğu gibi, yük boşaltmanın ilk aşamalarında dislokasyonların geri hareketi veya geriye kavislenmesine, yük boşaltmanın ilerleyen aşamalarda da hücre duvarlarında ortaya çıkan kısmi çözülmelere dayandırılmıştır.

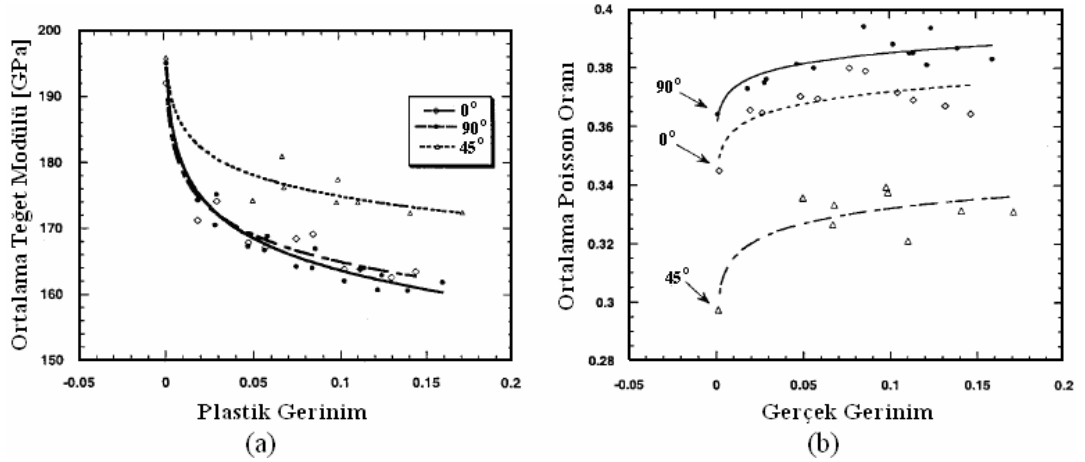


Şekil 2.34 Haddeme yönüne 90°'lik doğrultuda çeşitli gerçek ön gerinim düzeylerinden tek eksenli çekme ile yapılan yüklemelerde (a) ve haddeme yönüne 45°'lik doğrultuda tek eksenli çekme sonrası çeşitli gerçek ön gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalarda (b) AKDQ çelik sacın anlık teğet modüllerinin gerçek gerilme düzeyi ile sergilediği değişimler (Luo ve Ghosh, 2003)

Luo ve Ghosh (2003) tarafından ele alınan AKQD çelik sac malzemedede de ön gerinimde, yani dislokasyon yoğunluğundaki artışların, geri dönebilen mikroplastik gerinim katkısının daha da artmasında ve teğet modüllerinin daha fazla düşüş sergilemesinde; söz konusu etkiye paralel olarak da gerilme – gerinim davranışının lineer davranıştan daha fazla uzaklaşmasında rol oynadığı belirtilmiştir. Bu çalışmada, Cleveland ve Ghosh (2002) tarafından yapılmış olan çalışmadakine benzer yöntem uygulanarak, AKDQ çelik sac malzeme, haddeme yönünde 0.068'lik gerçek ön gerinim değerine kadar tek eksenli çekme ile deforme edilmiş ve yük boşalmayı takiben ters yükleme (basma) deneyi gerçekleştirilmiştir. Dislokasyon alt yapısına dair hücre duvarlarının yük boşaltmada çözülmeye başlaması ile mobil dislokasyonların sayısı ve aktivitesindeki artışın ters yönde de etkinliğini sürdürdüğü; mikroplastisitenin katkısından ötürü teğet modüllerindeki düşüş ile beraber, malzemenin iç dayanımında meydana gelen azalmanın makroplastik akışı kolaylaştırdığı ifade edilmiş; bunun da Bauschinger etkisini gösteren erken akma şeklinde yansıdığı belirtilmiştir.

Luo ve Ghosh (2003), dislokasyonlara dayanan geri dönebilir mikroplastik gerinimin aynı zamanda anelastik gerinim olarak da değerlendirilebileceğini, tek kristalde Sheh ve Stouffer tarafından yapılan çalışmaya atfen bildirmiş; yük boşaltmada dislokasyon yığılmalarındaki art gerilmelerden kaynaklanan anelastik geri akışın da iyi bilinen bir oluşumu ifade ettiğini hatırlatmışlardır. Genel anlamda mikroplastisitenin zamana bağlılığının mümkün olabileceği Luo ve Ghosh (2003) tarafından ifade edilmekle birlikte, AKDQ çeliğinden sac üzerinde yapılan çalışmada, mikroplastik gerinimlere dair ölçülebilir düzeyde bir zamana bağlılığın veya visko-elastik etkilerin ortaya çıkmadığı, anılan araştırmacılar tarafından vurgulanmıştır.

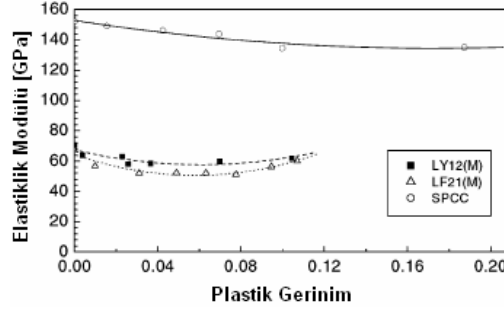
Haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanmış olan tek eksenli çekme deneylerinde, AKDQ çelik sacın farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalardaki anlık teğet modülü ve Poisson oranı değerlerinin ortalaması ile gerçek plastik gerinim arasındaki bağıntılar, Luo ve Ghosh (2003) tarafından Şekil 2.35'teki gibi elde edilmiştir.



Şekil 2.35 Haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma sürecinde AKDQ çelik sacın ortalama teğet modülü (a) ve ortalama Poisson oranı (b) değerlerinin çekme doğrultularındaki gerçek plastik gerinim ile değişimi (Luo ve Ghosh, 2003)

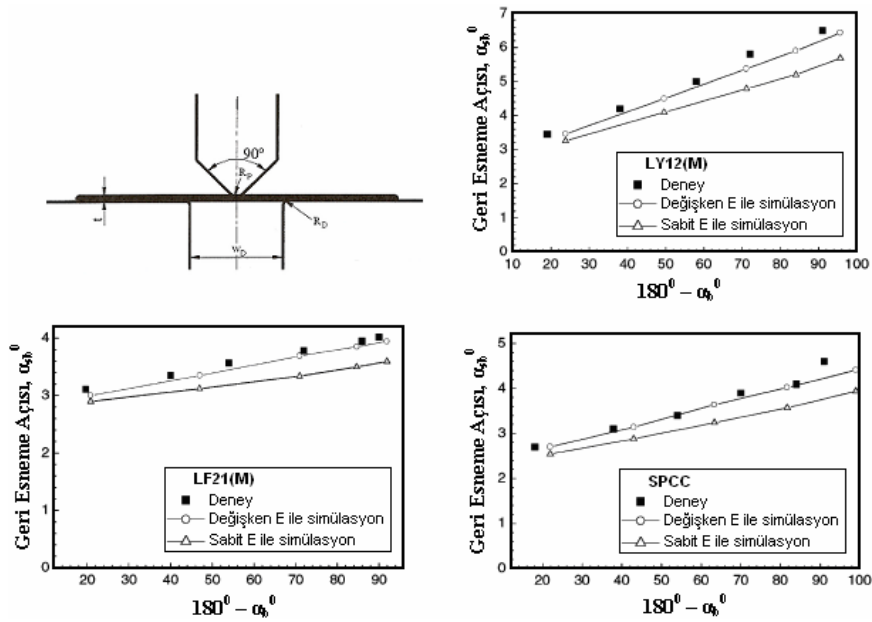
Luo ve Ghosh (2003) tarafından tek eksenli çekme deneyleri ile AKDQ çelik sac üzerinde yürütülen çalışmada, çeşitli gerinim düzeylerinden itibaren yapılan yük boşaltmalarda ölçülen teğet modülü ve Poisson oranı değerlerinin ortalamasının gerinime bağlı değişim sergilemesi, dislokasyon hareketlerine dayalı mikroplastik gerinim katkısı ile bağdaştırılmıştır.

Li vd. (2002) tarafından yapılan çalışmada, LY12(M), LF21(M) ve SPCC olarak anılan ve kalınlığı 1 mm olan saclarda, plastik gerinim ile elastiklik (Young) modülünün Şekil 2.36'da ifade edilen değişimleri dikkate alınarak, bir serbest V-bükme işleminde ortaya çıkan geri esnemelerin tahminlerinde sağlanabilecek iyileştirmeler araştırılmıştır.



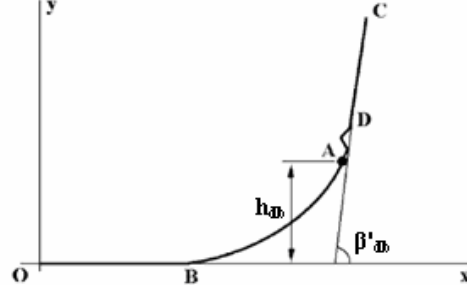
Şekil 2.36 LY12(M), LF21(M) ve SPCC olarak anılan üç farklı sac malzemesinde plastik gerinime bağlı olarak elastiklik modülünde ifade edilen değişimler (Li vd., 2002)

Li vd. (2002), ele alınan LY12(M), LF21(M) ve SPCC sac malzemelerinin serbest V-büküm işlemlerinde ölçtükleri geri esneme açısı α_{sb} değerlerinin büküm açısı α_b değerlerine göre değişimini FEM tahminleri ile karşılaştırmışlardır. İşlemlerdeki büküm açısı $\alpha_{bb}^0 = 180^\circ - \alpha_b^0$ olarak alınmakta; α_b de büküm kolları arasındaki açıyı ifade etmektedir (Şekil 2.37). Geri esneme tahminlerde, geliştirilen iki boyutlu bir elastik-plastik sonlu elemanlar yazılımından faydalanılmıştır. Üslü kurala uyan pekleşme davranışı esas alınarak yapılan analizlerden, sabit ve plastik gerinimin fonksiyonu olarak değişken elastiklik modülleri kullanılmak suretiyle tahmin edilen geri esneme açıları ile deneysel sonuçlar arasındaki karşılaştırma Şekil 2.37’de görülmektedir. Üç malzeme için de modülün deformasyon ile değişim bağıntılarının dikkate alındığı simülasyonlarda, deneysel sonuçlara daha yakın tahminler elde edilmiştir.



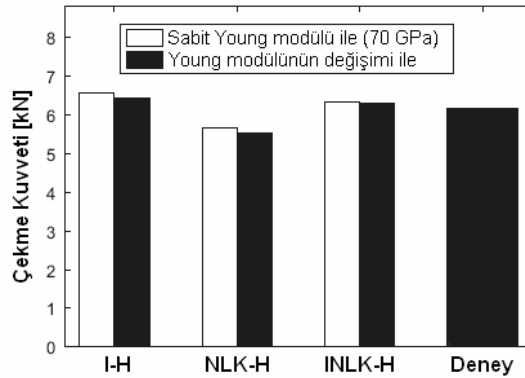
Şekil 2.37 Bir serbest V-bükme işleminin FEM simülasyonunda LY12(M), LF21(M) ve SPCC olarak anılan saclar için sabit ve deformasyona göre değişken elastiklik modülü yaklaşımları ile elde edilen geri esneme açılarının büküm açlarına bağlı olarak deneysel sonuçlarla karşılaştırılması (Li vd., 2002)

Modül ile ilgili benzer bir çalışma da Zang vd. (2007) tarafından, 1.3 mm'lik kalınlığa sahip AA 2024-T3 alüminyum alaşımından sac malzemeye, süzdürme deneyleri ile uygulanmıştır. Deney numunelerinde ortaya çıkan geri esnemeyi değerlendirmek üzere tanımlanmış olan boyutlar (h_{db} yüksekliği ve β'_{db} açısı) Şekil 2.38'de görülmektedir.



Şekil 2.38 Alüminyum alaşımından (AA 2024-T3) sac malzemeye uygulanan süzdürme deneylerinde numunelerdeki geri esnemeyi ölçmek üzere tanımlanmış boyutlar (Zang vd., 2007)

Zang vd. (2007), seçtikleri alüminyum alaşımından sac üzerinde, plastik deformasyon ile elastiklik (Young) modülünün ifade edilen değişimini dikkate almak ve almamak suretiyle bir çalışma yapmışlardır. Söz konusu çalışmada, Chaboche (Lemaitre-Chaboche) tarafından ileri sürülmüş lineer olmayan kinematik sertleşme (NLK-H) kuralı ve izotropik sertleşme (I-H) kuralı ile birlikte, bu iki kuralın kombinasyonunu ifade eden izotropik lineer olmayan kinematik sertleşme (INLK-H) kuralı ve Hill-1948 akma kriteri kullanılmış; ABAQUS kodu ile yürütülen FE analizlerinden, süzdürme deneylerindeki çekme kuvvetine ve geri esnemeye yönelik tahminlerde bulunulmuştur. Söz konusu tahminler ile deneysel sonuçlar arasında yapılan karşılaştırmalar Şekil 2.39 ve Çizelge 2.4'te görülmektedir.



Şekil 2.39 Alüminyum alaşımından (AA 2024-T3) saca uygulanan süzdürme deneylerinden ölçülen çekme kuvvetinin çeşitli sertleşme kurallarına ve Young (elastiklik) modülünün deformasyon ile ifade edilen değişiminin dikkate alınma durumuna göre yürütülen FE analizlerinin sonuçları ile karşılaştırılması (Zang vd., 2007)

Çizelge 2.4 Alüminyum alaşımından (AA 2024-T3) saca uygulanan süzdürme deneylerinde numunelerde tanımlandığı gibi ölçülen geri esnemenin çeşitli sertleşme kurallarına ve Young (elastiklik) modülünün deformasyon ile ifade edilen değişiminin dikkate alınma durumuna göre yürütülen FE analizlerinin sonuçları ile karşılaştırılması (Zang vd., 2007)

Sertleşme Kuralı	Young (Elastiklik) Modülü	h [mm]	β'_{ab}
I-H	Sabit, E = 70 GPa	15.56	26.62 ⁰
	E = f($p_{\underline{\epsilon}}$)	19.26	35.87 ⁰
NLK-H	Sabit, E = 70 GPa	11.90	16.14 ⁰
	E = f($p_{\underline{\epsilon}}$)	14.28	21.48 ⁰
INLK-H	Sabit, E = 70 GPa	13.91	21.41 ⁰
	E = f($p_{\underline{\epsilon}}$)	16.91	29.39 ⁰
Deneysel		15.0 – 18.6	27.0 ⁰ – 33.5 ⁰

Zang vd. (2007) tarafından AA 2024-T3 alüminyum alaşımından sac ile yapılan çalışmada, gerek çekme kuvvetine, gerekse geri esnemeye yönelik en başarılı FEM tahmininin, elastiklik modülünün deformasyon ile değişimi dikkate alınarak, aynı zamanda da INLK-H kuralının ve Hill-1948 akma kriterinin birlikte kullanılması suretiyle ortaya çıktığı görülmektedir. Ters yüklemede Bauschinger etkisini dikkate almayan I-H modelinin çekme kuvvetini ve geri esnemeyi daha yüksek değerlerde öngördüğü; Bauschinger etkisini olduğundan fazla öngören NLK-H kuralının ise düşük çekme kuvveti değerleri ve geri esneme tahminlerinde bulunduğu; elastiklik modülünün deformasyon ile belirtilen değişiminin dikkate alınmasının ise, tüm modeller ile öngörülen çekme kuvvetini bir miktar azalttığı; geri esneme değerlerine yönelik öngörüler ise genel itibarıyla artırdığı da Zang vd. (2007) tarafından bildirilmiştir.

2.2 Takım Geometrisi ve İşlem Parametreleri

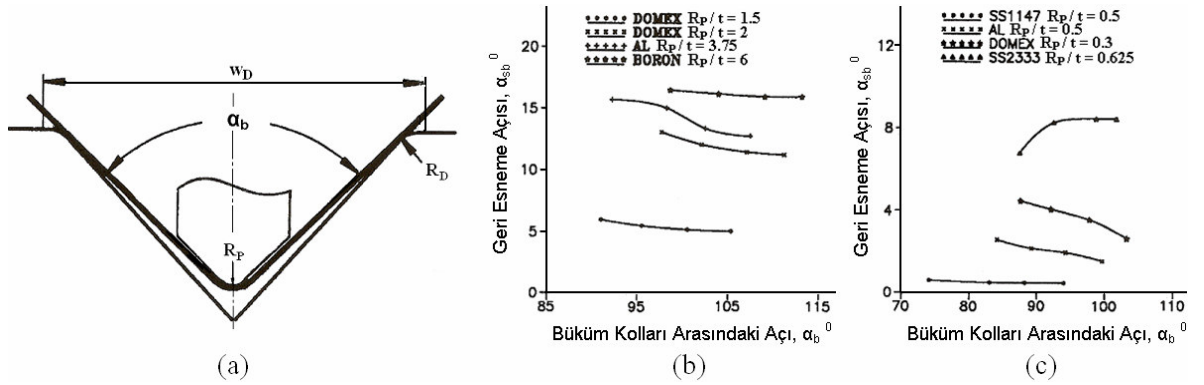
Sac şekillendirmedeki geri esnemeler üzerine yalnız malzeme özellikleri değil, aynı zamanda takım geometrisi ve işlemsel parametreler de önemli rol oynamaktadır. Doğru bir geri esneme tahmini için, sac malzemenin özellikleri ile kullanılan takım ve işlem parametrelerinin birlikte değerlendirilmesi gerekmektedir. Zira sac malzemenin veya parça geometrisinin değiştirilmesi gibi bir olanak söz konusu değilse, takım geometrisi üzerinde bazı modifikasyonlara gitmek veya işlemdeki parametreleri değiştirmek suretiyle, geri esnemeleri belli bir oranda kontrol altında tutabilmek mümkündür ve sıkça uygulanmaktadır.

Basit bir bükme işlemi ele alınacak olursa (Şekil 2.1), büküm yarıçapının sac kalınlığına oranı R_b/t , bir işlem parametresi olarak değerlendirilebilmektedir. Diğer bütün parametreler sabit tutulduğunda, söz konusu oranın yüksek değerler arz etmesi, (2.1) eşitliğinden de anlaşılabileceği

üzere, ortaya çıkan açısız geri esnemenin de yüksek olacağını göstermektedir. Diğer bir ifadeyle, büküm yarıçapının artması veya sac kalınlığının azalması, geri esnemeyi teşvik edici yönde rol oynamaktadır. Aynı büküm yarıçapları için, ince saclardaki geri esnemenin, kalın saclara oranla daha fazla olacağı beklenebilir. Leu (1997) tarafından yapılan çalışmada elde edilmiş olan ve Şekil 2.17’de sunulan grafikten de görüleceği üzere, düşük $t/2R_b$ oranlarında, tanımlanan geri esneme oranı daha yüksek değerlere ulaşmıştır. Asnafı (2001) tarafından çift eğrilik verilmiş oto-gövde panelleri üzerinde yapılan incelemede, sac kalınlığının ve eğriliğin artması ile geri esnemelerde azalma kaydedilmiştir. Eğriliğin artması, stampa profil yarıçapı değerinin azalması anlamına gelmektedir.

Ayrıca, sac genişliği arttıkça bükme işlemlerinde düzlem gerinim hali etkinlik kazanmakta; bükme momenti ile beraber geri esneme değerleri de artış göstermektedir (Wang vd., 1993).

Tan vd. (1992) tarafından yapılan çalışmada, kalıpta gerçekleştirilen bir V-büküm işleminde, büküm kolları arasındaki açı α_b , stampa kavis yarıçapının sac kalınlığına oranı R_p/t ve kalıp ağız genişliğinin sac kalınlığına oranı w_D/t parametre olarak alınıp, farklı sac malzemelerde bunların geri esneme üzerindeki etkisi incelenmiştir. Stampingin ilerlemesi ve büküm açısının artması veya α_b açısının azalması ile geri esneme, bir malzemedekinin haricinde artarken, artan w_D/t ve R_p/t oranları ile geri esnemenin arttığı gözlenmiştir (Şekil 2.40). Ancak, w_D/t oranının geri esneme üzerine etkisinin, R_p/t oranına göre daha fazla olduğu saptanmıştır.

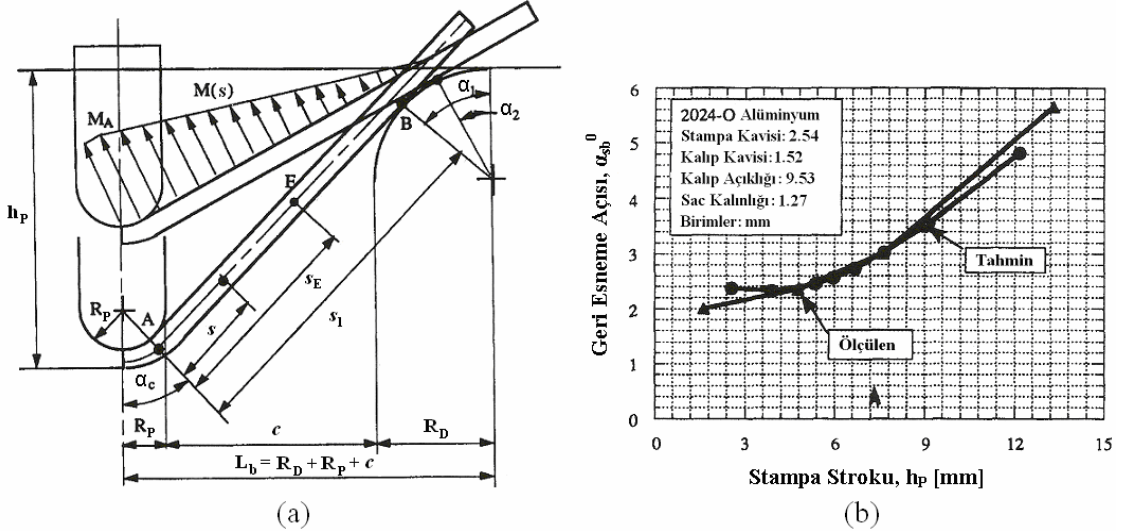


Şekil 2.40 Kalıpta gerçekleştirilen bir V-büküm işleminde (a) kalıp ağız genişliğinin stampa kavisine oranının 80/6 (b) ve 24/1 (c) olduğu kalıp setlerinde stampa kavis yarıçapının sac kalınlığına oranının farklı değerleri için büküm kolları arasındaki açı ile geri esneme açısının çeşitli sac malzemeler için değişimi (Tan vd, 1992)

Li vd. (2002) tarafından ele alınan bir serbest V-büküm işleminde, büküm açısı α_{bb} ile açısız geri esneme arasında saptanan bağıntılar Şekil 2.37’de verilmiştir. ($\alpha_{bb} = 180^\circ - \alpha_b$). Burada da büküm açısının artması ile geri esnemenin artış sergilediği görülmektedir.

Stampa ve kalıp ile gerçekleştirilen bir bükme işlemi ele alındığında, iki takım arasındaki büküm kolunun (Şekil 2.41a) uzun olması bükme momentinde artış anlamına gelmekte; bu da geri esnemeyi artıran bir faktör olarak değerlendirilmektedir. Zira büküm kolunun uzamakta olduğu bir serbest bükme işleminde, büküm kolunun kısalmakta olduğu kalıpta V-büküm işlemine göre daha fazla geri esneme gözlenmektedir. Dolayısıyla, kalıp açıklığını veya c ile ifade edilen kalıp ve stampa arasındaki boşluğu azaltmak, geri esnemeyi azaltmak için en etkin yöntemlerden biri olarak belirtilmektedir. (Wang vd., 1993)

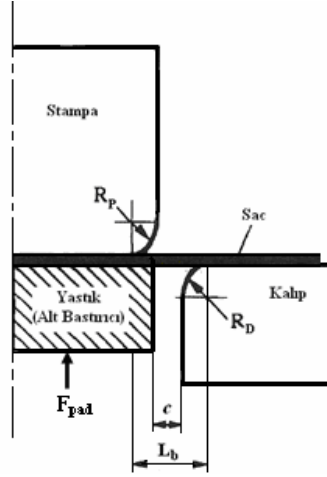
Sacın pekleşme davranışı $\sigma = K (\epsilon_0 + \epsilon)^n$ denklemi ile ifade edilmek ve Hill-1979 anizotropik akma kriteri esas alınmak suretiyle, Wang vd. (1993) tarafından, sacların düzlem gerinim hali altındaki bükme işlemlerini modellemek üzere BEND adı verilen bir yazılım geliştirilmiştir. Sacın kalınlığı doğrultusundaki lineer olmayan gerçek gerinim dağılımını dikkate alarak, elastik-plastik büküm işlemlerini modelleyen bu yazılım, alüminyum alaşımından bir sacın serbest V-büküm işlemindeki geri esneme açılarını Şekil 2.41b'de belirtildiği gibi tahmin etmiştir. Söz konusu değerlerin ölçülen geri esneme açılara yakınlığı dikkat çekicidir.



Şekil 2.41 Bir serbest V-büküm işleminde çeşitli bölgeler için moment hesaplamada kullanılan büküm kolları ve diğer boyutlar (a) ile stampa strokuna bağlı olarak ölçülen ve BEND programı ile tahmin edilen geri esneme açıları (b) (Wang vd, 1993)

Kalıp ile stampa arasındaki boşluk c değerinin serbest bükme işlemlerine göre daha küçük olduğu ve bükülmenin stampa kavisinin üzerinde gerçekleştiği kalıpta U-büküm işlemlerinde (Şekil 2.42), söz konusu açıklığın azaltılmasının yanısıra, parça tabanına F_{pad} olarak bir yastık kuvvetinin etki ettirilmesi ile de geri esneme azaltılabilmektedir. Söz konusu yastıklama, sac ile stampa arasındaki temasın devam etmesini sağlamakta; bunun için de bükme kuvvetinin

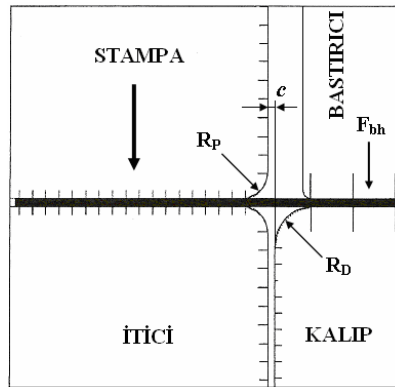
yaklaşık olarak % 30'u kadar bir kuvvet ihtiyacı gerekmektedir. İşlemden yastık kullanılmadığı durumda, tabana uygulanması gereken baskı için, bükme kuvvetinin yaklaşık olarak üç katı bir kuvvete ihtiyaç duyulmaktadır. (Wang vd., 1993)



Şekil 2.42 Sac parçanın tabanında yastıklama ile gerçekleştirilen bir U-büküm işleminde geri esnemeye etki eden karakteristik boyutlar (Wang vd., 1993)

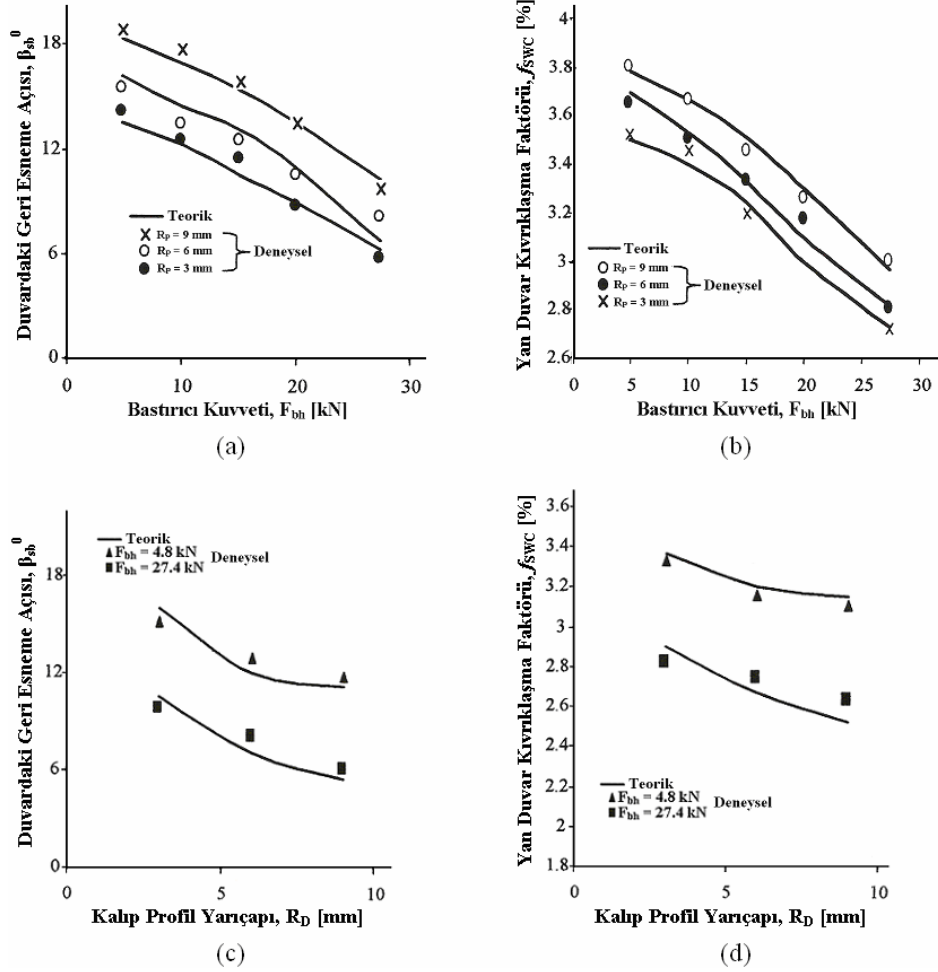
Huang ve Leu (1995) tarafından bastırıcısız olarak gerçekleştirilen U-büküm işlemindeki geri esnemelere dair yapılan incelemeler, kalıp ile stampa stampa arasındaki boşluk c , kalıp profil yarıçapı R_D ve sürtünme katsayısı μ değerlerindeki artışların geri esnemeyi artırıcı yönde rol oynadığını göstermiştir.

Yumuşak çelik (SAE 1008), paslanmaz çelik (AISI 304) ve alüminyum alaşımı (SAE 5754) olmak üzere üç farklı sac malzeme üzerinde Samuel (2000) tarafından yapılan çalışmada, bastırıcı kuvveti altında kalıpta gerçekleştirilen U-büküm işleminde (Şekil 2.43) ortaya çıkan açısız geri esnemeler ve yan duvar kıvrıklaşmaları incelenmiştir.



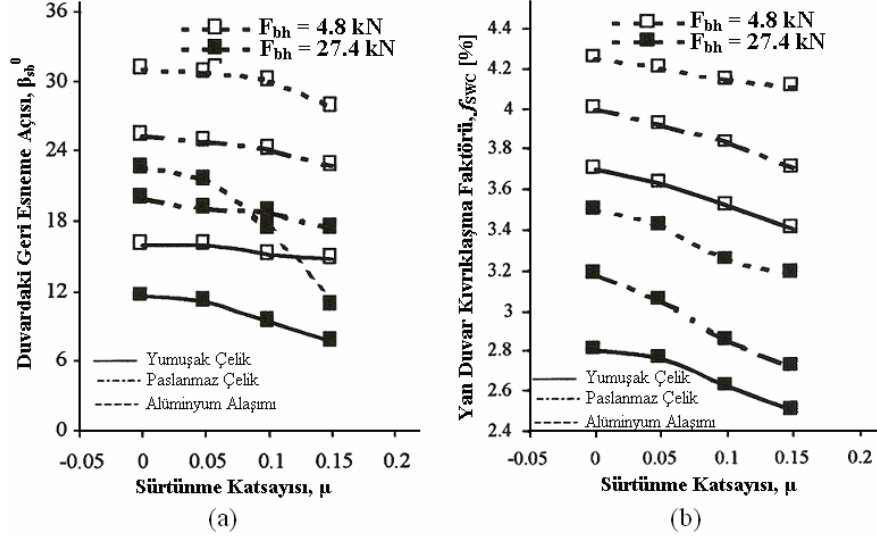
Şekil 2.43 Bir U-büküm işleminde sac parçanın yan duvarında ortaya çıkan kıvrıklaşmayı incelemek amacıyla kullanılan kalıp seti (Samuel, 2000)

Samuel (2000) tarafından yapılan çalışmada, geri esneme ve kıvrıklaşma eğiliminin en fazla alüminyum alaşımında ortaya çıktığı; yumuşak çelikte bu oluşumlara karşı eğilimin en düşük düzeyde olduğu saptanmıştır (Şekil 2.11a). Kıvrıklaşma, Şekil 2.11b’de verilen boyutlar ile karakterize edilmiştir. Söz konusu çalışmada, yumuşak çelikten sacın U-bükümünde, bastırıcı kuvveti F_{bh} ile stampa ve kalıp profil yarıçapı R_p ve R_D değerlerinin geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması üzerine etkisi deneysel ve teorik yaklaşım ile irdelenmiştir. Bu sacın U-büküm işleminde, stampa yarıçapının azaltılması, bastırıcı kuvvetinin artırılması sonucu açısız geri esneme ve kıvrıklaşmada azalma eğilimleri kaydedilmiştir (Şekil 2.44a-b). Yine işlemlerdeki bastırıcı kuvveti ile birlikte irdelenen kalıp profil yarıçapındaki artış ise, açısız geri esneme ve kıvrıklaşmada azalma eğilimlerinin gözlenmesine neden olmuştur (Şekil 2.44c-d). Söz konusu çalışmada, takım kavisleri ve bastırıcı kuvveti ile ilgili olarak geri esnemeyi azaltıcı yöndeki etkiler, çekme gerilmesindeki artışın yanında, yüksek orandaki plastik deformasyon sonucu ortaya çıkan pekleşme nedeniyle, enine gerilme gradyanındaki azalma ile bağdaştırılmıştır.



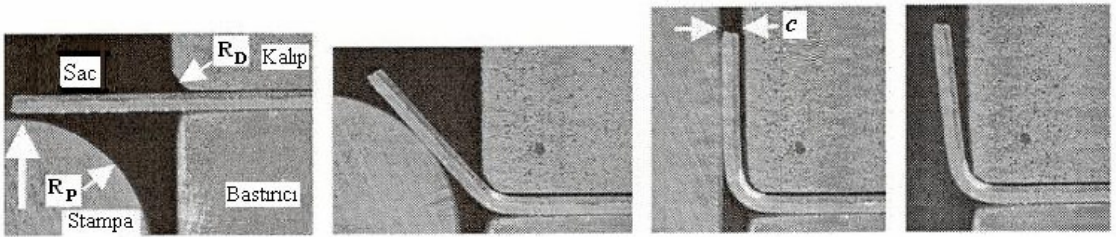
Şekil 2.44 Yumuşak çelikten bir sacın U-bükümünde bastırıcı kuvveti ile stampa ve kalıp profil yarıçapının geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması üzerine deneysel olarak ve teorik yaklaşıma göre belirlenen etkisi (Samuel, 2000)

Aynı çalışmada, üç malzeme üzerinde deneysel olarak elde edilen ve Şekil 2.45'te sunulan sonuçlara göre, uygulanan bastırıcı kuvvetine de bağlı olarak, artan sürtünme katsayısı μ ile açısal geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşmasında azalma eğilimi görülmektedir. Bu durum, artan sürtünme ile duvardaki çekme etkisinde meydana gelen artış ile açıklanmıştır.



Şekil 2.45 Yumuşak çelik, paslanmaz çelik ve alüminyum alaşımından sacların U-bükümünde bastırıcı kuvveti ve sürtünme katsayısının geri esneme (a) ve yan duvar kıvrıklaşması (b) üzerine deneysel olarak belirlenen etkisi (Samuel, 2000)

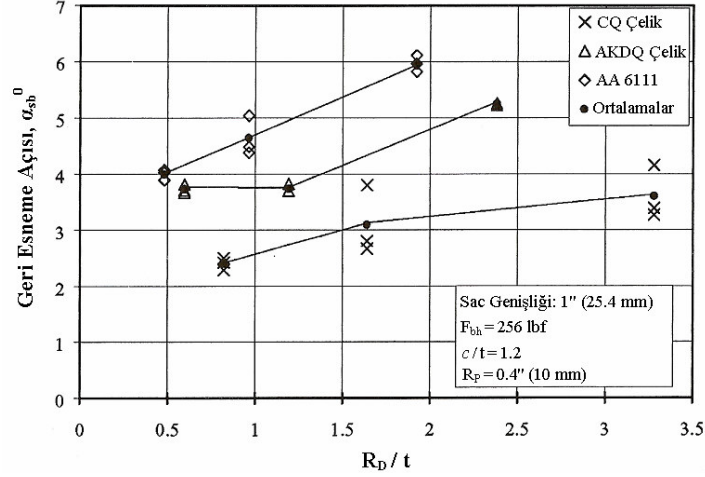
Bir düz kenar bükme (flanging) işleminde kullanılan kalıp setinin elemanları, geri esnemeye etki eden karakteristik boyutları, işlem adımları ve işlem sonrasında ortaya çıkan geri esneme Şekil 2.46'da görülmektedir (Livatyali ve Altan, 2001).



Şekil 2.46 Bir düz kenar bükme işleminde kullanılan kalıp seti elemanları, karakteristik boyutları, işlem adımları ve ortaya çıkan geri esneme (Livatyali ve Altan, 2001)

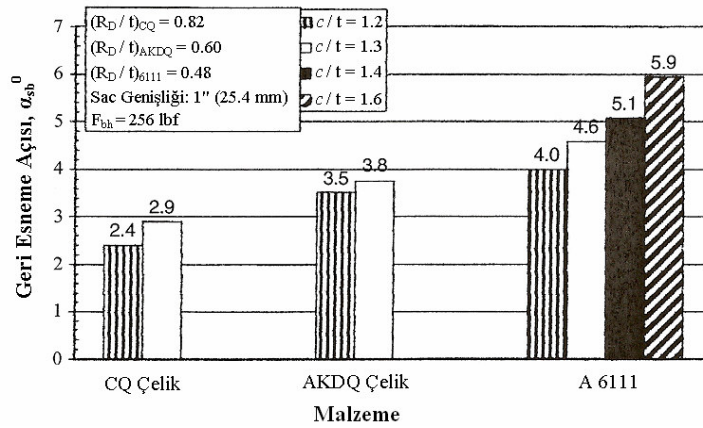
Ticari kalitede (CQ, Commercial Quality) bir çelik, AKDQ çelik ve alüminyum alaşımından (AA 6111) sac üzerinde, düz kenar bükmedeki işlem parametrelerinin geri esnemeye etkisi Livatyali ve Altan (2001) tarafından deneysel olarak incelenmiştir. Bu deneysel çalışmada, büküm bölgesini karakterize eden faktörlerden biri durumundaki kalıp profil yarıçapı R_D

değeri arttıkça, Şekil 2.47’den de görülebileceği üzere, bükülen kenarın geri esnemesinde artış eğilimi gözlenmiştir. Ayrıca, en fazla geri esnemenin, incelenen sac malzemeler arasında en düşük elastiklik modülü değerine sahip olan alüminyum alaşımında ortaya çıkması da dikkat çekmektedir. (Livatyali ve Altan, 2001)



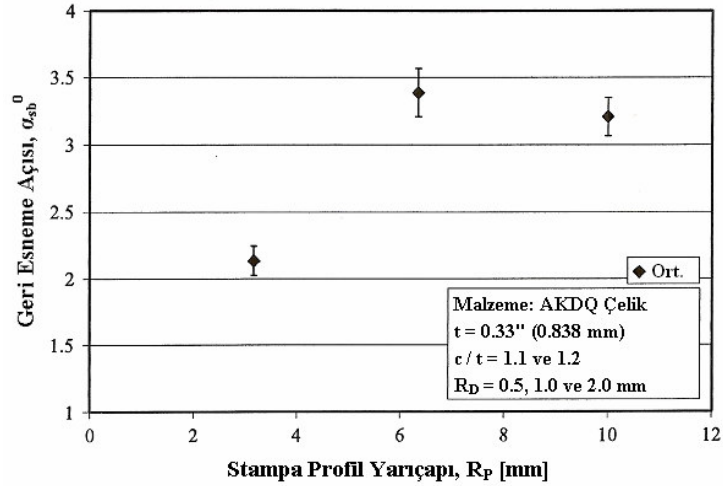
Şekil 2.47 Düz kenar bükme işleminde kalıp profil yarıçapının CQ ve AKDQ çelik ile alüminyum alaşımından saclardaki geri esnemeye etkisi (Livatyali ve Altan, 2001)

Kenar bükme işlemine kalıp ile stampa arasındaki boşluğun da geri esneme üzerine etki eden önemli bir parametre olduğu Livatyali ve Altan (2001) tarafından yapılan çalışmada ortaya konmuştur. Bu boşluğu ifade eden c değeri azaldıkça, açısıl geri esnemelerin de azalmakta olduğu Şekil 2.48’de görülmektedir. Zira kullanılan düzenekte söz konusu mesafenin kısa tutulması, sac parça kenarında büyük gerinimlerin ortaya çıkmasında rol oynamakta ve göreceli olarak elastik deformasyonun etkisini azaltmaktadır (Livatyali ve Altan, 2001).



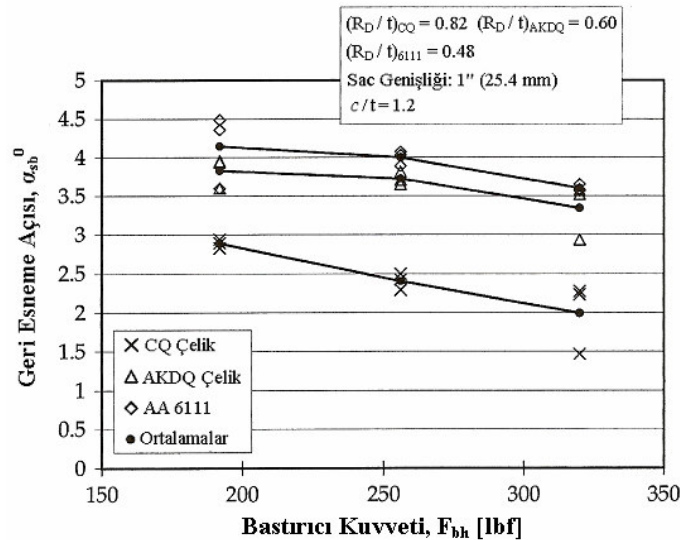
Şekil 2.48 Düz kenar bükme işleminde kalıp ile stampa arasındaki boşluğun CQ ve AKDQ çelik ile alüminyum alaşımından saclardaki geri esnemeye etkisi (Livatyali ve Altan, 2001)

Aynı çalışmada, stampa profil kavisinin geri esneme üzerine, ancak bir noktaya kadar kayda değer etkide bulunduğu saptanmıştır. Belli bir değere kadar artırılan stampa profil yarıçapı R_p ile geri esneme de artış göstermiş; bu noktadan sonra, yarıçaptaki artışın geri esneme üzerine önemli bir etkisinin olmadığı gözlenmiştir (Şekil 2.49).



Şekil 2.49 Düz kenar bükme işleminde stampa profil yarıçapının AKDQ çelik sacdaki geri esnemeye etkisi (Livatyali ve Altan, 2001)

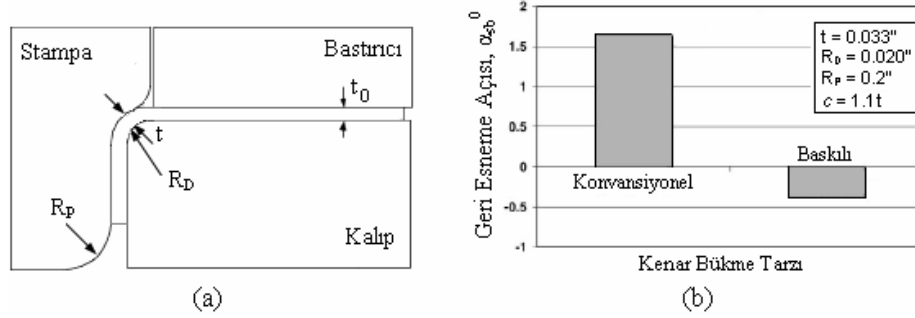
Kenar bükme işlemindeki geri esneme açlarına, işlemde uygulanan bastırıcı kuvvetinin de etkide bulunduğu, Livatyali ve Altan (2001) tarafından yürütülmüş olan deneysel çalışmada saptanmıştır. Artan bastırıcı kuvveti ile birlikte, Şekil 2.50'de görüldüğü üzere, geri esnemede azalmalar gözlenmiştir.



Şekil 2.50 Düz kenar bükme işleminde bastırıcı kuvvetinin CQ ve AKDQ çelik ile alüminyum alaşımından saclardaki geri esnemeye etkisi (Livatyali ve Altan, 2001)

Asnafl (2001) tarafından çift eğrilik verilmiş oto-gövde panelleri üzerinde yapılan çalışmada, ince saclar ve yüksek profil eğrilik yarıçapı değerleri ile birlikte, şekillendirme işlemindeki düşük bastırıcı kuvveti de geri esnemeyi artıran bir işlem faktörü olarak değerlendirilmiştir.

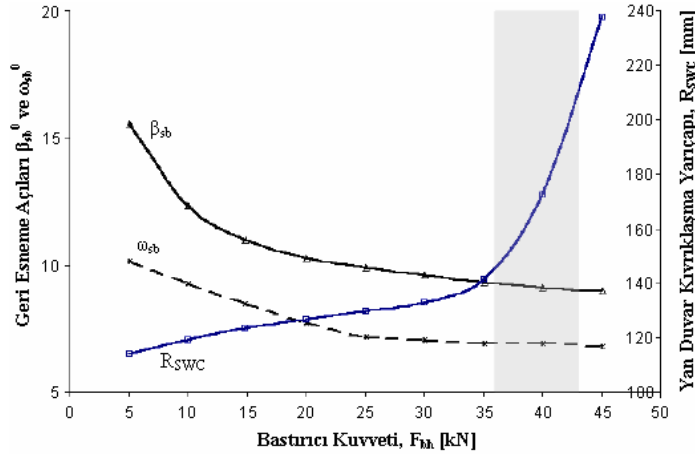
Livalyali vd. (2002) tarafından yapılan çalışmada ise, Livatyali ve Altan (2001) tarafından AKDQ çelik sacı üzerinde, kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve bastırıcı kuvvetinin geri esneme üzerine etkisine dair deneysel olarak elde edilmiş olan sonuçlar, çeşitli yazılımlar ile yürütülen simülasyon sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Aynı çalışmada, konvansiyonel kenar bükme ile baskılı kenar bükme (coin flanging) işlemlerindeki geri esnemeler arasında ortaya çıkabilecek farklılaşma da FEM simülasyonlarına başvurulmuş incelenmiştir. Baskılı kenar bükme işleminde (Şekil 2.51a) daha az açısal geri esnemenin meydana geldiği Şekil 2.51b’de görülmektedir.



Şekil 2.51 Baskılı kenar bükme işleminin esası (a) ve AKDQ çelik sacda kenar bükmenin baskı etkisi ile uygulanması halinde konvansiyonel kenar bükme işlemine göre geri esneme eğiliminde ortaya çıkan farklılaşma (b) (Livatyali vd., 2002)

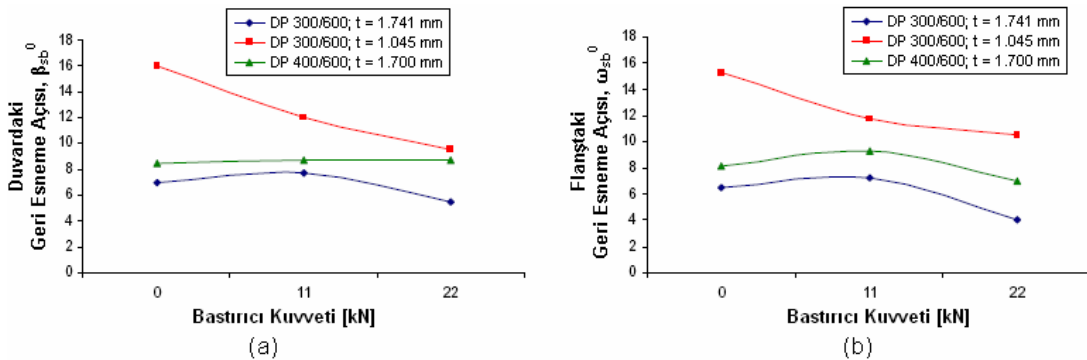
Chirita (2003) tarafından alüminyum alaşımından bir sac malzeme üzerinde yapılan çalışma, U-bükme işleminde bastırıcı kuvvetinin ve bu kuvvetin işlem sürecinde değiştirilmesinin geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması üzerindeki etkisini göstermektedir. Açısal geri esneme ve yan duvardaki kıvrıklaşmanın geometrisi Şekil 2.11b’de belirtildiği gibi karakterize edilirse, duvarda gözlenen ve $\beta'_b - 90^\circ$ olarak hesaplanan geri esneme açısı β_{sb} , flanşta ortaya çıkan ve $90^\circ - \omega'_b$ olarak hesaplanan geri esneme açısı ω_{sb} ile kıvrıklaşmaya dair eğrilik yarıçapı R_{swc} değerlerinin bastırıcı kuvveti ile Chirita (2003) tarafından belirlenen değişimi Şekil 2.52’de sunulmuştur. Artan bastırıcı kuvveti ile geri esneme açılarının azaldığı; kıvrıklaşmanın eğrilik yarıçapının arttığı (eğriliğin azaldığı) görülmektedir. Söz konusu etki, artan bastırıcı kuvveti ile gerilmenin kalınlıkta daha üniform olarak dağılmasına dayandırılmıştır. Bastırıcının geri esneme ve kırışma üzerine olumlu etkisine karşılık, yüksek bastırıcı kuvveti, şekillendirme işlemlerinde aşırı incelme ve yırtılmayı teşvik ettiğinden, buna dair bir sınırlandırmanın da

düşünülmesi gerekmektedir. Chirita (2003), işlem esnasında değişken bastırıcı kuvveti ile optimum bir çözümün sağlanabileceğini göstermiştir. Şekillendirme işlemine küçük bastırıcı kuvveti ile başlayıp; şekillendirmenin ilerleyen aşamasında kuvveti, geri esnemeyi azaltma bakımından öngörülen değerlere çıkartmanın, sabit bastırıcı kuvveti altında çalışma durumu ile yaklaşık aynı sonucu sağladığı, hatta biraz daha iyi sonuç verdiği bildirilmiştir.



Şekil 2.52 Alüminyum alaşımından bir sacın U-büküm işleminde bastırıcı kuvvetinin açısal geri esneme ve yan duvar kıvrıklaşması üzerine etkisi (Chirita, 2003)

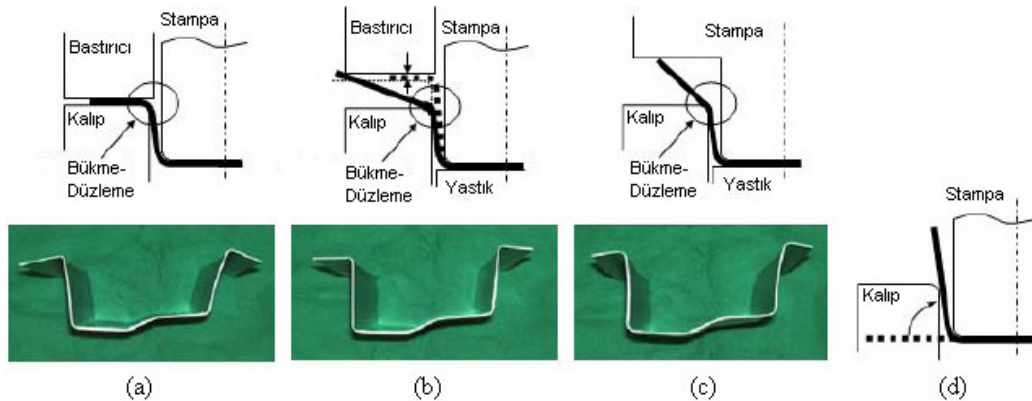
Son yıllarda, özellikle otomotiv sanayinde kullanım alanı hızla artan AHHS çelik saclarda, geri esnemenin kritik bir problem olduğu belirtilmektedir. Ragai ve Nemes (2005) tarafından yapılan çalışmada, farklı kalınlıklardaki DP 300/600 ve DP 400/600 çift fazlı çelik sacların çekmeli bükme işleminde sergilediği geri esneme davranışının bastırıcı kuvveti ile değişimi incelenmiştir. Geri esneme sonrası ortaya çıkan geometride, parça duvarındaki geri esneme açısı β_{sb} ve flanşta söz konusu olan açısal sapma ω_{sb} değerlerinin uygulanan bastırıcı kuvveti ile değişimi Şekil 2.53'te görülmektedir.



Şekil 2.53 Farklı kalınlıklardaki DP 300/600 ve DP 400/4600 çelik sacların çekmeli bükme işleminde duvardaki (a) ve flanştaki (b) geri esneme açılarının bastırıcı kuvveti ile değişimi (Ragai ve Nemes, 2005)

Ragai ve Nemes (2005) tarafından DP çelik saclar üzerinde yürütülen deneysel çalışmada, bastırıcı kuvvetinin geri esneme üzerine etkisinin kalın saclarda fazla belirgin olmadığı; ince sacda ise artan bastırıcı kuvveti ile duvarda ve flanştaki açısall geri esnemelerin önemli ölçüde azaldığı görülmüştür.

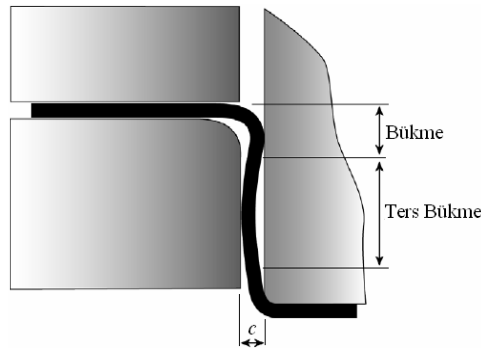
Şekillendirme sürecinde bastırıcının sac malzemeye etkiye zamanının düzenlenmesi suretiyle de geri esnemelere karşı önlem alınabilmektedir. Buna örnek olarak, AHHS çeliğinden bir sacın Şekil 2.54'te görülen formda şekillendirilmesi gösterilebilir. Söz konusu parçanın çekme yoluyla, Şekil 2.54a'da örneklenen işlemdeki gibi şekillendirilmesi halinde, bastırıcı kuvveti işlemin başından sonuna kadar etkiyecek; parçada açısall geri esneme ve kıvrıklaşma ortaya çıkacaktır. Parçanın şekillendirilmesinde, Şekil 2.54b'de gösterildiği gibi bir düzenlemeye gidilirse, bastırıcı kuvveti işlemin ortasından itibaren etki etmeye başlayacak ve bu etki işlem sonuna kadar sürecektir. Söz konusu işlem, yan duvar kıvrıklaşmasını azaltmaya dair en etkin yöntem olarak belirtilmektedir. Zira germe ve çekme işlemlerinin bir kombinasyonu şeklinde gerçekleştirilen bu düzenleme sayesinde, bükülme ve büküm sonrası düzlenme deformasyonu minimum düzeye indirgenmiş; şekillendirme sürecinin sonunda da büyük bir çekme kuvveti meydana getirilmiş olmaktadır. Söz konusu parça, Şekil 2.54c'de görüldüğü gibi germe etkisi altında da şekillendirilebilmekte; böylelikle flanşın son kademede şekillenmesi sağlanmakta; sac malzeme de az bir miktarda bükülme-düzlenme deformasyonuna maruz kalmaktadır. Eğer parça, Şekil 2.54d'de görüldüğü gibi bükme yoluyla şekillendirilirse, bu tip deformasyonlar ortaya çıkmayacağından, kıvrıklaşma minimum düzeyde kalacak; ancak, sac parçada açısall sapmalar beklenecektir. (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.54 Şekillendirme işleminde bastırıcı kuvvetinin etkiye zamanına göre bir AHHS çelik sacda geri esnemelerin kontrol altında tutulması (IISI Committee, 2005)

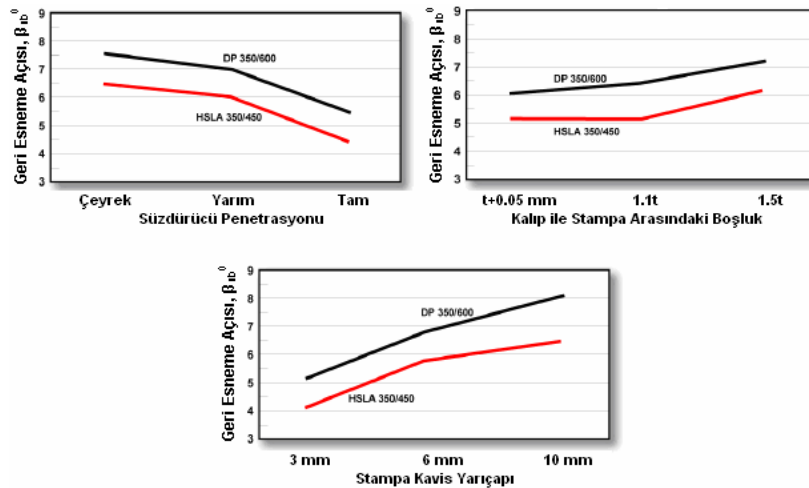
Geri esnemeleri kontrol etmenin en etkin yollarından birisi de kalıp ile stampa arasındaki boşluğun uygun bir değerde seçilmesinden geçmektedir. Bu boşluğun, şekillendirilebilirlik

durumunun ve pres kapasitesinin elverdiği oranda küçük seçilmesi, açısız geri esnemeleri azaltma adına bir önlem olarak düşünülebilmektedir. Zira boşluğun küçük tutulması, açısız değişimi minimize etmek üzere kalıp kavisinden ayrılan metalin ilave bükülme-düzlenme deformasyonunu kısıtlayacaktır (Şekil 2.55). Ancak, kalıp ile stampa arasındaki boşluğun çok küçük bir değerinde, örneğin sac kalınlığı kadar seçilmesinin, yan duvar kıvrıklaşma eğilimini artıracak bildirilmektedir. Söz konusu boşluk miktarının, AHSS çelik sacların çekme veya germe-çekme kalıplarında, sac kalınlığından %10; germe kalıplarında ise %30 oranında daha fazla alınması tavsiye edilmektedir. (IISI Committee, 2005)

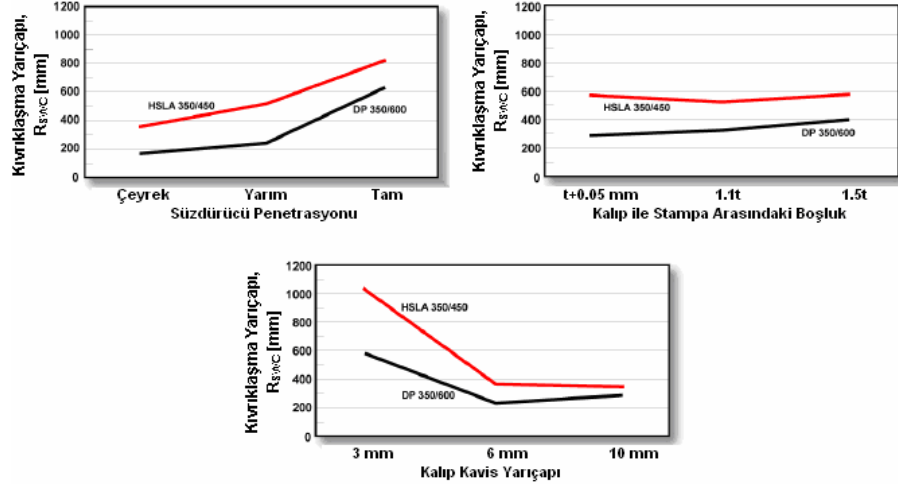


Şekil 2.55 Kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve geri esneme üzerine önemi (IISI Committee, 2005)

Süzdürücü ile uygulanan bir şekillendirme işlemi ele alındığında, süzdürme derinliği veya penetrasyonunun, kalıp ile stampa arasındaki boşluğun, kalıp ve stampa profil yarıçaplarının açısız geri esneme ve kenar kıvrıklaşması üzerine etkisi, HSLA çeliği ve AHSS çeliğinden saclar için Şekil 2.56-57’de karşılaştırılmıştır (IISI Committee, 2005).

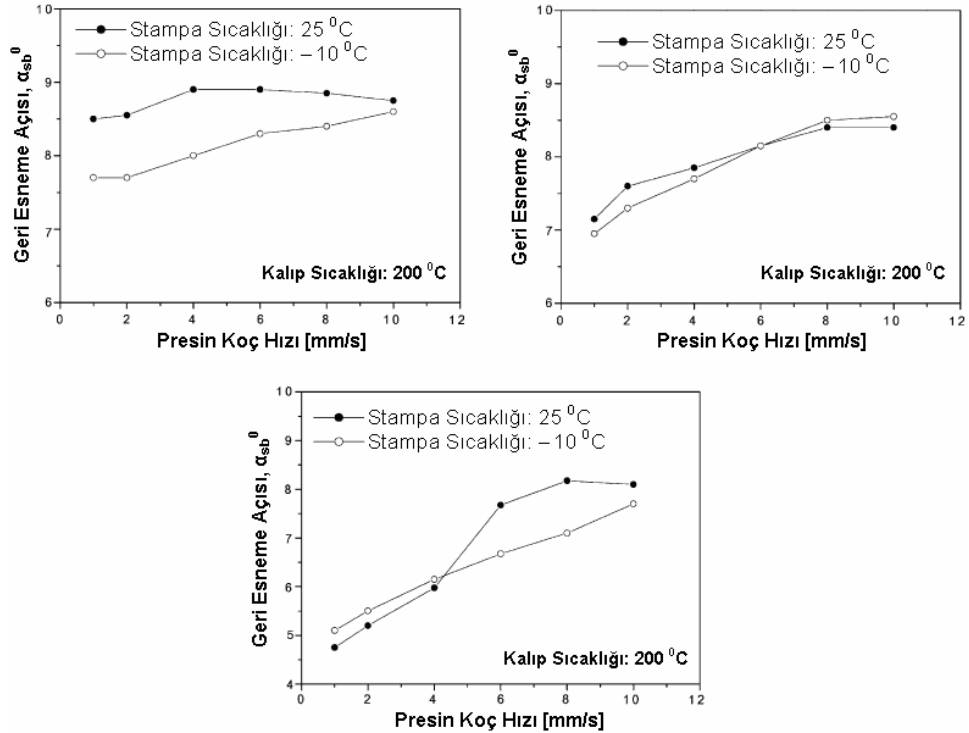


Şekil 2.56 Süzdürme derinliği, kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve stampa profil yarıçapının HSLA ve AHSS çelik saclardaki açısız geri esnemeye etkisi (IISI Committee, 2005)



Şekil 2.57 Süzdürme derinliği, kalıp ile stampa arasındaki boşluk ve kalıp profil yarıçapının HSLA ve AHSS çelik saclardaki yan duvar kıvrıklaşmasına etkisi (IISI Committee, 2005)

Bir sac şekillendirme işleminde takım sıcaklığı ve şekillendirme hızı da geri esneme üzerine etkide bulunan işlem faktörleri olarak değerlendirilebilmektedir. Bu konuda, Moon vd. (2003) tarafından Al-1050 alüminyum alaşımından sac üzerinde yapılan çalışma dikkat çekicidir. Söz konusu çalışmada bir U-büküm işlemi ele alınarak, farklı şekillendirme hızlarında ve kalıp ile stampanın farklı sıcaklık kombinasyonlarında, açısal geri esnemelerde ortaya çıkan değişimler incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar Şekil 2.58’de görülmektedir.



Şekil 2.58 Şekillendirme hızı ile birlikte takım sıcaklıklarının alüminyum alaşımından sacın U-büküm işlemindeki geri esneme davranışına etkisi (Moon vd., 2003)

Moon vd. (2003) tarafından yapılan çalışmada, takım sıcaklıkları ve şekillendirme hızının uygun değerlerde seçilmesi halinde, alüminyum alaşımından sacın geri esnemesinde belirgin azalmaların kaydedilebileceği görülmüştür. Özellikle sıcak kalıp ve soğuk stampa uygulaması ile geri esnemenin % 20 düzeyinde azaltılabildiği deneysel olarak saptanmıştır. Artan kalıp sıcaklıkları ile sac malzemenin akma dayanımında düşüşün, gerinim hızına duyarlılığında ise artışın söz konusu olduğu; dolayısıyla yüksek sıcaklıklar ve düşük şekillendirme hızlarının, geri esnemenin azaltılması bakımından en etkin kombinasyonu ifade ettiği Moon vd. (2003) tarafından bildirilmiştir. Sıcak kalıp ve soğuk stampa uygulamasının, sac malzemenin kalınlık doğrultusundaki gerilme dağılımını değiştirdiği; sıcaklıktaki farka dayanan bu değişimin de işlemdeki geri esnemeyi azaltıcı yönde rol oynadığı belirtilmiştir.

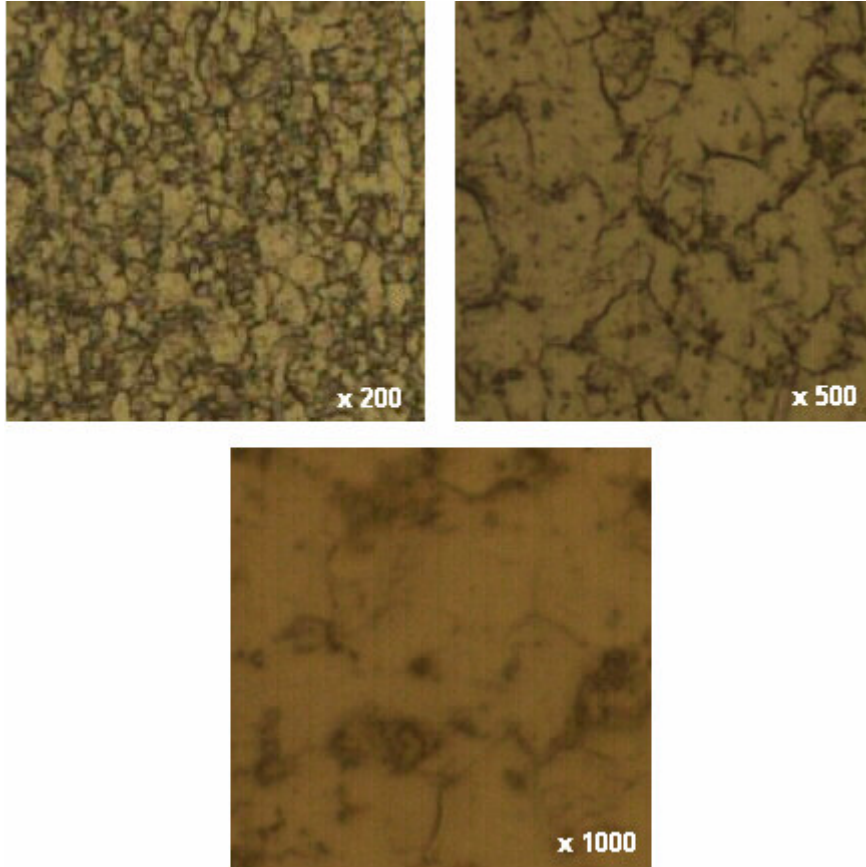
C	Mn	P	S	Si	Al	Cu	Ti	Nb	
0.068	0.581	0.012	0.010	0.008	0.036	0.030	0.001	0.038	
% Ağırlık									

Cr	V	Mo	Ni	Co	Pb	Sn	Sb	W	Fe
0.044	0.032	0.029	0.001	0.008	0.002	0.011	0.002	0.005	Kalan
% Ağırlık									

Çalışmamız kapsamında ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın üreticisi olan ERDEMİR firması, HSLA çeliğinden sac ürünleri için, soğuk haddeleme sonrasındaki sürekli tavlama ısı işlem çevrimini şu şekilde bildirmiştir:

- 800-830 °C'lik sıcaklığa kadar ısıtma ve bekletme
- Gaz jeti ile 100-400 °C/s'lik bir hız altında 550-600 °C'lik sığağa kadar soğutma
- 350-400 °C'lik sıcaklıkta 2-3 dakikalık bekletme
- 160 °C'lik sıcaklığın altına soğutma ve fırın dışına çıkartma

Sacın kesitinde, ışık mikroskobu ile 200, 500 ve 1000 büyütme oranları altında görüntülenen mikroyapı ise Şekil 3.1'de verilmiştir. Söz konusu inceleme için çelik sacdan kesilen numune parçalar, sıcak presleme yöntemi ile bakalite gömülmüştür. Yüzey parlatma işlemleri, sırayla 240 – 320 – 800 numaralı zımparalar; bunun ardından sırayla 6 µm ve 3 µm'lik elmas pasta kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Parlatma sonrasında incelenecek yüzey Nital 2 çözeltisi ile dağlanmıştır. Kimyasal analiz ve mikroyapı incelemelerinden, malzemenin ince taneli ferritik bir yapıya sahip olduğu belirlenmiş ve söz konusu yapıda çökelmiş partiküller gözlenmiştir. Sacın sertlik değeri ise 71–72 HRB olarak ölçülmüştür.



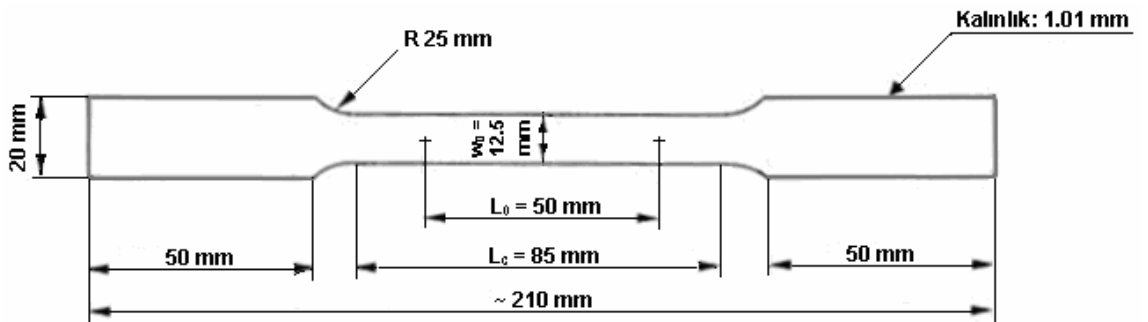
Şekil 3.1 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın ışık mikroskobu ile 200, 500 ve 1000 kat büyütme altındaki mikroyapı görüntüleri

3.1 Tek Eksenli Çekme Deneyleri

Ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemenin bazı temel mekanik özelliklerinin belirlenmesi amacıyla, tek eksenli çekme deney serileri programlanarak uygulanmıştır. Haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda tekrar edilen bu serilerden, öncelikli olarak şu çıktılar hedeflenmiştir:

- Üniform deformasyon bölgesindeki farklı gerinim düzeylerine kadar yapılan yüklemeler sonrası bu gerinimlerden itibaren yapılan yük boşaltma ve tekrar yükleme işlemlerindeki efektif modüllerin belirlenmesi ve başlangıçtaki yüklemede ölçülen modül değerleri ile karşılaştırılması
- Dört farklı çekme hızı ile numuneler kopana kadar yürütülen deneylerden malzemenin başlangıçta sergilediği alt ve üst akma dayanımı ile akma noktası uzamasının, pekleşme üssü ve dayanım katsayısı ile yükün maksimuma ulaştığı dengesizlik anındaki gerinim ve gerilme değerlerinin belirlenmesi
- Malzemenin üniform deformasyon bölgesinde farklı gerinimlere kadar yüklenmesinden sonra yükün boşaltılması ile numune üzerinde genişlik ve kalınlık ölçümlerinden plastik gerinim oranı değerlerinin belirlenmesi

Nominal kalınlık değeri 1.01 mm olan H 320 LA kalitesindeki çelik sacdan alınan tek eksenli çekme deney numunelerinin boyutları, ASTM E 8M (1989) ve TS 138 EN 10002-1 (1996) standartlarının ortak gereklerini sağlayacak şekilde seçilmiş ve Şekil 3.2'de gösterilmiştir. Söz konusu boyutlar, metalsel malzemelerde elastiklik veya Young modülünün belirlenmesine yönelik yayınlanmış ASTM E 111 (1988) standardı; Poisson oranının belirlenmesine yönelik yayınlanmış ASTM E 132 (1986) standardı; plastik gerinim oranının belirlenmesine yönelik yayınlanmış ASTM E 517 (1992) standardı ve pekleşme üssünün belirlenmesine yönelik yayınlanmış ASTM E 646 (1984) standardı ile de uyum sergilemektedir.



Şekil 3.2 Kullanılan tek eksenli çekme deney numunelerinin boyutları
(ASTM E 8M, 1989; TS 138 EN 10002-1, 1996)

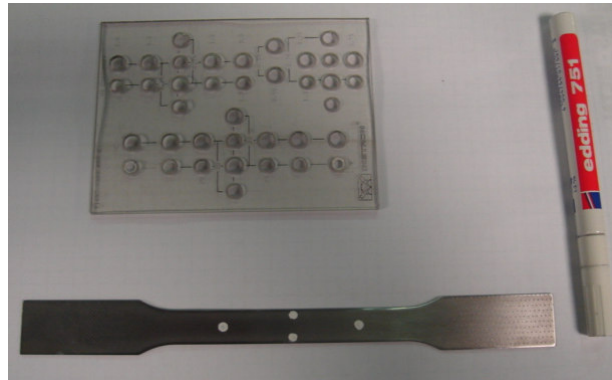
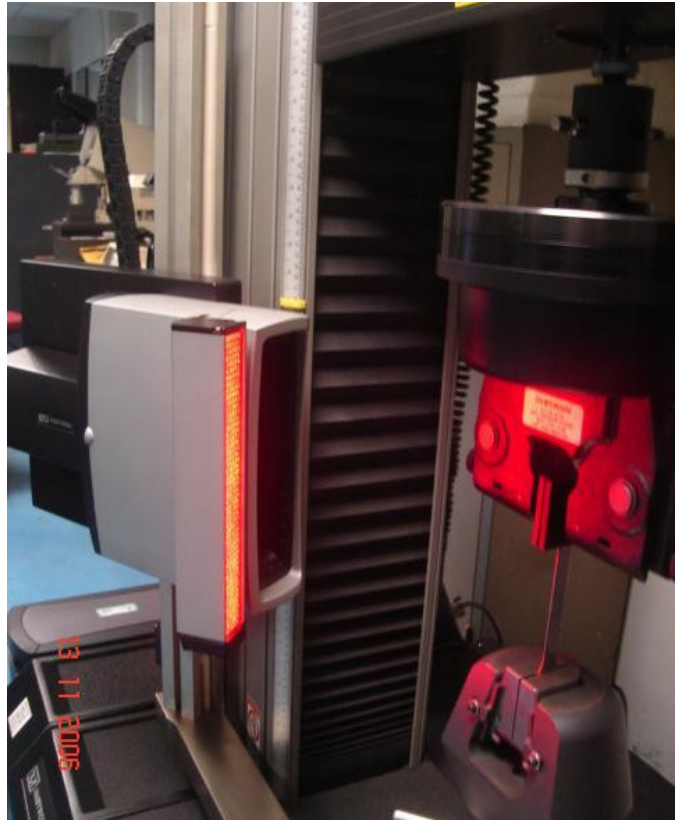
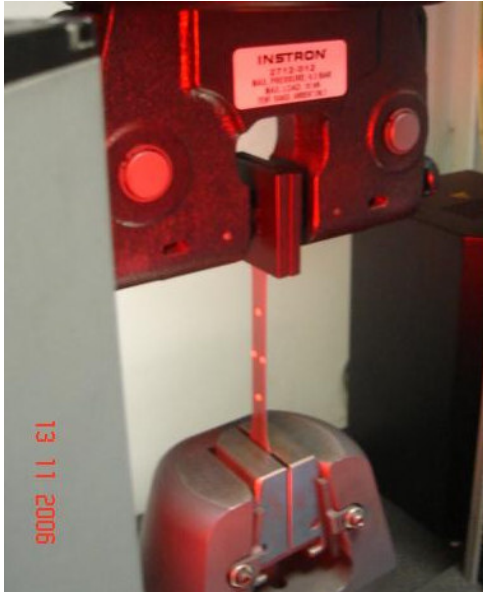
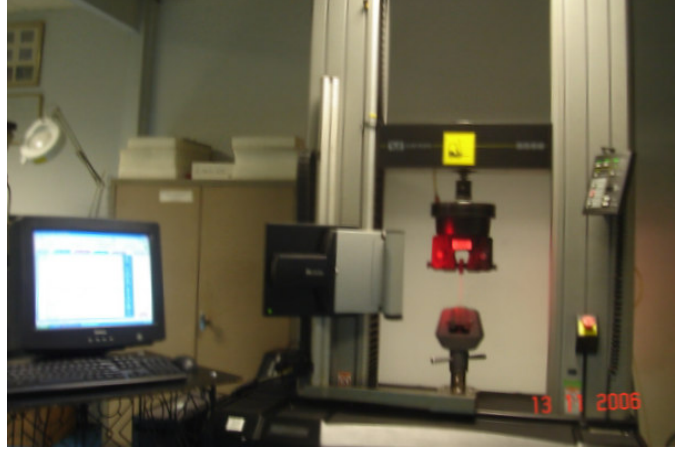
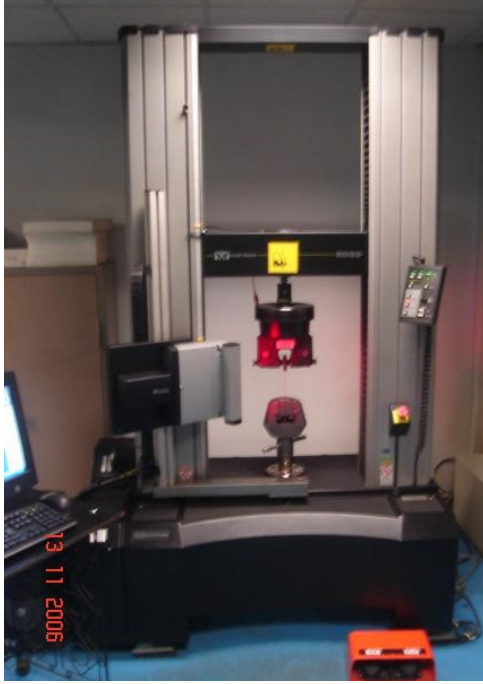
Deney numuneleri, sac levhaların giyotin makasta 80 mm x 260 mm ebatlarında kesilmesi suretiyle elde edilen plakalardan, tel erozyon yöntemi ile işlenerek çıkartılmıştır. Haddelme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda kesilmiş olan bu plakalar üst üste yerleştirilerek 65 adetlik üç blok haline getirilmiş; tel erozyon tekniği ile işlenen bloklardan toplam 195 adet numune çıkartılmıştır. Tel erozyon yönteminin, sac numunelerin şekil ve boyut hassasiyeti ile yüzey kalitesi bakımından, talaşlı işleme, lazer ile kesme ve kalıpta kesme gibi alternatif yöntemlere göre daha avantajlı olduğu açıktır. Ayrıca, lazer tekniğinde malzeme üzerinde bir ısı etki; kalıpta kesmede ise numune kenarlarında pekleşmeye neden olan bir mekanik etki söz konusu iken, tel erozyon ile işlemede bu etkiler gözlenmemektedir.

Tel erozyon ile kesim işleminin sonrasında, deney numunelerinin yüzeylerinde bulunabilecek muhtemel oksit tabakası, ölçme uzunluğu işaretlemeleri ve kesit alanı ölçümlerinden önce, 1000 numaralı zımpara kağıdı kullanılarak, numunelere hafif bir işlem uygulamak suretiyle temizlenmiştir. Söz konusu işlemin, tel erozyon ile kesme sürecinden kalan artık gerilmelerin azaltılması ya da giderilmesine yardımcı olacağı; aynı zamanda, numune kesim yüzeylerinde bulunabilecek mikroçatlakların deney esnasında oluşturacağı çentik etkisini gidermede fayda sağlayabileceği düşünülmüştür.

Tek eksenli çekme deneyleri, ERKALIP firmasının Şekil 3.3'te görülen 100 kN kapasiteli INSTRON 5582 elektromekanik universal deney makinesi ve aparatları ile Bluehill deney yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Deneylerde yük değerlerinin ölçümü için ± 10 kN kapasiteli yük hücresinden faydalanılmıştır. Numunelerin genişlik ve kalınlık değerleri, hassasiyeti 1/1000 mm olan 0-25 mm'lik dijital bir mikrometre ile beş farklı noktadan ölçülmüş; bu değerlerin ortalamaları alınarak, kesit alanı ve gerilme hesaplamalarında kullanılmıştır.

Numunelerdeki enine ve boyuna deformasyonların ölçümü ise, iki eksenli özelliğe sahip olan INSTRON AVE gelişmiş (ileri) video ekstensometre (Advanced Video Extensometer) ile gerçekleştirilmiştir. Maksimum görüş alanı 200 mm olan bu sistemin deney esnasında ölçüm yapabilmesi için, numunelerin yüzeyine beyaz renkli özel bir kalem ve bir şablon ile çapı yaklaşık 4 mm olan dairesel noktalar işaretlenmiştir. Numune boyu doğrultusunda işaretlenen bu noktaların arasındaki mesafe, ilk ölçüm uzunluğunu ifade eden L_0 değerini vermektedir. Deneylerdeki enine deformasyonların ölçümü için de numune genişliği doğrultusunda benzer işaretlemeler yapılmıştır. Video ekstensometre, deney esnasında bu noktalara odaklanmakta olup; söz konusu aralıklarda ortaya çıkan deformasyonu 1/1000 mm'lik bir çözünürlük ile ölçebilmektedir.



Şekil 3.3 Tek eksenli çekme deneylerinde kullanılan 100 kN kapasiteli INSTRON 5582 elektromekanik universal deney makinesi ve aparatları ile üzerine enine ve boyuna ölçüm uzunlukları işaretlenmiş olan bir deney numunesi

3.1.1 Yükleme ve Yük Boşaltmalarda Efektif Modüllerin Belirlenmesi

İncelemek üzere seçilen ve tavllanmış durumda temin edilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac ile haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda yürütülen deney serilerinde, öncelikle, sac malzemenin başlangıçtaki yükleme sürecinde sergilediği elastiklik modülü değerlerinin ölçümü üzerinde durulmuştur. Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden, malzemenin, üç yönde de başlangıç itibariyle belirgin veya süreksiz akma davranışı sergilediği gözlenmiştir. Deneylerde, akma (noktası) uzamasının (Lüders deformasyonunun) aşılması ile üniform deformasyon alanına geçilerek, numunelerde boyun oluşumunun başladığı dengesizlik anına kadar seçilen gerinim düzeylerinde yük boşaltma ve aynı gerinim düzeylerinden tekrar yüklemeler yapılmış; bu süreçlerdeki modül değerleri ölçülmüştür. Üniform deformasyon bölgesinde belli gerinim artımları verilmek suretiyle uygulanan bu çevrimlerdeki yükleme süreçleri için, deney yazılımının elastiklik modülü ölçüm seçeneğinden faydalanılmıştır. Yük boşaltma süreçlerinde söz konusu olan modüller ise, gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerlerinin Excel programına aktarılması ve lineer regresyonların yapılması suretiyle belirlenmiştir.

Yükleme ve yük boşaltmada süreçlerini lineer yaklaşıma göre modelleyen modül değerlerinin belirlenmesine yönelik yürütülen deney serisinde, numunelerin deney makinesine bağlanması için kama (konik) hareketli mekanik ve yanal hareketli pnömatik çene ile sıkma tertibatlarının kombinasyonundan faydalanılmıştır. Makinenin sabit olan taban kısmına mekanik çene; üst kısımdaki hareketli (çapraz) kafaya ise pnömatik çene monte edilmiştir.

Numuneler önce alttaki mekanik çeneye; daha sonra da üstteki pnömatik çeneye bağlanmıştır. Deneylerdeki yük boşaltma işlemi için “histerezis kontrolü” seçeneğinden faydalanılmıştır. Deney yazılımı ile kontrol edilen bu çevrimin ilk aşaması olan yük boşaltmada, yüklenmiş durumdaki numune için basma yönünde bir hareket söz konusudur. Çevrimin ilk aşamasının sonunda, numune üzerindeki gerilme, yük boşaltmaya başlanan noktadaki gerilmenin ancak % 10'una kadar düşebilmektedir. Bu da gerinime bağlı olarak, 40-50 MPa düzeyindeki bir gerilme değerine karşılık gelmektedir.

Gerilmenin en alt düzeye düşmesi ile birlikte, çevrimin ikinci aşaması olan tek eksenli çekme yüklemesi tekrar başlamaktadır. Bu ikinci aşama başlamadan, çevrimin en alt noktası gözle takip edilerek deneyler elle durdurulmuş ve üstteki pnömatik çenenin açılması ile yük tamamen boşaltılmıştır. Yükü tamamen boşaltılan numunelerdeki plastik gerinim değerleri, numunelerin üzerinde işaretlenmiş noktalar ile sınırlandırılan ölçme uzunluklarının, video ekstensometreye manüel olarak ölçtürülmesi suretiyle belirlenmiştir.

Deneylerde pnömatik çene kullanımı ile sağlanan avantajlar şu şekilde ifade edilebilir:

- Pnömatik esasa göre çalışan çeneler, devrenin açılması ile karşılıklı olarak simetrik yanal hareketlerde bulunduğu için, sıkma esnasında numune üzerine etkiyen eksenel kuvvetler, kama tipi mekanik çenelere göre belirgin olarak daha düşük değerlerde gözlenmektedir. Pnömatik çeneler ile çalışmada ortaya çıkan bu küçük bağlama kuvvetleri de makinenin “numune koruma (specimen protection)” seçeneği kullanılarak ± 20 N düzeyine çekilmiştir. Söz konusu seçenek aktif hale getirildiğinde, deney makinesinin hareketli kafası, ortaya çıkan bağlama kuvvetine ters yönde küçük eksenel deplasmanlarda bulunarak, numune üzerindeki yükü istenen aralığa düşürmektedir.
- Numuneler, sabit olan alt kısımdaki mekanik çeneye sadece başlangıçta bağlanmış; yükün boşaltılması sonrasında bu çeneden sökülmesine gerek kalmadan, üst kısımdaki pnömatik çenenin açılması; bir sonraki çekme kademesine geçerken de yine bu pnömatik çenenin kapatılması yeterli olmuştur. Böylelikle, numune eksenin merkezleme işlemi yalnızca ilk bağlama esnasında yapılarak pratiklik sağlanmıştır.
- Üst tarafta da bir mekanik çenenin kullanılması halinde, deneyin durdurulup, söz konusu çenenin elle açılması esnasında, numunede bir burma etkisinin doğacağı düşünülmüştür. Üstteki sıkma tertibatının pnömatik tipte seçilmesi ile bu ihtimalin de önüne geçilmiştir.

Çeliklerin tek eksenli çekme deneyindeki elastik bölge dahilinde TS 138 EN 10002-1 (1996) standardı, gerilme artış hızı olarak 6-30 MPa/s aralığını önermekte iken; ASTM E 8M (1989) standardı maksimum 12 MPa/s’lik bir değer belirtmektedir. Çene ayrılması olarak sabit bir çekme hızı ile başlanan bir deneyde, plastik bölgeye geçildiğinde, ortaya çıkan pekleşmeye bağlı olarak, ilerleyen deformasyon ile gerilme artım hızı azalma gösterecektir. Standartlarda verildiği değerler ile girilen gerilme artım hızının plastik bölgede sağlanması için, çene hızı anormal düzeyde bir artış sergilemek durumunda kalmaktadır. Dolayısıyla, makinenin elastik bölge için uyguladığı gerilme hızı kontrolünün üst akma noktasından itibaren değiştirilip, çene hızı kontrol seçeneğine dönülmesi gerekmektedir. Bu amaç doğrultusunda, kullanılan deney yazılımının “çekme gerilmesi ardından pozisyon (tensile stress then position) kontrolü” seçeneğinden faydalanılmıştır. Söz konusu kontrol seçeneğinde, elastik bölgede ulaşılacak istenen gerilme artım hızı 8 MPa/s olarak yazılıma girilmiştir. Yük hücresi, kapalı döngü ile seçilen gerilme artım hızını sağlayacak şekilde hareketli kafanın pozisyonunu kontrol ederek, çekme süreci başlamaktadır. İstenen gerilme artım hızına erişilmesi ile bu değeri sağlayan çene hızı otomatik olarak algılanmakta ve sonraki süreç aynı çekme hızı ile yürütülmektedir. Böylelikle, akma sonrası hız değiştirmesi işlemine gerek kalmamaktadır. Çevrimlerdeki yük

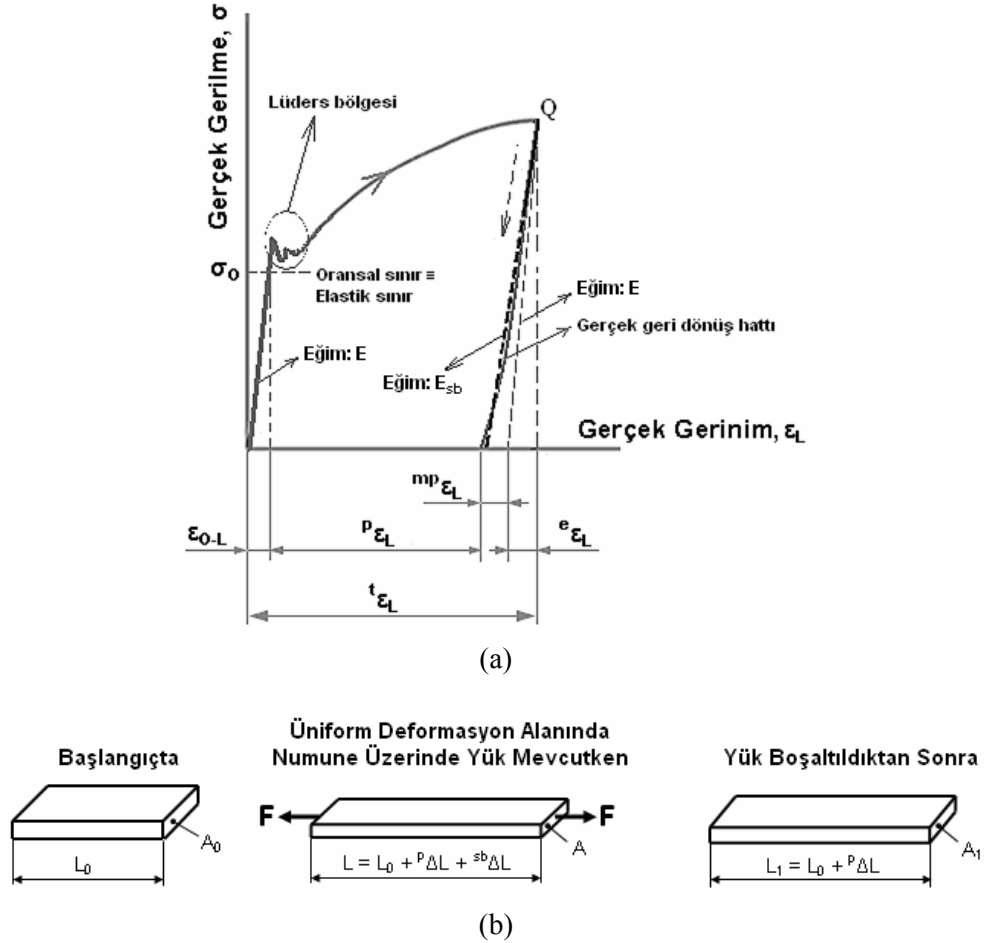
boşaltma süreçleri de 8 MPa/s'lik gerilme hızı altında yürütülmüştür. Deneylerdeki veri toplama hızı ise 125 veri/s olarak seçilmiştir. Numunelerin üzerinde boyutsal ölçümlerin gerçekleştirilmesi için, yük boşaltma ve tekrar yükleme süreçleri arasında 5-10 dakikalık duraklamalar söz konusu olmuştur.

Tek eksenli çekme deneylerinin yükleme süreçlerindeki modül değerleri, kullanılan Bluehill deney yazılımına, elastiklik modülü belirleme seçeneği ile hesaplatılmıştır. Bu hesaplamada en küçük kareler yöntemine dayalı standart bir lineer regresyon tekniği kullanan yazılım, eğriyi otomatik olarak taramakta; algıladığı elastik bölgenin başlangıcı ve sonunda lineer olmayan kısımların sınırını tespit edip, söz konusu sınırların arasındaki bölgede oluşturduğu doğrunun eğimini elastiklik modülü değeri olarak sunmaktadır. Yük boşaltma aşamasındaki modül değerleri ise, geri dönüş (geri esneme) sürecindeki gerçek gerilme ve gerçek gerinim verileri Excel programına aktararak, bu değerler ile gerçekleştirilen lineer regresyonlardan hesaplanmıştır. Yük boşaltma için kullanılan histerezis seçeneğinde gerilme ancak 40-50 MPa düzeyine kadar düşebildiği ve söz konusu noktada deneyler elle durdurulduğu için, sınırları belli olan geri dönüş bölgesinde yazılıma modül hesaplatırmak yerine, veri çiftlerinin Excel programında değerlendirilmesi daha uygun görülmüştür. Deneylerin durdurulması ve üstteki pnömatik çenenin açılıp yükün tamamen boşaltılmasından sonra, ekstensometreye ölçtürülen plastik gerinim değerleri, Excel programına aktarılan veri çiftlerinin en altına ilave edilerek seriler tamamlanmış; lineer regresyon ile geri dönüşteki modüller belirlenmiştir.

Metalsel malzemelerde atomlararası bağ kuvveti veya enerjisine dayalı bir fiziksel özellik olan ve malzemenin elastik rijitliğini yansıtan elastiklik modülünün, malzemeye uygulanan deformasyon ile değişim sergilediğine dair kullanılan ifadeler, atomlararası bağ yapısında herhangi bir değişikliğin ortaya çıkmaması nedeniyle benimsenmemiştir. Bununla birlikte, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından yürütülen çalışmalar da işaret ettiği üzere, dislokasyonların küçük ölçekli hareketine dayanan, elastik olmayan etki şeklinde beliren, gerilme ile lineer olmayan bağıntılar sergileyen geri dönebilir nitelikteki mikroplastik gerinimler, tek eksenli çekme deneylerinde modülün, artan deformasyon düzeylerinde daha düşük değerler ile ölçülmesinde rol oynamaktadır. Ayrıca, malzemelerin yapısında bulunan ve uygulanan deformasyon ile büyüyen mikroçatlakların da malzemenin rijitliğini zayıflatarak, elastisite modüllerinin daha düşük değerlerde görünmesine neden olduğu bilinmektedir. Tüm bu etkiler gözönüne alındığında, sac malzemeye uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, belli gerinim düzeylerinden itibaren gerçekleştirilen yükleme süreçlerinde ölçülen modül için efektif modül E_{ef} ifadesi benimsenmiştir. Seçilen ve tavlanmış yapıda temin edilen çelik sacda başlangıç yüklemesinde ölçülmüş modüller de E_{ef} olarak simgelenmiştir. Belli gerinim

düzeylerinden uygulanan yük boşaltmalarda, gerçek gerilme ile gerçek gerinim değerleri arasındaki lineer regresyonlardan belirlenen ve yine efektif nitelik arz eden modüller ise, süreci tarif etmedeki uygunluğundan ve Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından kullanılan ifadeye dayalı olarak, geri esneme modülü E_{sb} terimi ile benimsenmiştir.

Tek eksenli çekme zorlaması bir model olarak alınır, akma bölgesinin aşılması ile geçilen uniform bölgede malzeme deformasyonu, esasen elastik-plastik karakteristik sergilemektedir. Uniform deformasyon alanındaki herhangi bir noktada (Şekil 3.4a'daki Q noktasında), yükün boşaltılması ile eksenel doğrultudaki geri dönüş veya geri esneme gerinimi $^{sb}\epsilon_L$, geri dönüşün lineer yaklaşıma göre modellenmesi durumunda, yük boşaltma süreci için tanımlanmış E_{sb} değerinden yaklaşık olarak hesaplanabilecektir. Zira efektif modül olarak tanımlanmış E_{sb} , Şekil 3.4a'da açıklandığı üzere, elastisiteye ilaveten mikroplastisitenin katkısını da belli bir oranda yansıtmış olacaktır. Bir tek eksenli çekme deney numunesinin başlangıçtaki, uniform deformasyon alanında belli bir noktadaki ve söz konusu noktadan itibaren yükün boşaltılması sonrasındaki boyutları Şekil 3.4b'de belirtildiği gibi değerlendirilecektir



Şekil 3.4 Tek eksenli çekme deneyinin üniform deformasyon bölgesindeki bir anında yükün boşaltılması (a) ve numunenin boyutlarında meydana gelen değişim (b)

Numunenin L_0 olan ilk boyu, üniform deformasyonun seçilen anı için yük altında L değerine uzadığında, buradaki uzama ${}^t\Delta L$, yük tamamen boşaltıldığında numune üzerinde kalan plastik uzama ${}^p\Delta L$ ve yük boşaltma ile numunenin boyu veya eksenini doğrultusunda ortaya çıkan geri esneme ${}^{sb}\Delta L$ miktarlarının toplamına eşit olmaktadır (${}^t\Delta L = {}^p\Delta L + {}^{sb}\Delta L$). Yükün tamamen boşaltılması sonrasında numunenin boyu L_1 olarak belirtilmiştir. Toplam geri esneme miktarı ${}^{sb}\Delta L$, lineer elastik geri dönüşün payını ifade eden ${}^e\Delta L$ ve söz konusu sürece mikroplastik deformasyonun katkısını ifade eden ${}^{mp}\Delta L$ değerlerinin toplamı olarak değerlendirildiğinde, ${}^{sb}\Delta L = L - L_1 = {}^e\Delta L + {}^{mp}\Delta L$ eşitliği yazılabilmektedir.

Tek eksenli çekmede uzama ve geri esneme miktarlarına bağlı olarak, nominal anlamda, çekme doğrultusundaki toplam gerinim ${}^t\epsilon_L$, bunun numune üzerinde kalan kısmını ifade eden plastik gerinim ${}^p\epsilon_L$, toplam geri esneme gerinimi ${}^{sb}\epsilon_L$ ile lineer elastik esasa göre geri dönüşü temsil eden elastik gerinim ${}^e\epsilon_L$ ve lineer olmayan davranış esasınca geri dönen mikroplastik gerinimi ifade eden ${}^{mp}\epsilon_L$ için (3.1) eşitlikleri geçerli olmaktadır.

$${}^t\epsilon_L = {}^p\epsilon_L + {}^{sb}\epsilon_L = \frac{{}^t\Delta L}{L_0} = \frac{{}^p\Delta L + {}^{sb}\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{L_1 - L_0 + {}^{sb}\Delta L}{L_0} \quad (3.1a)$$

$${}^p\epsilon_L = {}^t\epsilon_L - {}^{sb}\epsilon_L = \frac{{}^p\Delta L}{L_0} = \frac{L_1 - L_0}{L_0} \quad (3.1b)$$

$${}^{sb}\epsilon_L = {}^t\epsilon_L - {}^p\epsilon_L = \frac{{}^{sb}\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_1}{L_0} = {}^e\epsilon_L + {}^{mp}\epsilon_L \quad (3.1c)$$

$${}^e\epsilon_L = {}^{sb}\epsilon_L - {}^{mp}\epsilon_L = \frac{{}^e\Delta L}{L_0} \quad (3.1d)$$

$${}^{mp}\epsilon_L = {}^{sb}\epsilon_L - {}^e\epsilon_L = \frac{{}^{mp}\Delta L}{L_0} \quad (3.1e)$$

Çekme doğrultusunda gerçek toplam gerinim ${}^t\epsilon_L$, bunun plastik kısmı ${}^p\epsilon_L$ ve aynı doğrultudaki gerçek geri esneme gerinimi ${}^{sb}\epsilon_L$ değerleri ise (3.2) eşitliklerinden hesaplanabilmektedir.

$${}^t\epsilon_L = {}^p\epsilon_L + {}^{sb}\epsilon_L = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln\left(\frac{L_1 + {}^{sb}\Delta L}{L_0}\right) = \ln\left(\frac{L_0 + {}^p\Delta L + {}^{sb}\Delta L}{L_0}\right) = \ln(1 + {}^t\epsilon_L) \quad (3.2a)$$

$${}^p\epsilon_L = {}^t\epsilon_L - {}^{sb}\epsilon_L = \ln\left(\frac{L_1}{L_0}\right) = \ln\left(\frac{L_0 + {}^p\Delta L}{L_0}\right) = \ln(1 + {}^p\epsilon_L) \quad (3.2b)$$

$${}^{sb}\epsilon_L = {}^t\epsilon_L - {}^p\epsilon_L = \ln\left(\frac{L}{L_1}\right) = \ln\left(1 + \frac{{}^{sb}\epsilon}{1 + {}^p\epsilon}\right) = \ln\left(1 + \frac{{}^{sb}\Delta L}{L_1}\right) = {}^e\epsilon_L + {}^{mp}\epsilon_L \quad (3.2c)$$

Tek eksenli çekmede, üniform deformasyon bölgesinde gerçek gerilmenin σ değerine ulaştığı bir noktadan uygulanan yük boşaltma sonucunda, atomik bağ ile ilgili olan lineer elastik davranış esasına göre geri dönüş hattı, yükleme aşamasındaki elastik bölgede, eğimi elastiklik modülü E değerini veren hatta paralellik sergileyecektir. Geri dönüşte anelastik etkinin veya mikroplastik gerinim katkısının bulunmaması durumunda, geri esneme, elastik gerinim olarak belirecektir. Elastik gerinim için $^e\epsilon_L$ için (3.3) bağıntısı geçerli olmaktadır.

$$^e\epsilon_L = ^{sb}\epsilon_L - ^{mp}\epsilon_L = \frac{\sigma}{E} \quad (3.3)$$

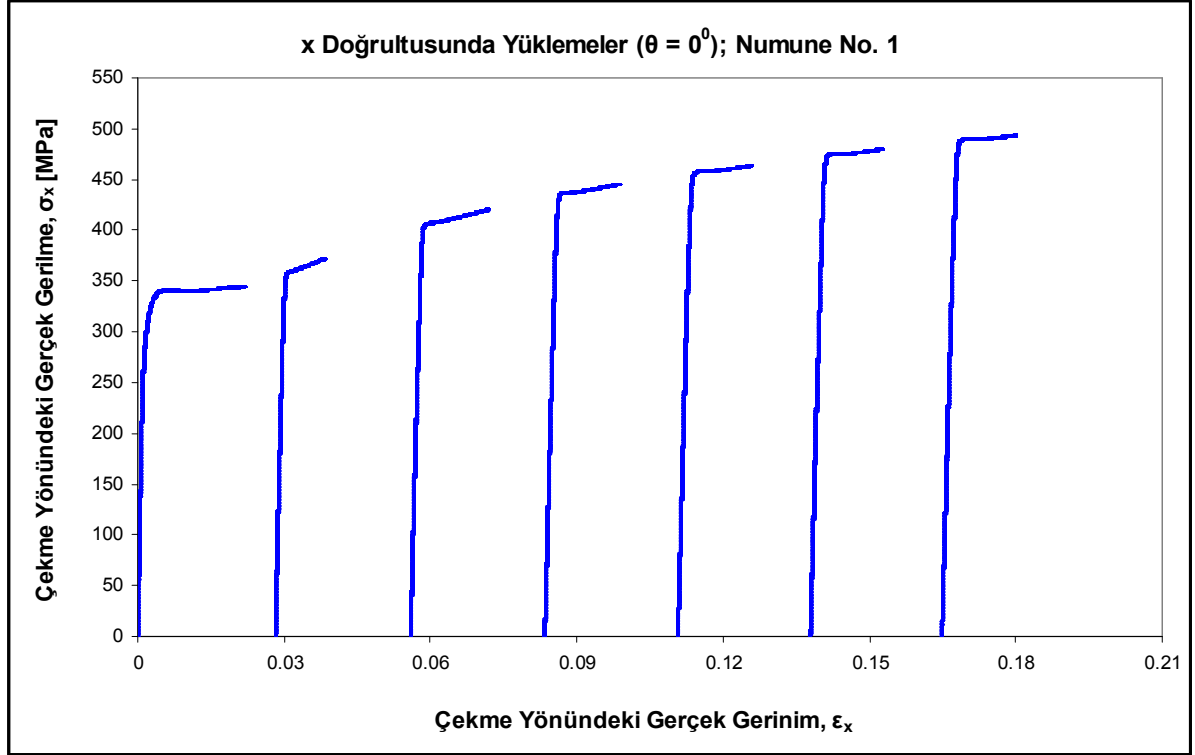
Çalışmamızda ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde başlangıç yüklemesinde ölçülmüş efektif modülü ifade eden $^{in}E_{ef}$ değerleri, söz konusu deneyler için numune hazırlama yöntemi, deneylerde izlenen prosedür, gerinim ölçümünde sağlanan doğruluk ve hassasiyet gibi kritik faktörlerin tatmin edici düzeyde bulunması halinde, malzemenin elastiklik modülü olarak değerlendirilebilir ve (3.3) eşitliğindeki E yerine kullanılabilir.

Çalışmamızın bundan sonraki kısmında, deformasyon davranışı elastik-plastik özellikte olan malzemeye dair nominal ve gerçek toplam gerinimleri ifade etmek üzere $^t\epsilon$ ve $^t\epsilon$ yerine, yalnız e ve ϵ simgeleri kullanılacaktır.

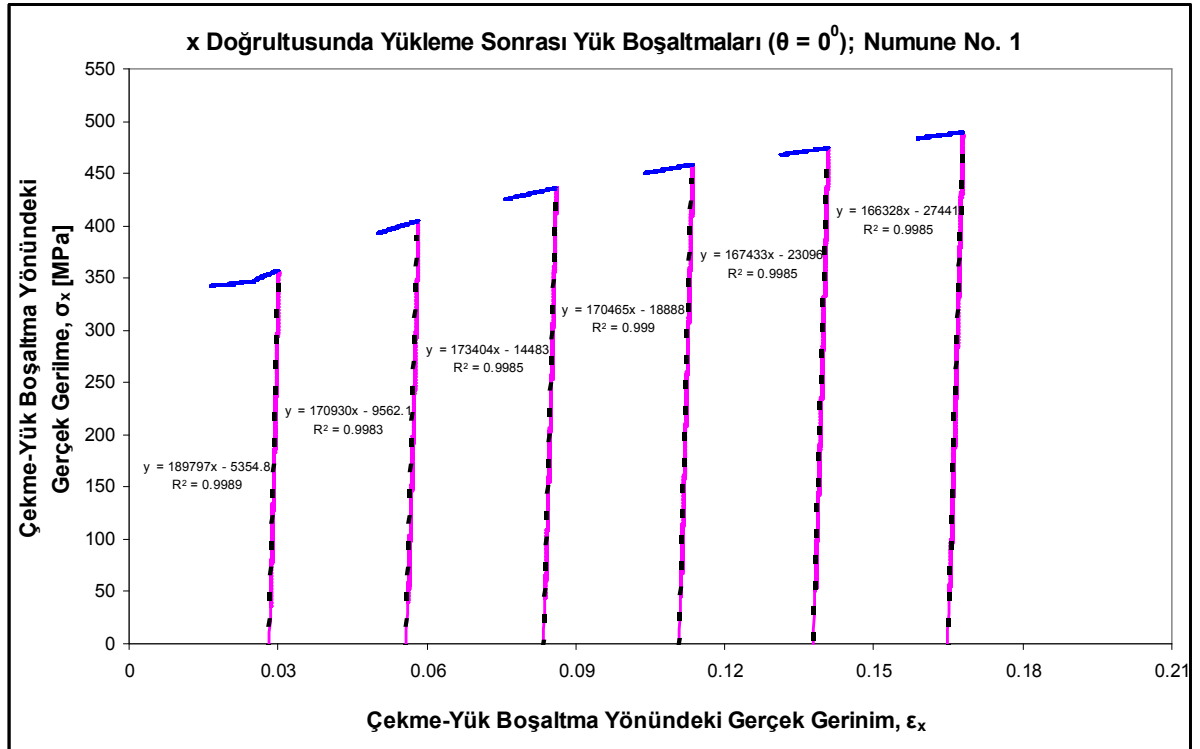
Tek eksenli çekme deneyinde, üniform deformasyon bölgesinde gerçek gerilmenin σ değerine ulaştığı bir noktadan gerçekleştirilen yük boşaltma sürecini modellemek amacıyla, elastiklik modülü E yerine, E_{sb} olarak ifade edilen geri esneme modülünden faydalanılması daha uygun görülmüştür. Bu süreçte toplanan gerçek gerilme σ ve gerçek toplam gerinim ϵ_L değerleri ile yapılan lineer regresyona göre belirlenen E_{sb} , Şekil 3.4a'da da görüldüğü üzere, geri dönen mikroplastik gerinimin etkisini de önemli oranda içermiş olacak; eksenel doğrultudaki toplam gerçek geri esneme gerinimi $^{sb}\epsilon_L$ için de (3.4) bağıntısı yazılabilecektir.

$$^{sb}\epsilon_L = \epsilon_L - ^p\epsilon_L = ^e\epsilon_L + ^{mp}\epsilon_L = \frac{\sigma}{E} + ^{mp}\epsilon_L \cong \frac{\sigma}{E_{sb}} \quad (3.4)$$

Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlığa sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac ile haddeme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda, üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükün boşaltılması ve tekrar yükleme tarzında uygulanan deney prosedürü, çekme ve yük boşaltma doğrultularındaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramı olarak, üç yöndeki birer deney grubu için Şekil 3.5-7'de belirtilmiştir. Tüm gruplarda elde edilen diyagramlar ise Ek 1A'da verilmiştir.

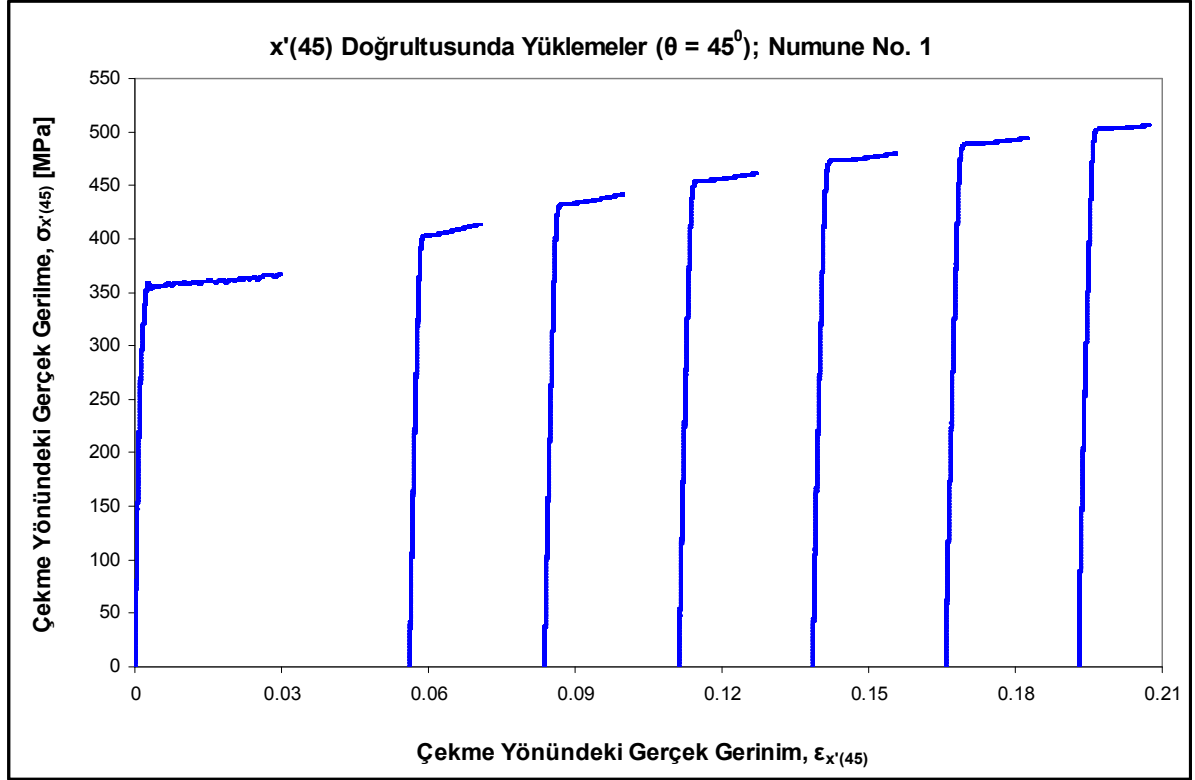


(a)

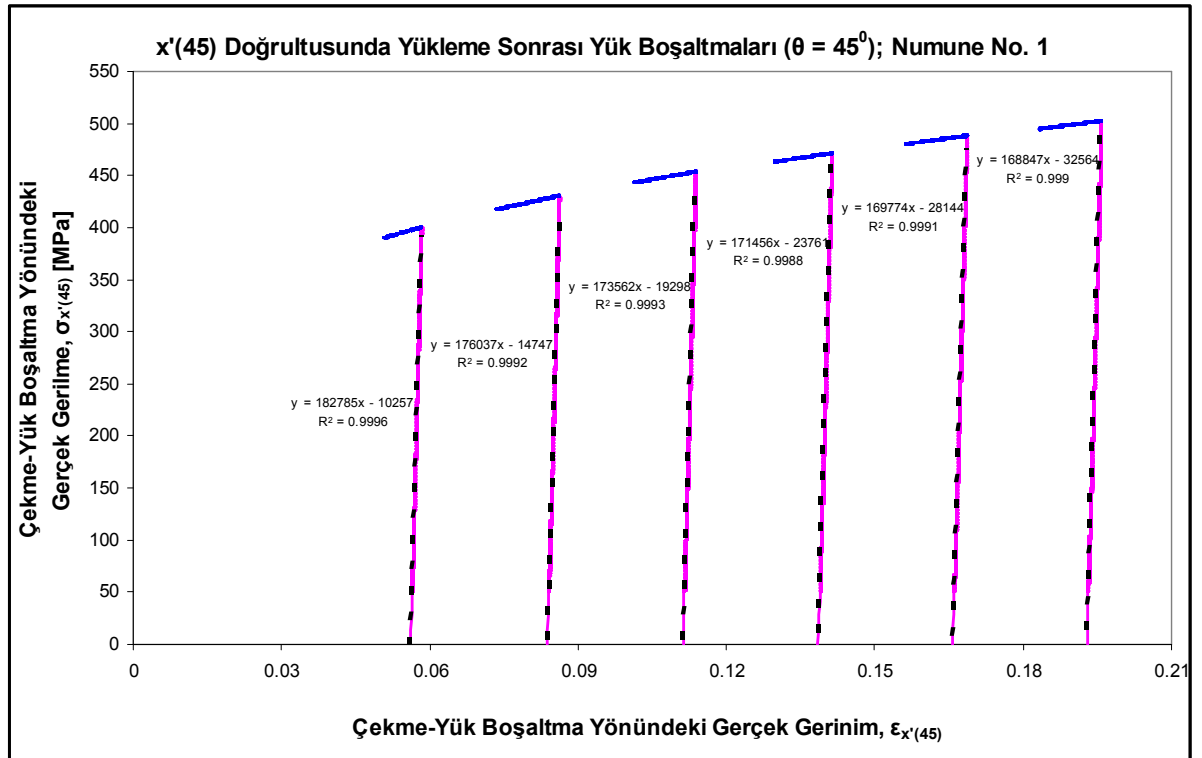


(b)

Şekil 3.5 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0° 'lik) doğrultuda üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükleme (a) ve yük boşaltma (b) tarzında tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı bir grupta çekme veya yük boşaltma doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları

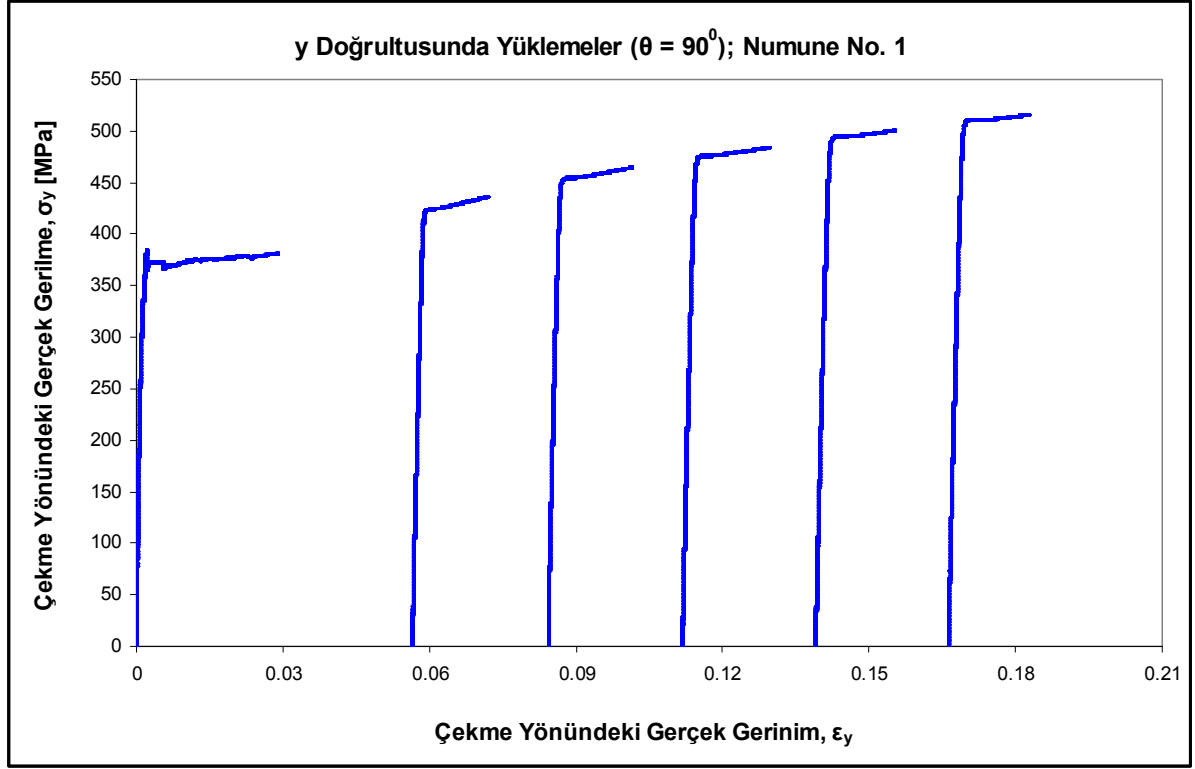


(a)

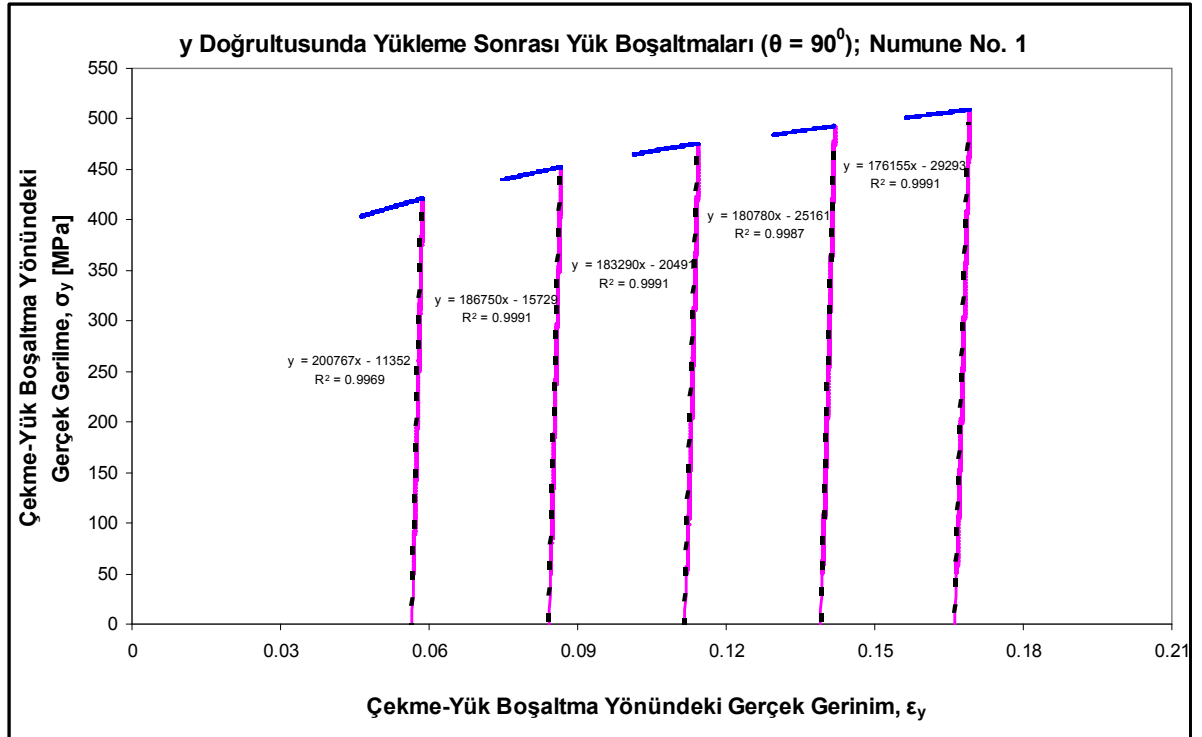


(b)

Şekil 3.6 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45°'lik) doğrultuda üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükleme (a) ve yük boşaltma (b) tarzında tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı bir grupta çekme veya yük boşaltma doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları



(a)



(b)

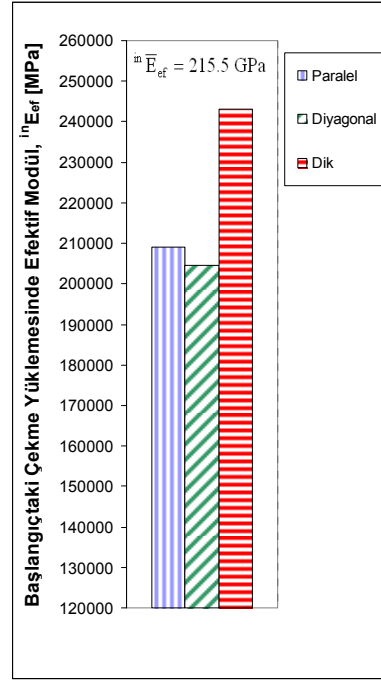
Şekil 3.7 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90° 'lik) doğrultuda üniform deformasyon bölgesi dahilinde yükleme (a) ve yük boşaltma (b) tarzında tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı bir grupta çekme veya yük boşaltma doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları

Ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlığa sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca, haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda ve üniform deformasyon bölgesi dahilinde yük boşaltma ve ardından tekrar yükleme şeklinde yürütülen tek eksenli çekme deneylerinde, yazılımın başlangıç yüklemesinde elastiklik modülü olarak sunduğu değer efektif modül $^{in}E_{ef}$ olarak dikkate alınırken; seçilen farklı gerinim düzeylerinden itibaren yapılan yüklemelerde yazılımın sunduğu efektif modüller de E_{ef} olarak simgelenmiştir. Yük altında aynı toplam gerinim düzeylerinden itibaren yapılan yük boşaltmalarda ise, tüm süreç için gerçekleştirilen gerçek gerilme – gerçek gerinim lineer regresyonları ile efektif modül veya geri esneme modülü E_{sb} değerleri belirlenmiştir. Saptanan efektif modül değerleri, çekme doğrultusundaki gerçek toplam ve plastik gerinimine bağlı olarak Ek 1B'de yer alan çizelgede verilmiştir. Numunelerin kesit alanı ve deformasyonun ölçümündeki doğruluk ve hassasiyet gözönüne alınarak, belirlenen modül değerleri ± 500 MPa'lık yuvarlatmalar ile kaydedilmiştir. Elastik deformasyonların ölçümü için sağlanan doğruluk ve hassasiyet çerçevesinde oransal sınır ile elastik sınır eş kabul edilerek, bu sınırdaki çekme doğrultusundaki gerinimin, ortalama değerler itibarıyla, haddeleme yönüne paralel doğrultuda $\epsilon_{O-x} = 0.00135$; haddeleme yönüne 45^0 'lık doğrultuda $\epsilon_{O-x(45)} = 0.00160$; haddeleme yönüne dik doğrultuda ise $\epsilon_{O-y} = 0.00130$ düzeyinde olduğu belirlenmiştir. Oransal sınıra kadar, deneysel olarak herhangi bir yük boşaltma işlemi yapılmaksızın $E_{sb} = ^{in}E_{ef}$ eşitliği kabul edilmiştir.

Elastik özelliklerden bir diğeri olan Poisson oranının ise, incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzeme için, genel bir kurala uymaksızın tüm yönlerde 0.14 ile 0.45 değerleri arasında dağılım sergilediği belirlenmiştir. Oldukça geniş bir aralıkta saptanan bu değişim, video ekstensometrenin daralma ölçümü için numune eni doğrultusunda işaretlenen dairesel noktaların aynı eksenle oluşturulamaması ile bağdaştırılmıştır. Bu faktörün, elastik alandaki çok küçük daralma gerinimi değerlerinde belirgin sapmalara neden olduğu düşünülmektedir. İncelenen sac malzemenin Poisson oranı ν , literatürde çelik malzemeler için çoğunlukla verilen ortalama bir değer ile 0.30 olarak alınacaktır.

Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, deney yazılımının başlangıçtaki yüklemeler için verdiği ve $^{in}E_{ef}$ olarak anılan efektif modül değerlerinin her bir yöndeki ortalaması Şekil 3.8 ve Çizelge 3.2'de sunulmuş; bunların sac düzleminde (3.5) eşitliğinden hesaplanan ortalaması da aynı şekil ve çizelgede belirtilmiştir.

$$^{in}\bar{E}_{ef} = \frac{^{in}E_{ef-0} + 2(^{in}E_{ef-45}) + ^{in}E_{ef-90}}{4} \quad (3.5)$$



Şekil 3.8 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin başlangıç yüklemesinde deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modül değerleri ile bunların sac düzleminde hesaplanan ortalaması

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinde, deney yazılımının başlangıçtaki yüklemeler için hesapladığı ve efektif modül ${}^{in}E_{ef}$ olarak tanımlanan değerler, α -lifi ve γ -lifi yönlenmelerine dair tekstür bileşenleri için elastik kendi içinde tutarlı modele göre Choi ve Chin (2006) tarafından hesaplanan elastiklik modülleri ile Çizelge 3.2'de karşılaştırılmıştır. Bu çalışmada, düşük karbonlu yüksek dayanımlı çeliklerin tavlanmış yapısında, $\{001\}<110>$ ve $\{112\}<110>$ tekstür bileşenleri ile tanımlanan α -lifinin ve $\{111\}<110>$ ve $\{111\}<112>$ tekstür bileşenleri ile tanımlanan γ -lifinin tipik kristalografik yönlenmeler olduğu bildirilmiştir. Belirtilen dört ideal tekstür bileşeni için Çizelge 3.2'de sunulan elastiklik modülü değerleri, Şekil 2.24'te verilen diyagramlardan okunan düzlem gerinim modülü E' değerlerinin kullanılması ve Poisson oranı ν değerinin 0.30 alınması suretiyle, (2.2) eşitliğinden hesaplanmıştır. Düzenlenen çizelgedeki karşılaştırma, H 320 LA kalitesindeki çelik saca başlangıçta uygulanan çekme yüklemesinde deney yazılımı tarafından elastiklik modülü olarak sunulan ancak efektif modül ${}^{in}E_{ef}$ terimi ile nitelendirilen değerlerin, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultuda $\{001\}<110>$ tekstürü için; 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ise $\{112\}<110>$ tekstürü için verilmiş elastiklik modülü değerlerine olan yakınlıklara dikkat çekmektedir. Yapılan bu karşılaştırmaya dayanarak, H 320 LA kalitesindeki çelik sacda, söz konusu tekstür bileşenlerinin tanımladığı α -yönlenmesinin baskın olduğu tahmin edilmiştir.

Ancak, incelenen sac malzemede deneylerden ölçülen efektif modüllerin sac düzlemindeki ortalamasına en yakın olan değer, α -lif yönlenmesinin yanı sıra, $\{111\} \langle 110 \rangle$ ve $\{111\} \langle 112 \rangle$ tekstür bileşenlerince temsil edilen γ -lif yönlenmesine dair değerlerin de ortalamaya katılması suretiyle elde edilmiştir. Dolayısıyla, söz konusu malzemedeki kristalografik yönlenmeye dair γ -lifinin de dikkate alınması gerektiği düşünülmüştür.

Çizelge 3.2 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki başlangıç yüklemesinde deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu ve efektif olarak nitelenen modül değerleri ile Choi ve Chin (2006) tarafından demirin α -lif ve γ -lif yönlenmeleri için elastik kendi içinde tutarlı modele göre hesaplanan elastiklik modülü değerlerinin karşılaştırılması

	H 320 LA Kalitesindeki Çelik Sac Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinin Başlangıç Yüklemesinde Deney Yazılımının Elastiklik Modülleri Olarak Sunduğu Fakat Efektif Nitelikte Değerlendirilen Modüller ⁱⁿ E_{ef} [MPa]	Choi ve Chin (2006) Tarafından Kendi İçinde Tutarlı Modele Göre Demir Kristalinde α -Lifi ve γ -Lifi Yönlenmelerinin Tekstür Bileşenlerine Dair Elastiklik Modülleri			
		α -Lifi Yönlenmesi		γ -Lifi Yönlenmesi	
		$\{001\} \langle 110 \rangle$ için E [MPa]	$\{112\} \langle 110 \rangle$ için E [MPa]	$\{111\} \langle 110 \rangle$ için E [MPa]	$\{111\} \langle 112 \rangle$ için E [MPa]
0°	209000	~ 209500	~ 221000	~ 230000	~ 230500
45°	204500	~ 177500	~ 208500	~ 225500	~ 226000
90°	243000	~ 208500	~ 238500	~ 230500	~ 230500
Düzlemdeki Ortalama	215500	~ 193500	~ 219000	~ 228000	~ 228500
Düzlemdeki Ortalama Değerlerin Ortalaması: ~ 217500 MPa					

Düşük karbonlu yüksek dayanımlı çeliklerde tipik olduğu Choi ve Chin (2006) tarafından bildirilen α -lifi ve γ -lifi yönlenmelerini oluşturan tekstür bileşenleri için, aynı araştırmacılar tarafından elastik kendi içinde tutarlı modele göre yapılan hesaplamalardan ortaya konmuş değerlerin ortalamasına olan yakınlığa dayanarak, incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda, üç yöndeki başlangıç yüklemelerine göre 215500 MPa değeri ile hesaplanan ortalama efektif modül, bu sac malzemenin ortalama elastiklik modülü $\bar{E}$ olarak değerlendirilmiştir.

Ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac ile haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda, yükleme-yük boşaltma ve tekrar yükleme tarzında yürütülen tek eksenli çekme deneylerinde, çekme yönünde yük boşaltmadan önce söz konusu olan gerçek toplam gerinim ε ve yük boşaltmadan sonra numune üzerinde

kalan gerçek plastik gerinim $^p\varepsilon$ değerlerine göre, deney yazılımının elastiklik modülü olarak hesapladığı fakat efektif modül E_{ef} [MPa] olarak nitelenen değerlerin sergilediği değişim, grafik olarak Şekil 3.9-11’de; denklem olarak ise (3.6-11) eşitlikleri ile verilmiştir. Aynı doğrultulardaki yük boşaltma süreçlerinde lineer regresyon ile hesaplanan ve geri esneme modülü olarak anılan efektif modül E_{sb} [MPa] değerlerinin çekme yönündeki ε ve $^p\varepsilon$ ile değişimi de grafiksel olarak Şekil 3.12-14’te sunulmuş; bu değişimlere dair elde edilen denklemler ise (3.12-17) ile ifade edilmiştir. Üç doğrultudaki deneylerde farklı gerinimlerden yapılan yükleme ve yük boşaltmalarda saptanan modüller, çekme yönündeki gerinim ile üslü fonksiyonlara uyarak düşüşler sergilemektedir. Söz konusu eğilim, bu modüllerin elastiklik modülü olarak değil; Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından ifade edildiği üzere, efektif modül veya geri esneme modülü terimleri ile tanımlanmasındaki isabet olarak değerlendirilmiştir.

$$E_{ef-0} = 150791.323(\varepsilon_x + 0.00576)^{-0.066} \quad (3.6)$$

$$E_{ef-0} = 151316.057(^p\varepsilon_x + 0.00644)^{-0.064} \quad (3.7)$$

$$E_{ef-45} = 150123.604[\varepsilon_{x'(45)} + 0.00133]^{-0.053} \quad (3.8)$$

$$E_{ef-45} = 150199.820[^p\varepsilon_{x'(45)} + 0.00296]^{-0.053} \quad (3.9)$$

$$E_{ef-90} = 150040.200(\varepsilon_y + 0.00370)^{-0.091} \quad (3.10)$$

$$E_{ef-90} = 148951.826(^p\varepsilon_y + 0.00548)^{-0.094} \quad (3.11)$$

$$E_{sb-0} = 154106.052(\varepsilon_x + 0.00258)^{-0.055} \quad (3.12)$$

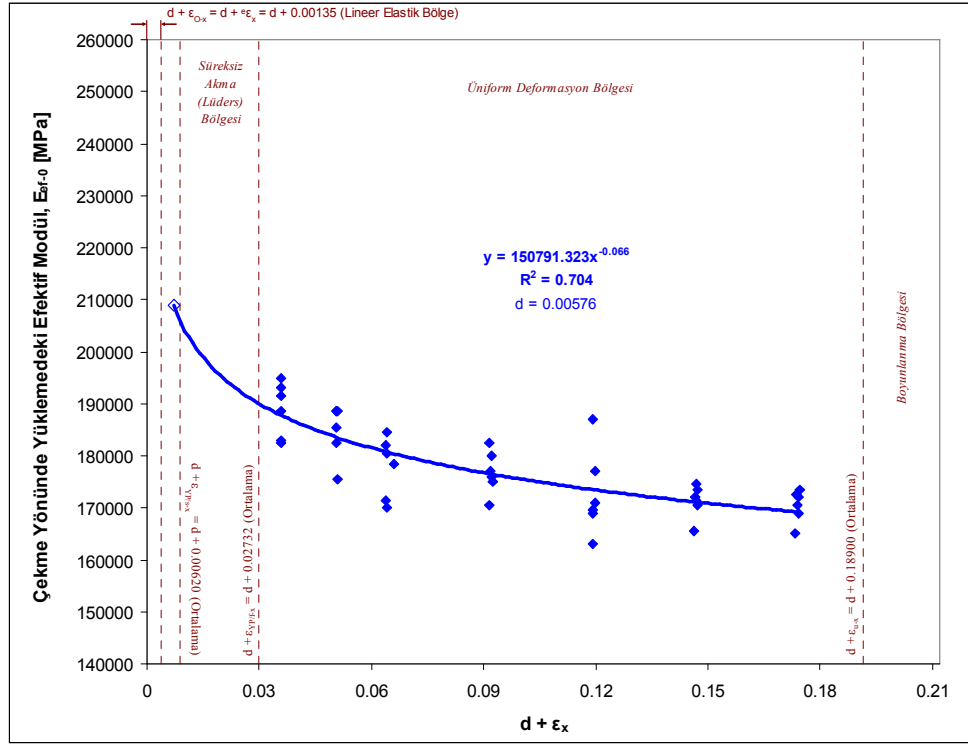
$$E_{sb-0} = 154264.851(^p\varepsilon_x + 0.00361)^{-0.054} \quad (3.13)$$

$$E_{sb-45} = 149763.081[\varepsilon_{x'(45)} + 0.00396]^{-0.060} \quad (3.14)$$

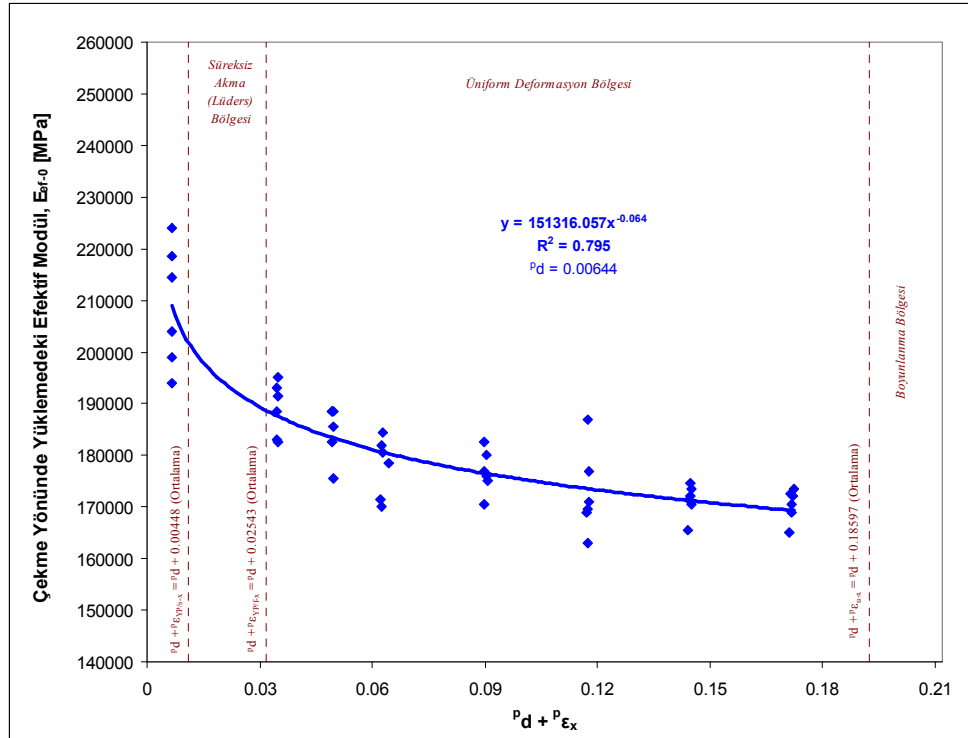
$$E_{sb-45} = 149915.232[^p\varepsilon_{x'(45)} + 0.00518]^{-0.059} \quad (3.15)$$

$$E_{sb-90} = 153107.628(\varepsilon_y + 0.00253)^{-0.083} \quad (3.16)$$

$$E_{sb-90} = 153018.739(^p\varepsilon_y + 0.00380)^{-0.083} \quad (3.17)$$

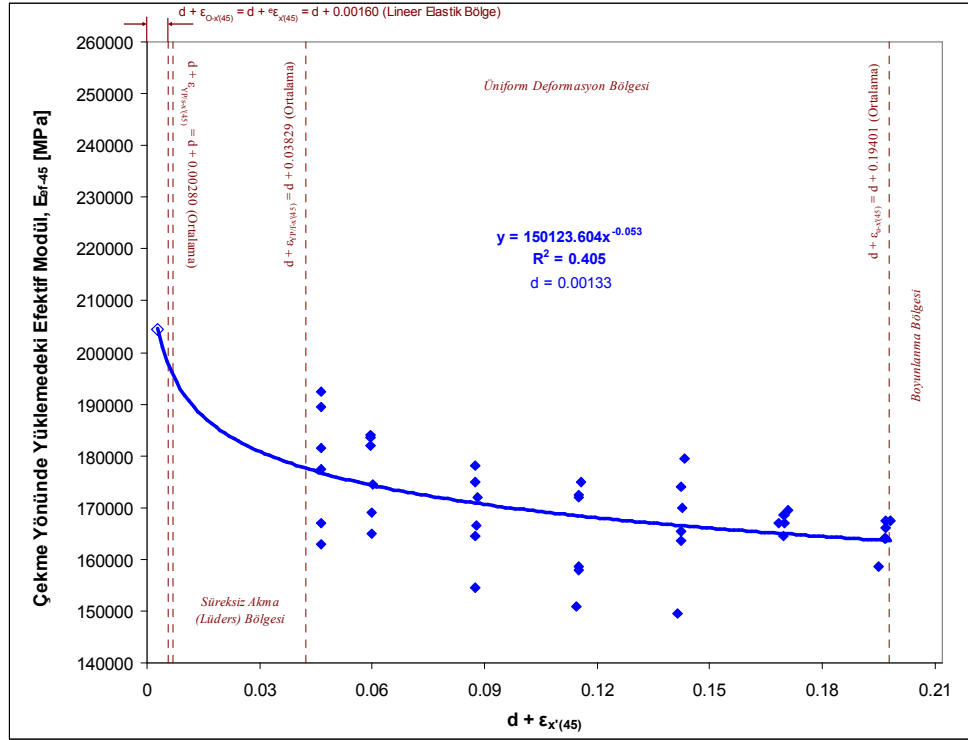


(a)

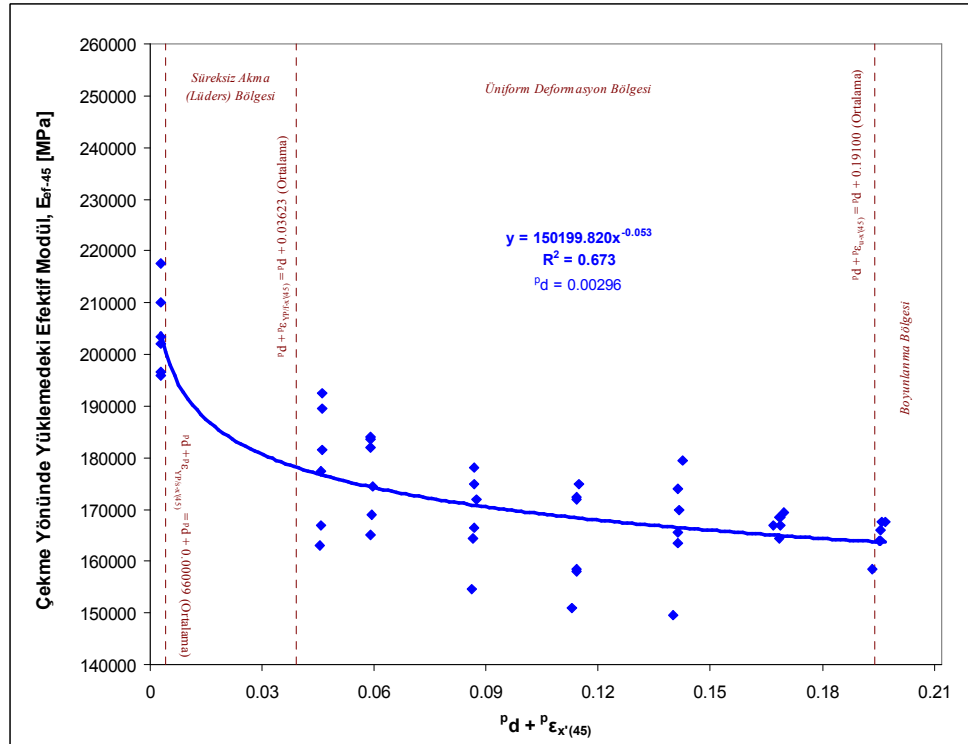


(b)

Şekil 3.9 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0^0 'lık) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi

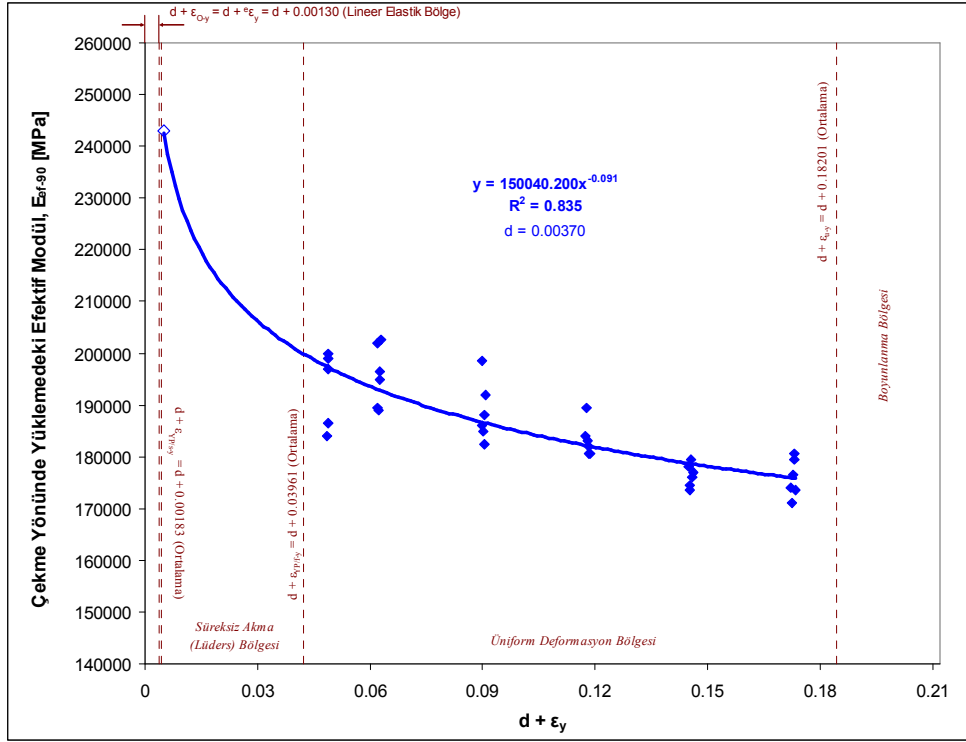


(a)

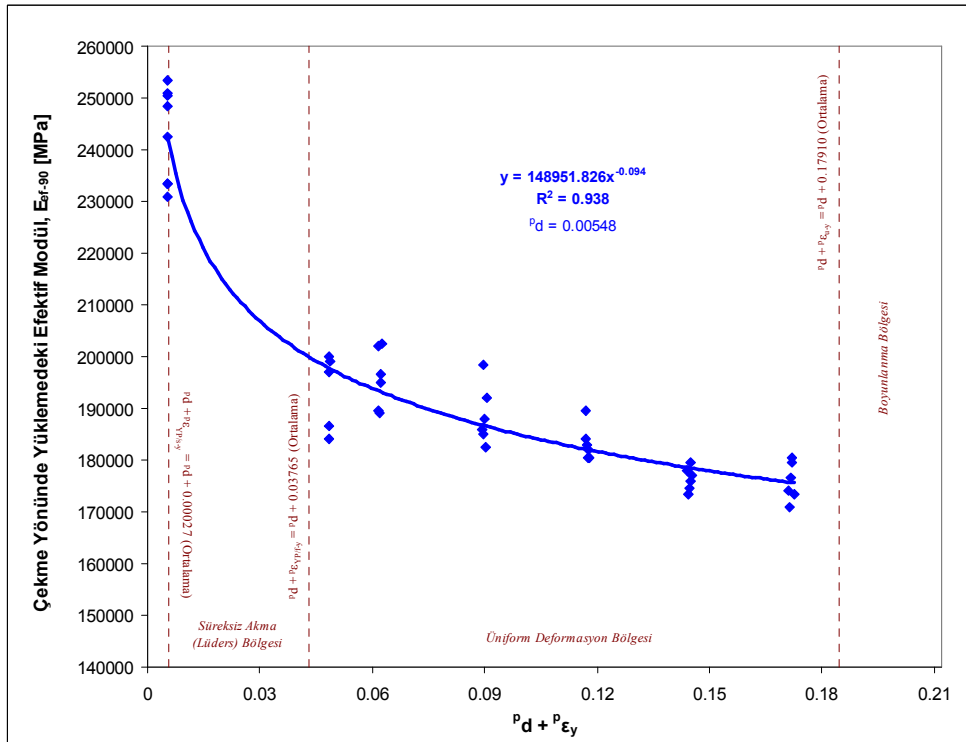


(b)

Şekil 3.10 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45^0 'lık) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi

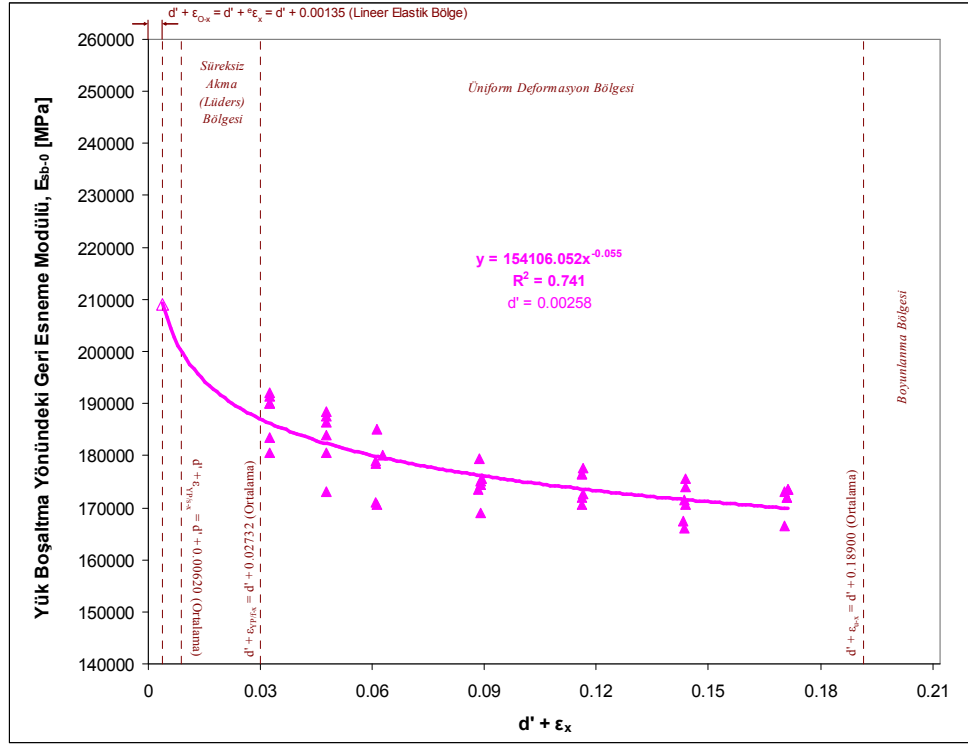


(a)

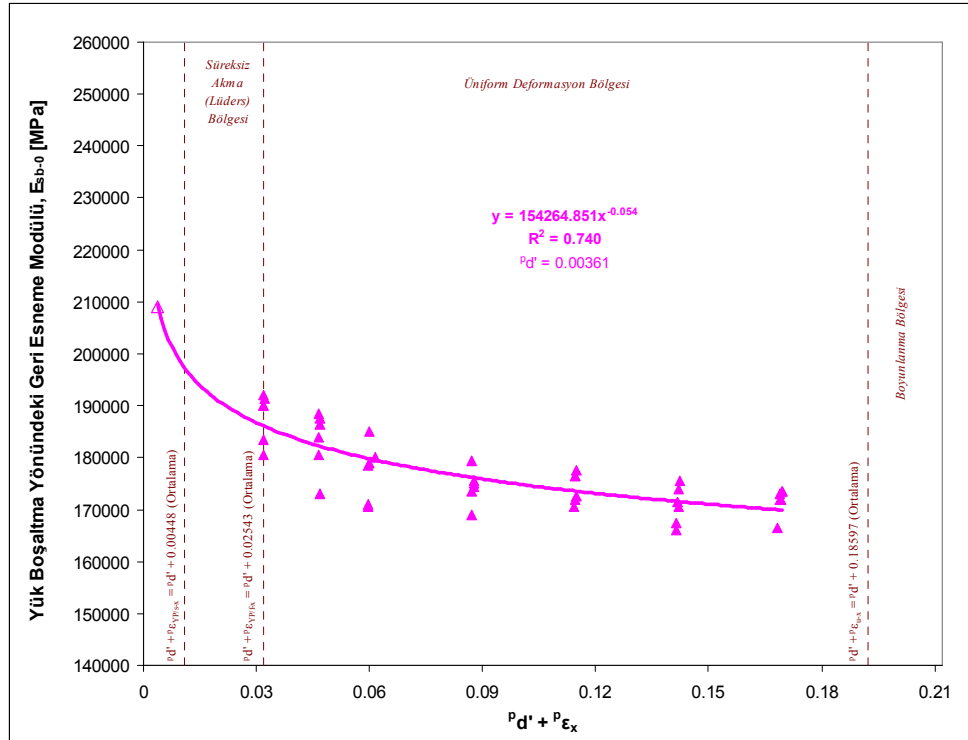


(b)

Şekil 3.11 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90⁰'lık) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi

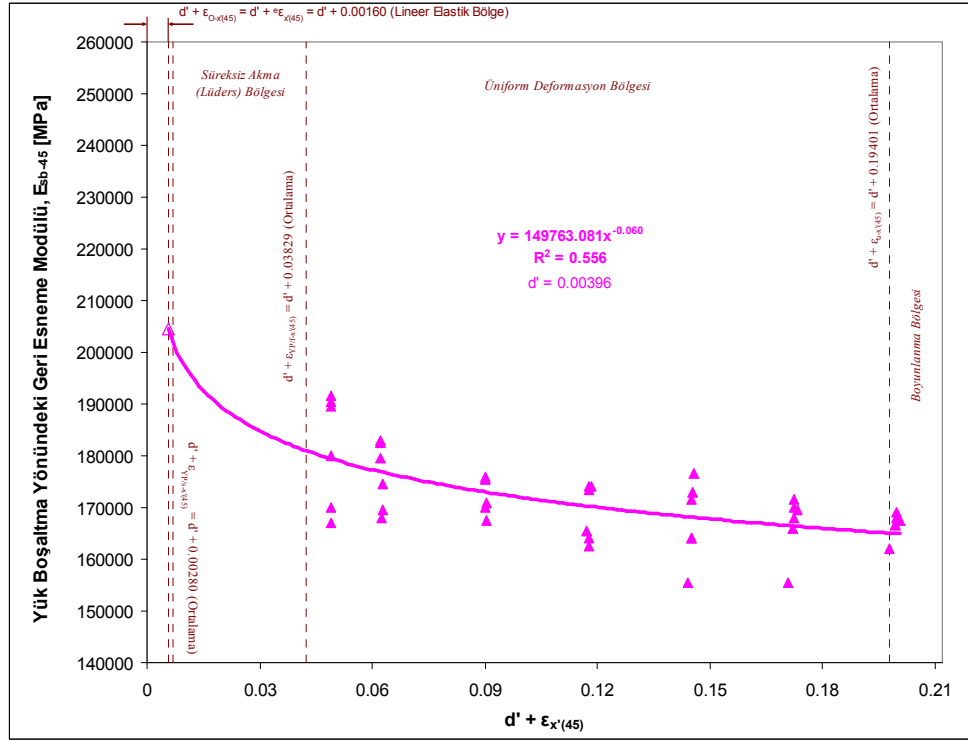


(a)

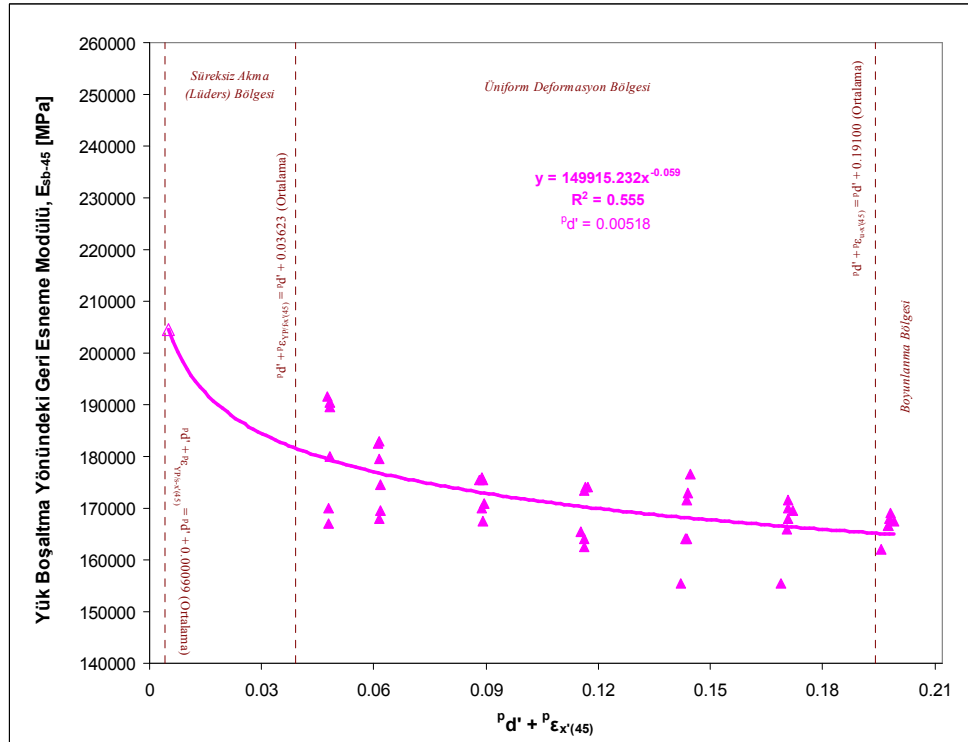


(b)

Şekil 3.12 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0° 'lık) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalara dair lineer regresyonlardan efektif nitelikte belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi

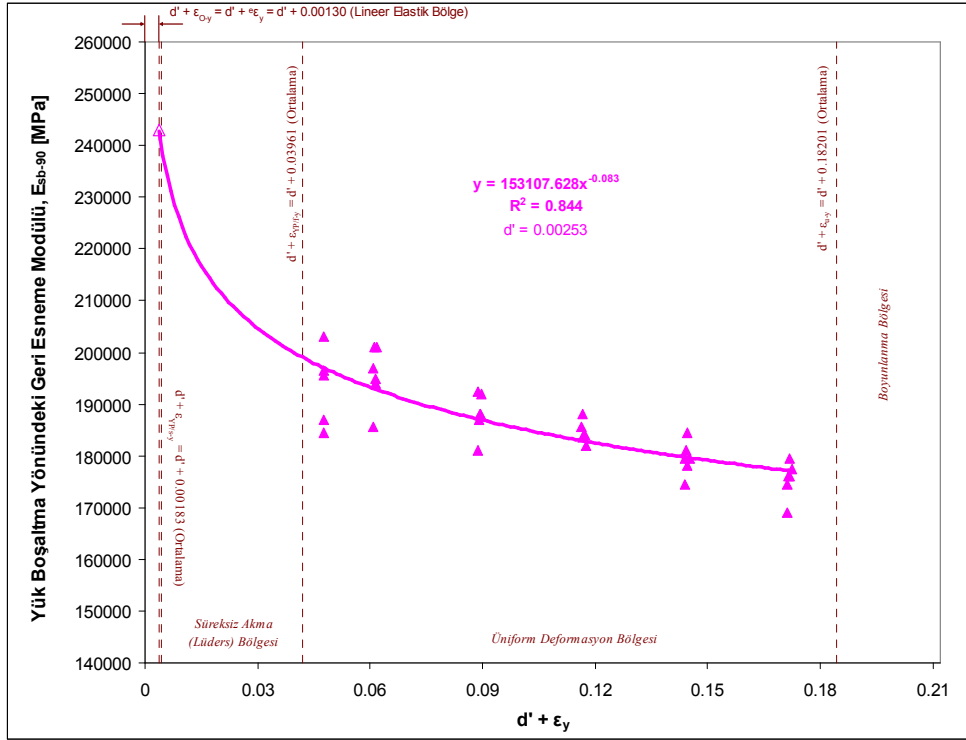


(a)

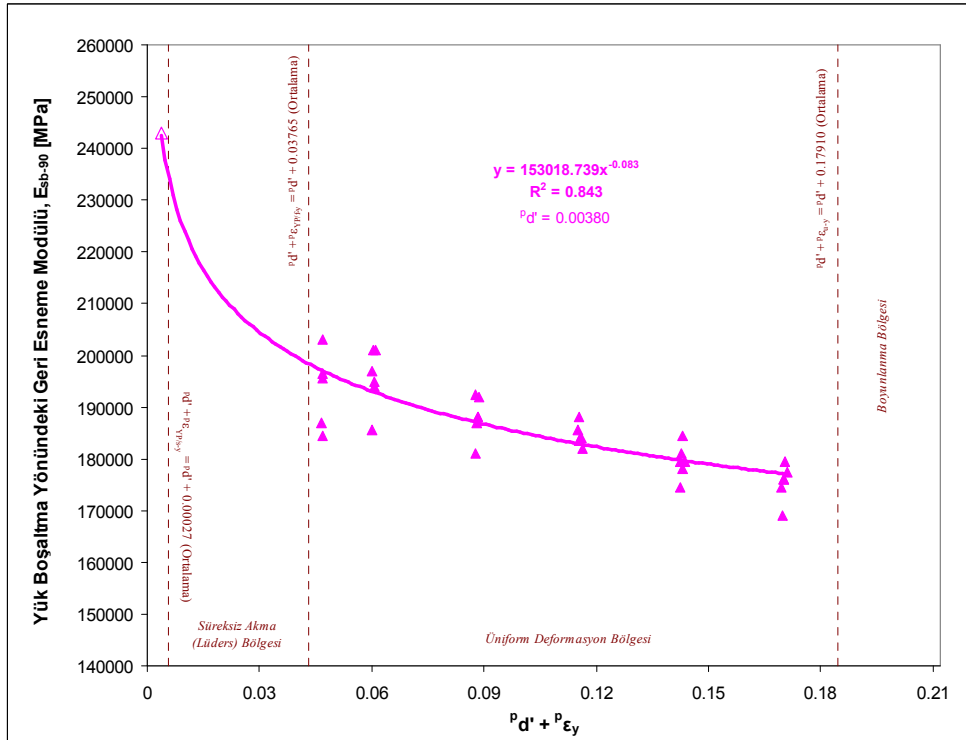


(b)

Şekil 3.13 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45°'lik) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalara dair lineer regresyonlardan efektif nitelikte belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi



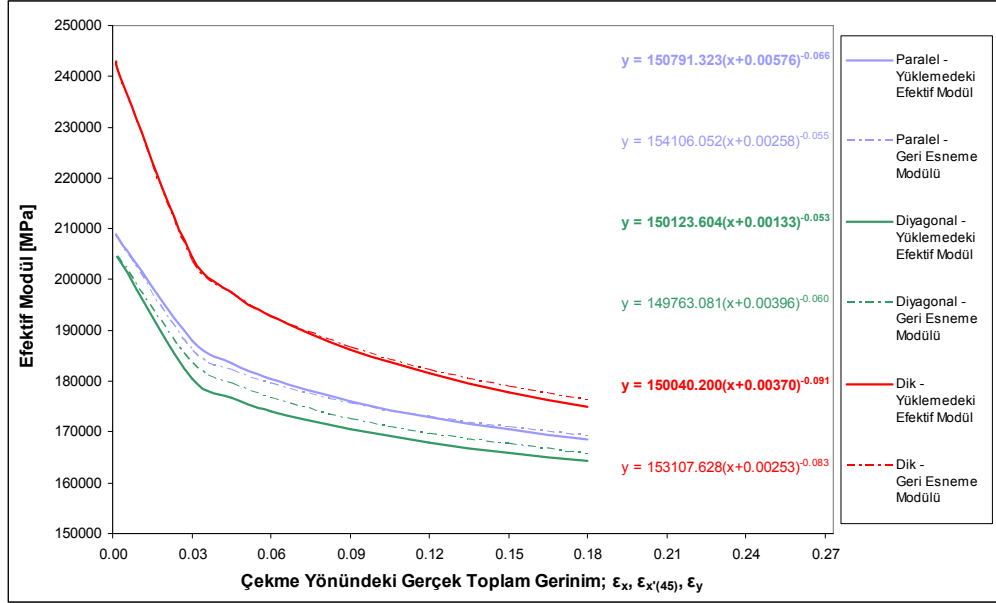
(a)



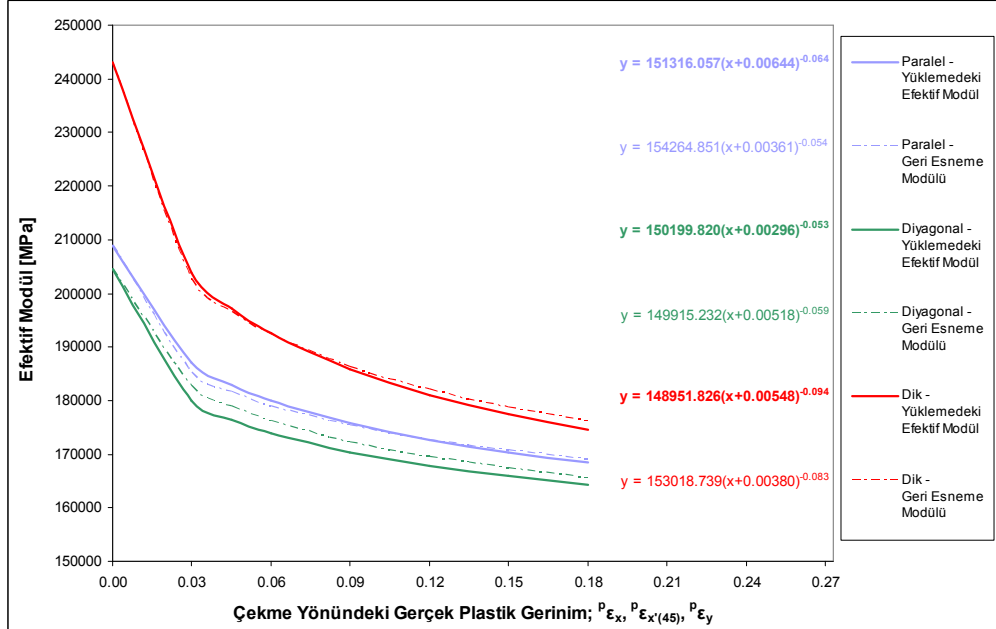
(b)

Şekil 3.14 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90° 'lık) doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalara dair lineer regresyonlardan efektif nitelikte belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi

İncelenen sac malzemeye yönelik elde edilen (3.6-17) bağıntılarından faydalanarak, üç yöndeki E_{ef} ve E_{sb} değerlerinin çekme doğrultularındaki gerçek toplam gerinim ve bunların plastik kısmı ile genellenen değişimleri Şekil 3.15'te karşılaştırılmıştır.



(a)



(b)

Şekil 3.15 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim düzeylerinden yapılan yüklemelere dair deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modülün ve yük boşaltmalarda lineer regresyonlardan yine efektif nitelikte tanımlanan geri esneme modülünün yük boşaltma öncesinde çekme doğrultusundaki gerçek toplam gerinim (a) ve bunun numune üzerinde kalan plastik kısmı (b) ile değişimi

Nominal kalınlık değeri 1.01 mm olarak verilen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, çekme doğrultusunda seçilen belli bir gerinim düzeyindeki yüklemelerde deney yazılımının elastiklik modülü olarak verdiği fakat efektif olarak benimsenen modüllerin yanısıra, yük boşaltmalarda lineer regresyondan belirlenen ve yine efektif nitelik arz eden geri esneme modülüne dair en yüksek değerlerin haddeleme yönüne dik (90^0 'lik) doğrultuda, en düşük değerlerin ise diyagonal (45^0 'lik) doğrultuda ortaya çıktığı görülmüştür.

Üniform deformasyon bölgesinin sonlarında, yüklemdeki efektif modülünün, haddeleme yönüne göre 0^0 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 168.5 GPa; 45^0 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 164.5 GPa; 90^0 'lik doğrultuda ise yaklaşık olarak 174.5 GPa düzeylerine kadar düştüğü gözlenmiştir. Söz konusu bölgede, yüklemdeki efektif modül E_{ef} ile geri esneme modülü E_{sb} değerleri arasındaki en büyük fark, haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda saptanmıştır. Bu doğrultudaki E_{sb} değerlerinin, yazılımın sunduğu E_{ef} değerlerine göre bir miktar daha yüksek olduğu görülmekle birlikte; ortaya çıkan farklılaşmanın % 0.8 ile % 1.7 arasında bulunduğu belirlenmiştir. Diğer iki doğrultudaki E_{ef} ve E_{sb} değerleri arasındaki farklılaşma daha küçük (maksimum % 1.0) olup; düşük deformasyon düzeylerinde daha düşük olan E_{sb} değerlerinin, artan deformasyon ile az da olsa E_{ef} değerlerinin üzerine çıktığı gözlenmiştir. Deneylerdeki yükleme ve yük boşaltma süreçleri arasında geçen 5-10 dakikalık sürede, karbon ve azot gibi arayer çözelti atomlarının dislokasyonlara göç ederek, yük boşaltma işleminin sonrasındaki tekrar yükleme sürecinde ölçülen efektif modül değerlerine herhangi bir etkide bulunduğu düşünülmemektedir.

Yükleme ve yük boşaltmalardaki efektif modüllerin uygulanan deformasyon ile sergilediği saptanan düşüş eğilimi, literatürde, çeşitli malzemeler üzerinde yapılmış çalışmalardan elde edilen sonuçlara yakın bulunmuştur. Ancak, Morestin ve Boivin (1996), Morestin vd. (1996), Li vd. (2002) ve Zang vd. (2007) tarafından yapılan çalışmalarda, söz konusu eğilim için “elastiklik (Young) modülünün plastik gerinim ya da deformasyon ile değişimi” ifadesi kullanılmıştır. Metalsel malzemelerin fiziksel bir özelliği olan ve atomlararası bağ kuvvetine dayanan elastiklik modülünün deformasyon ile değiştiğine dair ifade benimsenmemiştir. Zira Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından yapılan çalışmalardan, uygulanan deformasyon ile değişen modülün, esasen, anlık teğet modüllerinin ortalaması olduğu görülebilir. Cleveland ve Ghosh (2002), yükleme ve yük boşaltmaları anlık ölçülen teğet modülleri ile irdelemekle birlikte; akma noktasına kadar olan bölgenin başlangıç ve bitiş noktalarını birleştiren düz hattın eğimini efektif yükleme modülü olarak tanımlamışlar; yük boşaltma sürecinin başlangıç ve bitiş noktalarını birleştiren doğrunun eğimini de efektif yük

boşaltma modülü olarak nitelendirilmişlerdir. Aynı konu, Luo ve Ghosh (2003) tarafından yapılan çalışmada da benzer bir şekilde, anlık teğet modülleri veya bunların ortalaması ile değerlendirilmiş olup; yük boşaltma süreçleri için ortalama yük boşaltma modülü veya geri esneme modülü ifadeleri kullanılmıştır. Çalışmamızda ise, tek eksenli çekme deneylerinin yükleme sürecinde, yazılım tarafından yapılan lineer regresyon ile hesaplanarak sunulan elastiklik modülleri efektif modül olarak nitelendirilmiş; yük boşaltma sürecine dair Excel programı ile gerçekleştirilen lineer regresyonlardan belirlenen efektif modüller de süreci tanımlaması açısından geri esneme modülü olarak anılmıştır.

Seçilen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzeme üzerinde gerçekleştiren çalışmada, tek eksenli çekme yüklemesi ve yük boşaltma süreçlerindeki efektif modüllerin deformasyon ile sergilediği değişimler için, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından yapılan değerlendirmeler esas alınmıştır. Yük boşaltma sürecinde, küçük ölçekli dislokasyon hareketlerine ve bariyerlerde yığılmış, hücre duvarları veya düğümlerde karşılıklı ikizlenmiş dislokasyonların serbest kalışına dayanan mikropplastik gerinimin elastisiteye olan katkısının, deformasyon veya dislokasyon yoğunluğu ile arttığına; anelastik olarak değerlendirilebilen ve elastik sayılmayan bu etki sonucunda da yük boşaltma süreçlerinde efektif nitelik arz eden geri esneme modüllerinin ve sonraki yükleme süreçlerinde ölçülen efektif modüllerin düşük değerler sergilediğine dair anılan araştırmacılar tarafından yapılan yorumlar benimsenmiştir. Lineer olamayan yük boşaltma süreçlerinde gerçek gerilme ile gerçek gerinim değerleri arasında yapılan lineer regresyonlardan belirlenen geri esneme modülleri, çalışmamızda, yük boşaltma ile ortaya çıkan toplam geri esneme gerinimlerinin $^{\text{sb}}\epsilon \approx \sigma/E_{\text{sb}}$ eşitliğinden yaklaşık hesaplanmasında kullanılmak suretiyle, geri dönüşlerde sergilenen elastik davranışa ilaveten mikropplastisitenin katkısı da dikkate alınmış olacaktır.

Anelastik ya da geri dönebilen mikropplastik gerinimlerin yanısıra, uygulanan deformasyon ile malzeme yapısındaki mikroçatlakların büyümesi sonucunda malzemenin rijitliğinde gözlenen zayıflamalar da araştırmacılar tarafından incelenmekte olan ve modellenmeye çalışılan bir konu durumundadır. Söz konusu etkinin, gevrek bir malzemedeki kadar olmasa da incelemiş olduğumuz sac malzemeye, özellikle haddeleme yönüne 90^0 'lik doğrultu için belli oranda yansıdığı düşünülmektedir.

Sacın haddelenmesinde, inklüzyon, boşluk, empürite, sekonder faz gibi yapıda süreksizlik arz eden unsurların haddeleme yönünde dizilmesi ve/veya ezilerek uzaması ile ortaya çıkan mekanik anizotropi veya liflenme, haddeleme yönüne dik doğrultudaki süneklik değerlerine olumsuz yönde etkide bulunmaktadır. Başlangıç yüklemesinde ölçülen modül ile üniform

deformasyon bölgesinin sonlarında görünen modül arasındaki en keskin farkın haddeleme yönüne 90^0 'lık doğrultuda belirmiş olması, artan deformasyon ile dislokasyon yoğunluğunun artmasına dayanan ve anelastisite ya da mikroplastisite ile değerlendirilen elastik dışı etkide meydana gelen artışın yanısıra, bu doğrultudaki çekme zorlaması altında, yapıda genelde süreksizliklere bağlı mikroçatlakların veya boşlukların deformasyon ile büyümesinin diğer yönlerle göre daha fazla olması ve rijitliği daha yüksek oranda zayıflatması ihtimalini akla getirmektedir. Modülün özellikle 90^0 'lık doğrultuda daha keskin düşüşler sergilemesinde, söz konusu etkinin de belli oranda rol üstlendiği düşünülmektedir.

3.1.2 Bazı Plastik Özelliklerin Belirlenmesi

Çalışmamızda ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın bazı temel plastik özelliklerinin belirlenmesi amacıyla, iki tip tek eksenli çekme deney serisi düzenlenmiş ve bunlar haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanmıştır.

İlk seri, plastik akış başladıktan sonra gerilme – gerinim eğrilerinin karakteristiğini ifade eden mekanik değerlerin ve bunların deformasyon hızı ile değişiminin belirlenmesine yönelik düzenlenmiş olup; bu seride, çene ayrılması bakımından dört farklı sabit çekme hızı değeri ile çalışılmıştır. İkinci seride ise, sac malzemenin plastik gerinim oranı değerlerinin farklı gerinim düzeylerinde ölçülmesi; bu değerlerin de çekme yönünde uygulanan gerinim ile gösterdiği değişimin belirlenmesi amaçlanmıştır.

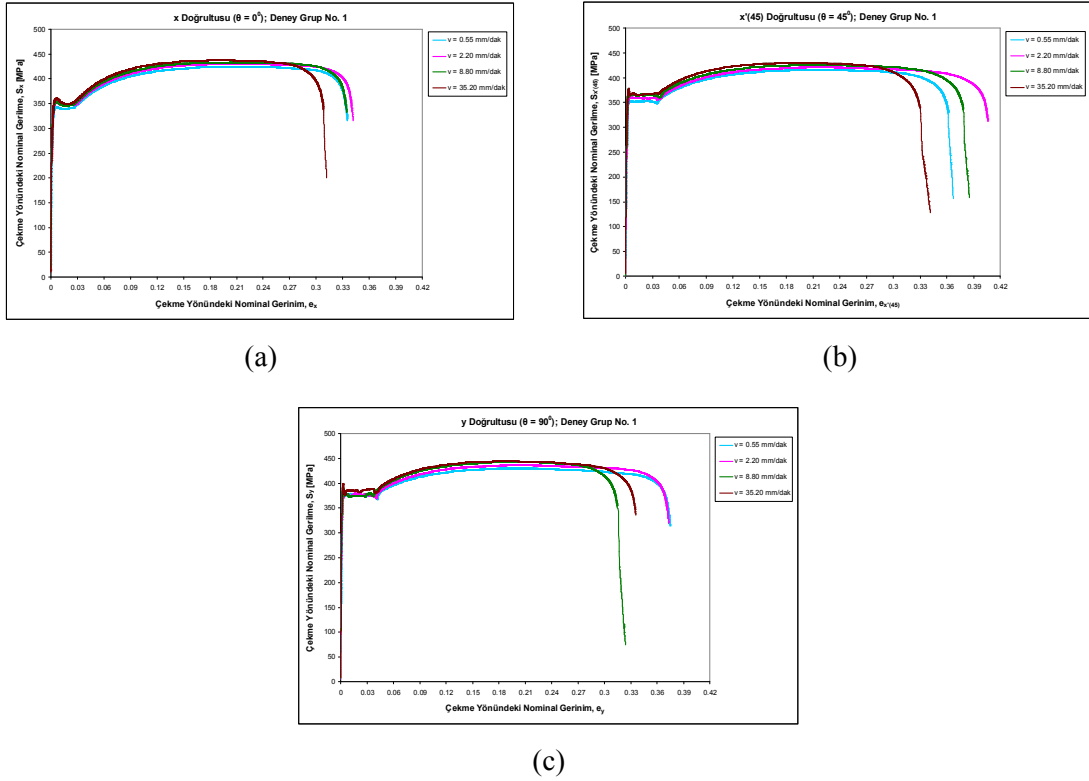
Söz konusu serilerde, tek eksenli çekme deney numunelerin deney makinesine bağlanması için pnömatik çeneler kullanılmış; bağlama esnasında ortaya çıkan küçük eksenel kuvvetler, makinenin numune koruma seçeneği ile ± 20 N sınırına çekilmiştir.

3.1.2.1 Gerilme – Gerinim Eğrilerine Dair Karakteristikler

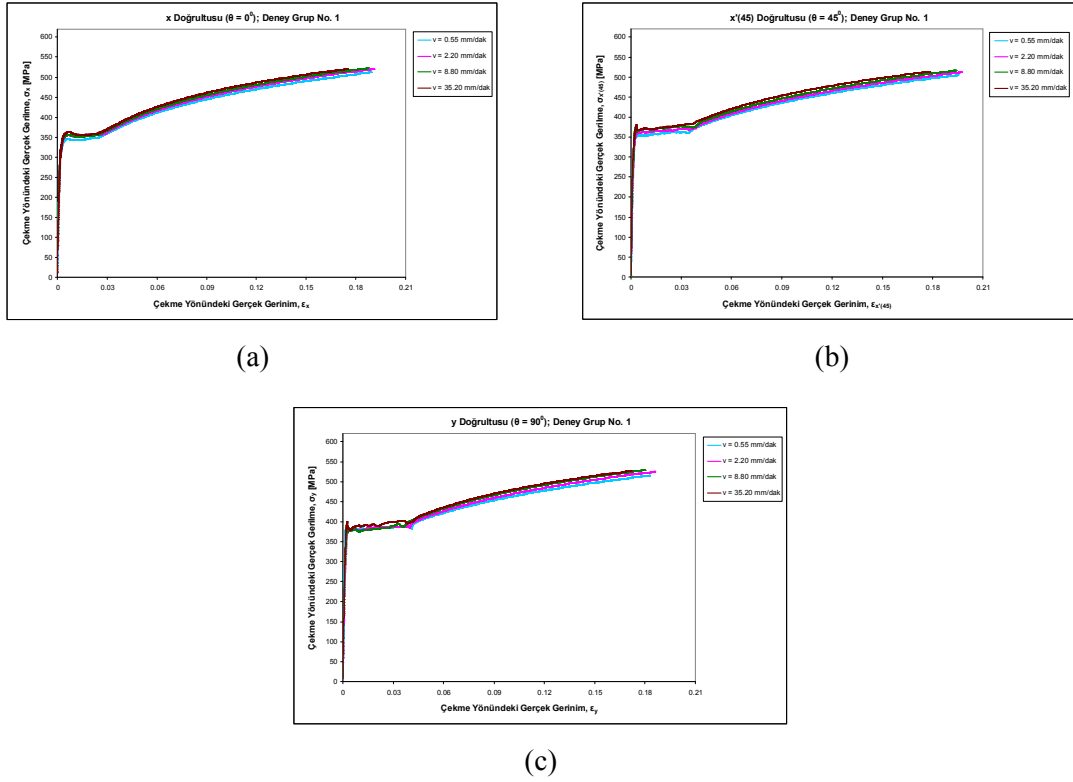
Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca, haddeleme yönünde göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda, çene ayrılması olarak dört farklı çekme hızı v_{ch} altında numuneler kopana kadar uygulanan tek eksenli çekme deneyleri ile çekme doğrultularındaki gerilme – gerinim eğrileri ortaya konmuş; plastik akışın başlaması ile beraber, bu sürekli eğrilerin karakteristiğini ifade eden mekanik özellikler belirlenmiştir. Sabit çekme hızlarının en düşüğü, modül ölçümüne yönelik uygulanmış olan deneylerde, çenelerin yaklaşık ayrılma hızına karşılık gelen 0.55 mm/dak değeri ile seçilmiştir. Diğerleri ise, bu en düşük hız değerinin dörder kat artırılması ile 2.20 mm/dak, 8.80 mm/dak ve 35.20 mm/dak olarak ayarlanmış ve deneylerde sabit tutulmuştur.

Öncelikli olarak, çekme doğrultusunda ortaya çıkan nominal gerilme – nominal gerinim eğrileri belirlenmiştir. Nominal gerilme değerleri, yük hücresi tarafından ölçülen anlık yük değerleri ve numunenin başlangıçtaki kesit alanından, deney yazılımı tarafından $S = F / A_0$ esasına göre hesaplanmıştır. Elastik sınır aşıldıktan sonraki elastik-plastik özellik nedeniyle, numune üzerinde yük mevcutken ekstensometre tarafından ölçülen anlık uzama değerleri ile yazılım tarafından $e_L = \Delta L / L_0$ esasına göre hesaplanan gerinimler, çekme doğrultusundaki nominal toplam gerinim değerlerini ifade edecektir. Haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve dört farklı çekme hızı ile uygulanan birer deney grubunda, numuneler kopuncaya kadar çekme doğrultularında belirlenen nominal gerilme – nominal gerinim diyagramları Şekil 3.16'da görülmektedir. Üç yönde elde edilen grafiklerin tümü ise toplu olarak Ek 1C'de verilmiştir.

Çekme doğrultusunda söz konusu olan nominal gerinim ve nominal gerilme değerlerinden $\varepsilon_L = \ln(1 + e_L)$ ve $\sigma = S(1 + e_L)$ denklemleri ile hesaplanan gerçek gerinim ve gerçek gerilme değerleri kullanılarak çizilen grafikler ise, üç yöndeki birer deney grubu için Şekil 3.17'de verilmiş; tüm deney grupları için elde edilen sonuçlar ise Ek 1D'de sunulmuştur.



Şekil 3.16 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta çekme doğrultusundaki nominal gerilme – nominal gerinim diyagramları



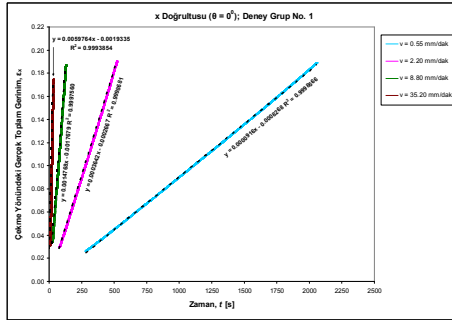
Şekil 3.17 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° 'lık (a), 45° 'lık (b) ve 90° 'lık (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta dengesizlik anına kadar çekme doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları

Tek eksenli çekme deneylerindeki gerilme hali, numunelerde boyun oluşumu ile beraber yükün düşmeye başladığı noktayı ifade eden ve çekme dengesizliği olarak nitelendirilen andan itibaren tek eksenlilikten çıkmakta ve oluşan boyun içerisinde üç eksenli hale gelmekte; eğrinin ilgili kısmının tek eksenli hale göre düzeltilmesi gerekmektedir. Dolayısıyla, çekme doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramları, çekme yükünün maksimum değere ulaştığı dengesizlik anına kadar çizilmiştir. Akma noktası uzaması (Lüders gerinimi) sürecinde de deformasyon üniform olmadığından, gerinim ve gerilmenin gerçek değerleri ile kullanılması uygun bulunmamaktadır. Üniform deformasyon, akma uzaması sona erdiğinde başlamakta ve numunelerde boyunlanmanın başladığı dengesizlik anına kadar sürmektedir.

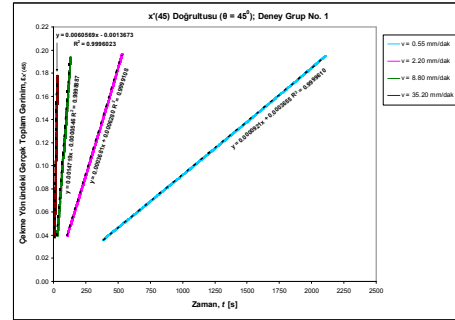
Haddeleme yönüne göre üç doğrultuda ve dört farklı çekme hızı ile H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesine dair mekanik özelliklerin deformasyon hızı ile korelasyonu incelenirken, bu bölgede deformasyon hızı olarak, çekme doğrultusundaki gerçek gerinim hızları esas alınacaktır. Deformasyonun üniform olmadığı akma noktasına dair mekanik özelliklerin hız ile gösterdiği değişimlerde ise, deformasyon hızı olarak çekme hızının esas alınması uygun görülmüştür.

Üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda ortaya çıkan gerçek toplam gerinim hızı değerlerinin belirlenebilmesi amacıyla, bu bölgede çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim – zaman bağıntıları araştırılmıştır. Üç yönde ve tüm çekme hızlarında, çekme doğrultusunda ölçülen gerçek toplam gerinim ve zaman değerleri ile yapılan lineer regresyonlarda tama yakın korelasyonlar gözlenmiştir. Regresyonlardan belirlenen doğruların eğimi, (3.18) bağıntısı da ifade ettiği üzere, üniform deformasyon bölgesinde çekme yönünde ortaya çıkan ortalama gerçek toplam gerinim hızı değerini vermektedir. Bu şekilde belirlenen değerler, çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\epsilon}_u$ olarak anılacaktır. İncelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve dört farklı çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin bir grubu için, çekme yönündeki gerçek toplam gerinim ve zaman değerleri ile üniform deformasyon bölgesinde yapılan lineer regresyonlar Şekil 3.18'de görülmektedir. Tüm gruplar için elde edilen bağıntılar ise Ek 1D'te verilmiştir.

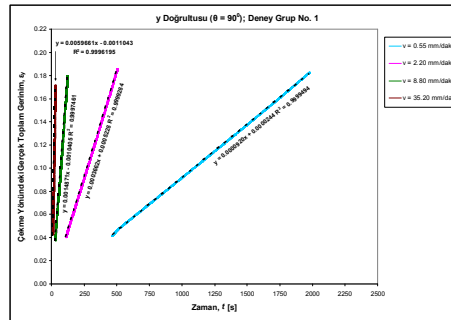
$$d\dot{\epsilon}_u = d\epsilon_u / dt \quad (3.18)$$



(a)



(b)



(c)

Şekil 3.18 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lik (a), 45^0 'lik (b) ve 90^0 'lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek toplam gerinim ve zaman değerleri ile yapılan lineer regresyonlar

Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde çekme yönündeki gerçek toplam gerinim ve zaman değerleri arasında uygulanan lineer regresyondan belirlenen çekme yönündeki ortalama gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\epsilon}_u$ değerleri, aynı çekme hızları için hesaplanan ortalama değerleri ile birlikte Çizelge 3.3'te belirtilmiştir.

Çizelge 3.3 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda ve farklı hızlar ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda belirlenen ortalama gerçek toplam gerinim hızı değerleri

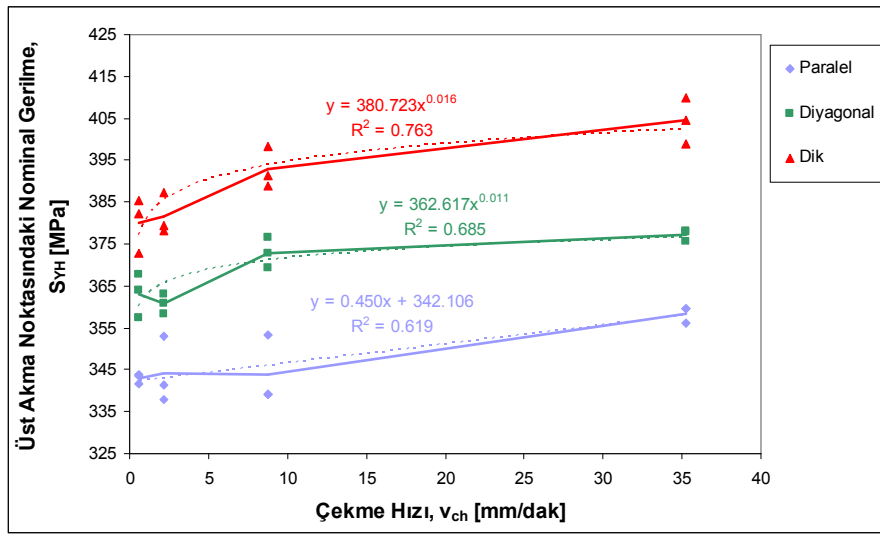
		Çekme Doğrultusundaki Ortalama Gerçek Üniform Toplam Gerinim Hızı $\dot{\epsilon}_u$ [s ⁻¹]			
	Deney Yönü	0°	45°	90°	Ortalama
Çekme (Çene) Hızı, v_{ch} [mm/dak]	0.55	0.916×10^{-4}	0.921×10^{-4}	0.920×10^{-4}	0.915×10^{-4}
		0.909×10^{-4}	0.910×10^{-4}	0.911×10^{-4}	
		0.904×10^{-4}	0.919×10^{-4}	0.925×10^{-4}	
	2.20	3.642×10^{-4}	3.681×10^{-4}	3.662×10^{-4}	3.653×10^{-4}
		3.620×10^{-4}	3.651×10^{-4}	3.695×10^{-4}	
		3.635×10^{-4}	3.676×10^{-4}	3.616×10^{-4}	
	8.80	14.768×10^{-4}	14.719×10^{-4}	14.871×10^{-4}	14.803×10^{-4}
		14.786×10^{-4}	14.813×10^{-4}	14.778×10^{-4}	
		14.674×10^{-4}	14.894×10^{-4}	14.926×10^{-4}	
	35.20	59.764×10^{-4}	60.569×10^{-4}	59.661×10^{-4}	59.839×10^{-4}
		59.041×10^{-4}	60.438×10^{-4}	60.012×10^{-4}	
		59.362×10^{-4}	59.348×10^{-4}	60.360×10^{-4}	

Üniform deformasyon bölgesi ile ilgili karakteristiklerin çekme doğrultularındaki $\dot{\epsilon}_u$ ile olan değişimi incelenirken, her bir çekme hızı için, Çizelge 3.3'te hesaplanan ortalama değerler kullanılacaktır. Çekme hızındaki artış ile çekme doğrultusundaki ortalama $\dot{\epsilon}_u$ değerlerinde meydana gelen artışların birbirine yakın olduğu anlaşılmaktadır. Zira çekme hızında 64 katlık bir artış, $\dot{\epsilon}_u$ değerlerinde yaklaşık 65.4 katlık bir artışa karşılık gelmektedir.

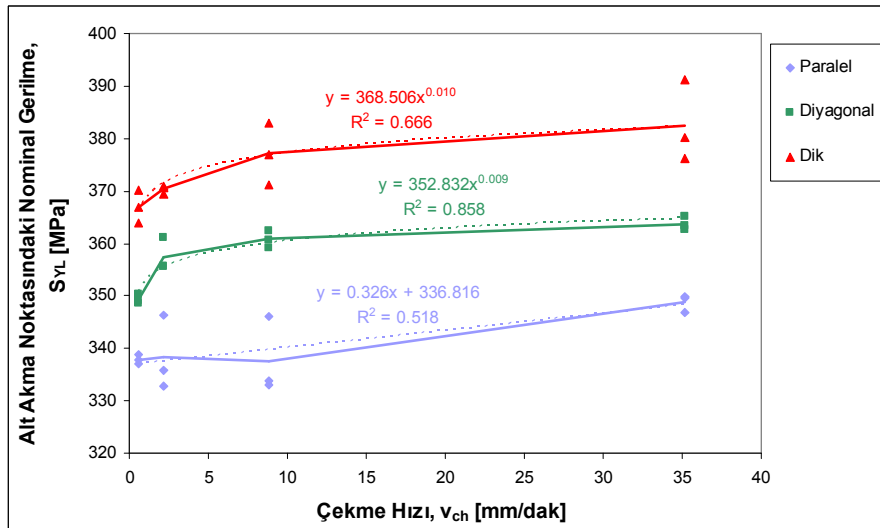
3.1.2.1.1 Başlangıçtaki Akma Davranışı

Çalışmamız kapsamında ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzeme, başlangıç itibariyle belirgin (süreksiz) akma sergilemekte ve Lüders deformasyonu gözlenmektedir. Tek eksenli çekme deneylerinde Lüders sürecinin başladığı andaki nominal gerilme $S_{YP/s}$, malzemenin üst akma dayanımı S_{YH} veya R_{eH} olarak değerlendirilip; bu noktadaki nominal toplam gerinim de $e_{YP/s}$ veya e_{YH} olarak gösterilmiştir.

Alt akma noktasındaki nominal gerilme ya da alt akma dayanımı için S_{YL} veya R_{eL} gösterimi benimsenmiş; söz konusu noktadaki nominal toplam gerinim de e_{YL} olarak belirtilmiştir. Söz konusu sürecin sona erdiği andaki nominal toplam gerinim $e_{YP/f}$ olarak adlandırılırsa, akma noktasındaki uzama yüzdesi veya Lüders gerinimi, $YPE = e_{YP/f} - e_{YP/s}$ şeklinde hesaplanabilir. İncelenen sacda, haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda başlangıç itibariyle gözlenen belirgin akma karakteristikleri, çekme hızı değerlerine bağlı olarak Ek 1E'de yer alan çizelgede verilmiştir. Üst ve alt akma dayanımının çekme hızı ile değişimi ise grafiksel olarak Şekil 3.19'da görülmektedir.



(a)



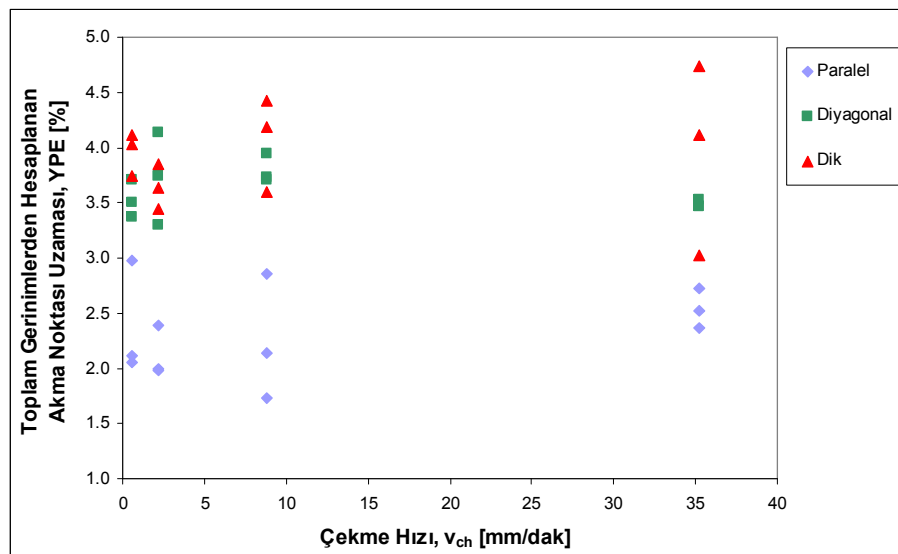
(b)

Şekil 3.19 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen üst akma dayanımının (a) ve alt akma dayanımının (b) çekme hızı ile değişimi

Ele alınarak incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, aynı çekme hızlarında üst ve alt akma dayanımının en yüksek değerleri, haddeleme yönüne 90^0 'lık (dik) doğrultuda; en düşük değerleri ise 0^0 'lık (paralel) doğrultuda gözlenmiştir. Çalışılan çekme hızı aralığında, üç yöndeki üst ve alt akma dayanımı değerleri, genel itibariyle çekme hızı ile belli düzeyde artışlar sergilemektedir. Üst akma dayanımı, deney makinesinin rijitliği ve numunelerin yükleme ekseninden kaçık olarak bağlanması gibi faktörlere karşı duyarlılık sergilediği için, malzemenin akma dayanımını ifade etmede, alt akma dayanımının kullanılması uygun görülmüştür.

Nominal kalınlık değeri 1.01 mm olan H 320 LA kalitesindeki çelik sacın tek eksenli çekme deneylerinde, çalışılan çekme hızı aralığında alt akma dayanımı, yaklaşık değerler itibariyle haddeleme yönüne göre 0^0 'lık doğrultuda 333 MPa ile 350 MPa arasında; 45^0 'lık doğrultuda 348.5 MPa ile 365 MPa arasında; 90^0 'lık doğrultuda ise 364 MPa ile 391.5 MPa arasında ölçülmüştür. Çekme hızının 0.55 mm/dak'tan 35.20 mm/dak'a, 64 kat artırılması sonucunda alt dayanımında meydana gelen ve hıza oranla küçük sayılabilecek artışlar, malzemenin oda sıcaklığında deformasyon hızına karşı düşük değerlerde de olsa sergilediği pozitif duyarlılığı yansıtmaktadır.

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanan aynı tek eksenli çekme deneylerinde, çalışılan dört farklı çekme hızına karşılık gelen akma noktası uzaması (Lüders gerinimi) değerleri Şekil 3.20'de verilmiştir.



Şekil 3.20 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen akma noktası uzamasının (Lüders geriniminin) çekme hızı ile değişimi

Ele alınan saca uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, Lüders deformasyonu bölgesinin sınırlarındaki nominal toplam gerinim değerlerinin arasındaki fark olarak hesaplanan akma noktasındaki uzama yüzdesi ile çekme hızı arasında üç yönde de herhangi bir korelasyon belirlenememiş; söz konusu uzamanın, üç yönde ve aynı zamanda her bir yönde kendi içerisinde geniş ve kurlsız bir dağılım sergilediği gözlenmiştir. Akma noktası uzaması, haddeleme yönüne paralel doğrultuda % 1.73 ile % 2.98 arasında ölçülerek; üç yön içerisinde en düşük değerlerini bu doğrultuda sergilemiştir. Haddeleme yönüne göre 45⁰'lik doğrultuda % 3.30 ile % 4.13 arasında ölçülen akma noktası uzamasının en yüksek değerlerine 90⁰'lik doğrultuda ulaştığı gözlenmiştir; bu doğrultudaki söz konusu uzama değerleri % 3.02 ile % 4.74 arasında ölçülmüştür.

3.1.2.1.2 Pekleşme Bağıntısı

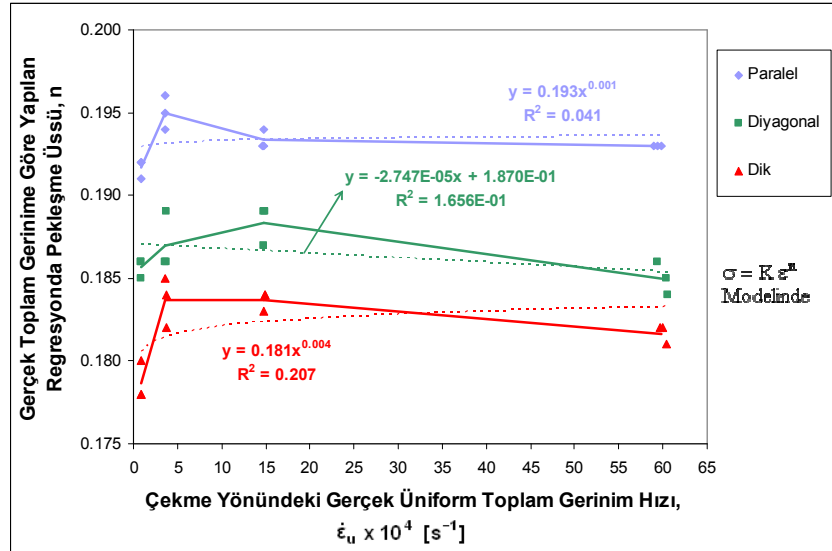
Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki sac malzemeye haddeleme yönüne göre 0⁰, 45⁰ ve 90⁰'lik doğrultularda ve dört farklı hız ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, belirgin akma bölgesinin sonra ermesi ile başlayan ve boyun oluşumunun başladığı dengesizlik anında son bulan üniform deformasyon bölgesinde, çekme doğrultusunda belirlenen gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim bağıntıları ele alınarak, malzemenin pekleşme davranışı incelenmiştir.

Deneylerde sabit tutulan çekme hızının 0.55 mm/dak'tan 35.20 mm/dak'a, 64 kat artırılması sonucunda, malzemenin deformasyon hızına karşı oda sıcaklığında düşük değerlerde seyreden gerinim hızına duyarlılığına bağlı olarak, üniform deformasyon bölgesi dahilindeki gerilme değerlerinde ancak belli oranda artışların ortaya çıktığı gözlenmiştir. Örneğin, tek eksenli çekme deneylerinde % 5 ve % 18'lik nominal toplam gerinim değerleri ele alınırsa, bunlara karşılık gelen gerçek gerilme değerlerindeki artışlar, ortalama olarak ve sırasıyla, haddeleme yönüne göre 0⁰'lik doğrultuda yaklaşık 13.5 MPa ve 17 MPa düzeyinde; 45⁰'lik doğrultuda yaklaşık 14 MPa ve 18 MPa düzeyinde; 90⁰'lik doğrultuda ise yaklaşık 14 MPa ve 21 MPa düzeyinde gözlenmiştir.

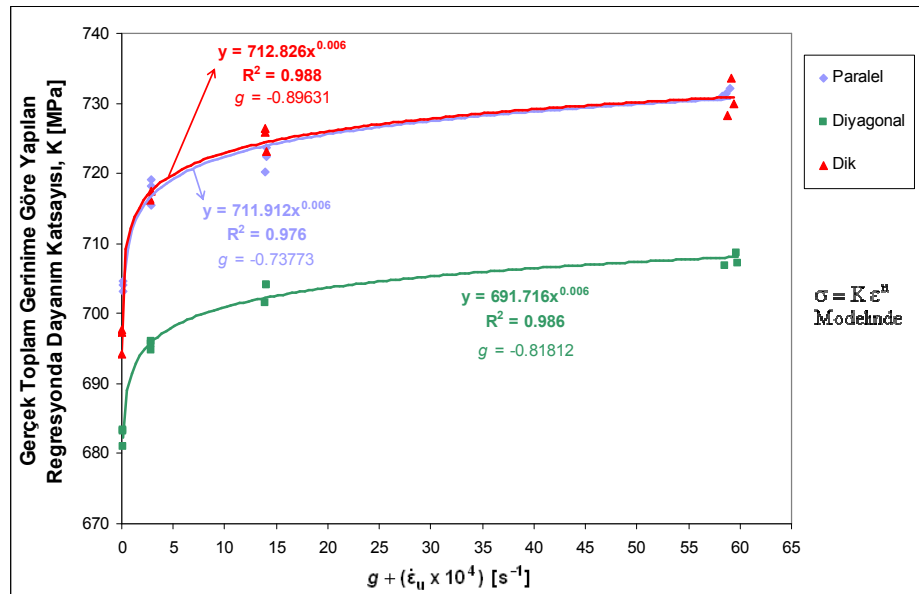
Tek eksenli çekme deneylerindeki üniform deformasyon bölgesinde, çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim eğrilerinin ifade edilebileceği üslü bağıntılardan en basiti ve en geneli, (3.19) ile belirtilen denklem olarak bilinmektedir. Çekme doğrultusundaki farklı gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\epsilon}_u$ değerinin karşılığı olarak, bu bağıntıya göre belirlenen pekleşme üssü n ve dayanım katsayısı K değerleri, Ek 1F'de verilen çizelgede sunulmuştur.

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (3.19)$$

Daha çok Holloman bağıntısı olarak anılan $\sigma = K \varepsilon^n$ modeline göre n ve K değerlerinin çekme doğrultusundaki $\dot{\varepsilon}_u$ değerleri ile sergilediği değişimler Şekil 3.21-22’de görülmektedir.



Şekil 3.21 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° ’lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K \varepsilon^n$ modeline göre belirlenen pekleşme üssü değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi



Şekil 3.22 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° ’lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K \varepsilon^n$ modeline göre belirlenen dayanım katsayısı değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac için ele alınan $\sigma = K\varepsilon^n$ modelindeki pekleşme üssü n ile çekme doğrultusundaki $\dot{\varepsilon}_u$ değerleri arasında herhangi bir korelasyonun bulunmadığı; çalışılan hız aralığında n değerinin, haddeleme yönüne göre 0° 'lik doğrultuda 0.191 ile 0.196 arasında; 45° 'lik doğrultuda 0.185 ile 0.188 arasında; 90° 'lik doğrultuda ise 0.179 ile 0.184 arasında değişimler sergilediği gözlenmiştir.

Söz konusu modelde dayanım katsayısı K ise, üç doğrultu içerisinde aynı hızlardaki en küçük değerlerini haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultuda sergilerken; 0° ve 90° 'lik doğrultularda, özellikle yüksek hızlarda birbirine yakın değerler ile elde edilmiştir. Dayanım katsayısı K değerlerinin, çekme doğrultusundaki $\dot{\varepsilon}_u$ ile üslü fonksiyonlara uyarak üç yönde de arttığı belirlenmiştir. Çalışılan hız aralığında K değeri, yaklaşık olarak, haddeleme yönüne göre 0° 'lik doğrultuda 703 MPa ile 732 MPa arasında; 45° 'lik doğrultuda 681 MPa ile 708.5 MPa arasında; 90° 'lik doğrultuda ise 694 MPa ile 733.5 MPa arasında elde edilmiştir.

İncelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemenin pekleşme davranışının matematiksel olarak modellenmesinde $\sigma = K\varepsilon^n$ denklemi yeterli görülmeyp, daha iyi korelasyonlar sunan ve (3.20) eşitliği ile verilen üslü bağıntı esas alınmıştır. Bu modeldeki c , gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinim değerleri ile yapılan üslü regresyonlarda, en küçük kareler yöntemine göre korelasyonları maksimize edecek şekilde, denemeler yoluyla belirlenmiştir. Söz konusu bağıntıya dayalı modelin parametrelerini ifade eden pekleşme üssü n , dayanım katsayısı K ve c sabitinin değerleri, çekme doğrultularındaki gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\varepsilon}_u$ değerlerinin karşılığı olarak, Ek 1F'deki çizelgede sunulmuştur.

$$\sigma = K(c + \varepsilon)^n \quad (3.20)$$

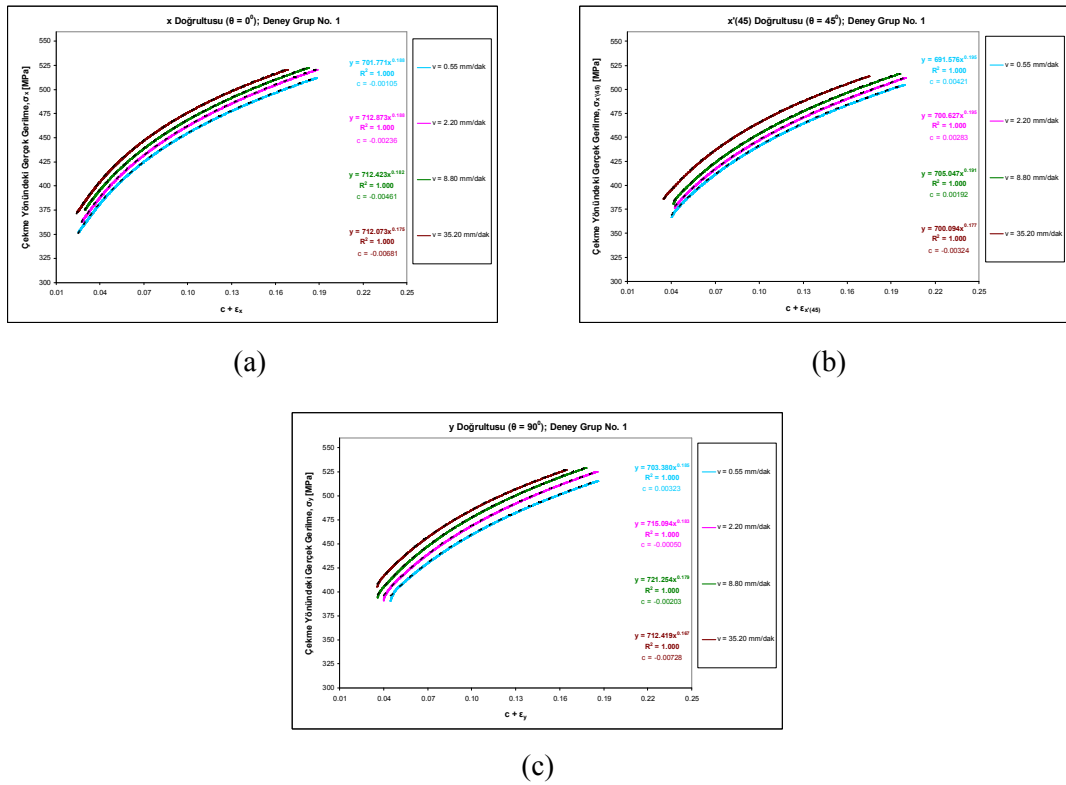
Deformasyonun heterojen olduğu akma noktası uzaması ya da Lüders sürecinin sona erdiği nokta, üniform deformasyon sürecinin başlangıç noktası olarak alınmış; bu noktadaki gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinimler $\sigma_{YP/F}$ ve $\varepsilon_{YP/F}$ olarak ifade edilmiştir.

Üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, ölçülen $\varepsilon_{YP/F}$ değerlerinin, tüm çekme hızları için geniş bir aralıkta ve hıza göre kuralsız bir dağılım sergilemesi, üniform alandaki gerçek gerilme – gerçek gerilme eğrisinin, seçilen $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ bağıntısı ile modellenmesini etkilemektedir. Bu denklemdeki c sabitinin deneme yoluyla belirlenmesi yerine, tek eksenli çekme deneyleri için (3.21) eşitliğindeki gibi tanımlanan bir ψ oranından hesaplanmasının kolaylık sağlayabileceği düşünülmüştür.

$$\psi = \frac{\varepsilon_{YP/f}}{c + \varepsilon_{YP/f}} \quad (3.21)$$

Üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinde çekme yönünde saptanan $\dot{\varepsilon}_u$ değerlerinin karşılığı olarak, Lüders deformasyonu sürecinin sona erdiği andaki gerçek toplam gerinim $\varepsilon_{YP/f}$ ve denemeler ile belirlenen c değerlerinden hesaplanan ψ oranları da Ek 1F’de verilmiştir.

Ele alınan sac malzemeye haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 ’lik doğrultularda ve dört farklı çekme hızı altında uygulanan birer tek eksenli çekme deney grubu için, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultularında $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ modeline göre yapılan üslü regresyonlardan belirlenen bağıntılar Şekil 3.23’te görülmektedir. Tüm deney grupları için yapılan üslü regresyonlar ve elde edilen bağıntılar ise toplu olarak Ek 1D’de sunulmuştur.



Şekil 3.23 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 ’lik (a), 45^0 ’lik (b) ve 90^0 ’lik (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinim değerleri ile yapılan lineer regresyonlar

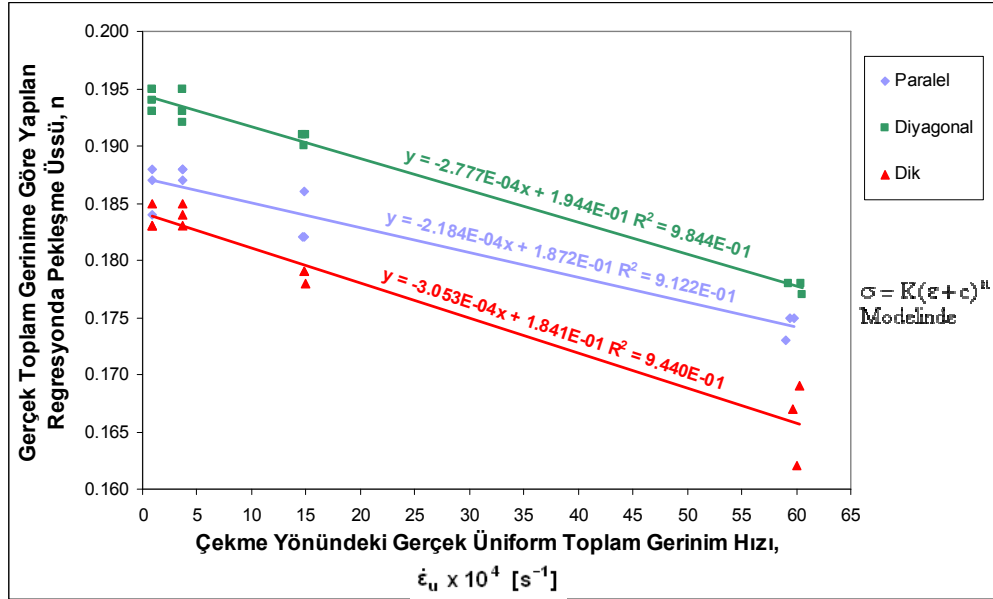
İncelenen sacın tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesindeki değerlere göre $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ modeli ile tanımlanan pekleşme davranışında, pekleşme üssünü temsil eden n değeri, Şekil 3.24’te de görüldüğü üzere, çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam

gerinim hızı $\dot{\epsilon}_u$ [s^{-1}] ile lineer fonksiyonlar halinde düşüş sergilemektedir. Üç yönde de söz konusu olan bu eğilime dair elde edilen bağıntılar (3.22-24) denklemleri ile verilmiştir. Aynı hızlarda pekleşme üssünün en yüksek değerleri haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda; en düşük değerleri ise 90^0 'lik doğrultuda belirmiştir. Deneylerde çalışılan hız aralığında, seçilen $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ denklemine göre H 320 LA kalitesindeki çelik sacın n değeri, haddeleme yönüne göre 0^0 'lik doğrultuda 0.173 ile 0.188 arasında; 45^0 'lik doğrultuda 0.177 ile 0.195 arasında; 90^0 'lik doğrultuda ise 0.162 ile 0.185 arasında saptanmıştır.

$$n_0 = -2.184 \dot{\epsilon}_{u-x} + (1.872 \times 10^{-1}) \quad (3.22)$$

$$n_{45} = -2.777 [\dot{\epsilon}_{u-x'(45)}] + (1.944 \times 10^{-1}) \quad (3.23)$$

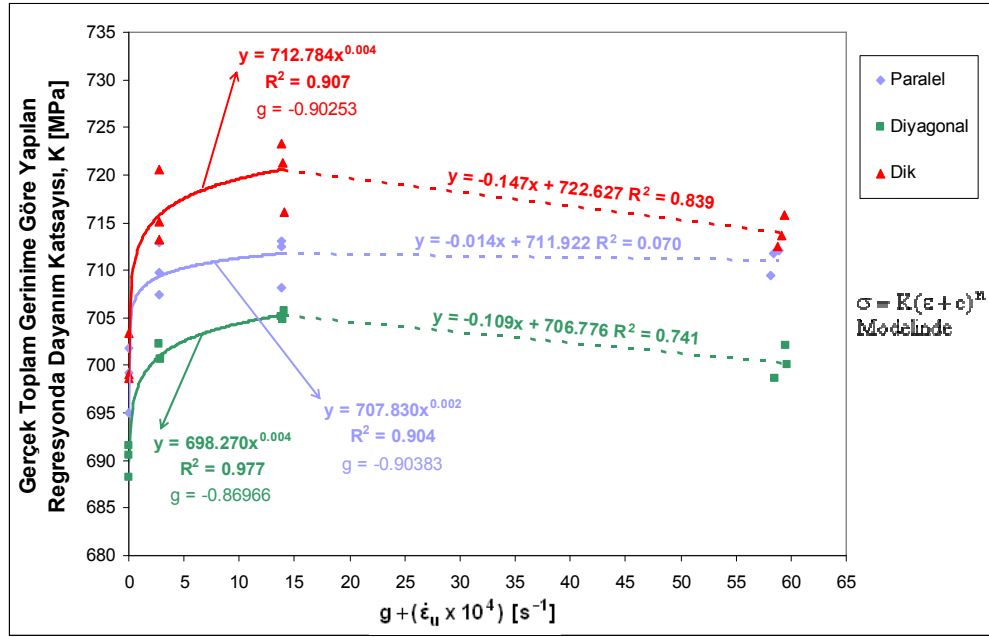
$$n_{90} = -3.053 \dot{\epsilon}_{u-y} + (1.841 \times 10^{-1}) \quad (3.24)$$



Şekil 3.24 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K(\epsilon + c)^n$ modeline göre belirlenen pekleşme üssü değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi

Üniform deformasyon bölgesinde esas alınan $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısında dayanım katsayısını ifade eden K [MPa] değerlerinin ise, üç yönde de çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ [s^{-1}] ile belli bir değere kadar üslü bir fonksiyona uyarak arttığı; sonrasında da yaklaşık sabit kaldığı veya düşüş gösterdiği saptanmıştır (Şekil 3.25). Buradaki kırılma noktasının, çalışılan dört hız

arasında 8.80 mm/dak'a karşılık gelen çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ değerine ($14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) rastladığı görülmektedir. İncelenen malzemede dayanım katsayısının çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ değerlerine göre değişimine dair belirlenen bağıntılar (3.25-27) eşitlikleri ile verilmiştir. Sacın pekleşme davranışına dair esas alınan $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ denklemindeki K, tek eksenli çekme deneylerinde, yaklaşık olarak, haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda 695 MPa ile 713 MPa; 45° 'lik doğrultuda 688.5 MPa ile 706 MPa; 90° 'lik doğrultuda da 698.5 MPa ile 723.5 MPa değerleri arasında gözlenmiştir.



Şekil 3.25 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = K(\epsilon + c)^n$ modeline göre belirlenen dayanım katsayısı değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi

$$K_0 = 707.830[(\dot{\epsilon}_{u-x} \times 10^4) - 0.90383]^{0.002} \quad (\dot{\epsilon}_{u-x} \leq 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.25a)$$

$$K_0 = -0.014[(\dot{\epsilon}_{u-x} \times 10^4) - 0.90383] + 711.922 \quad (\dot{\epsilon}_{u-x} > 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.25b)$$

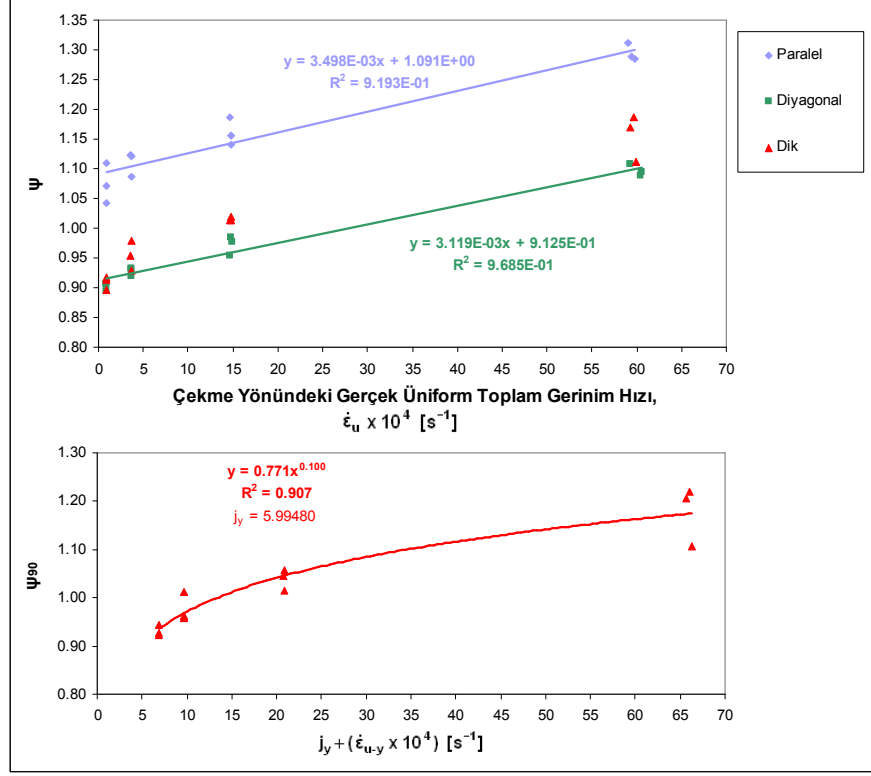
$$K_{45} = 698.270\{[\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} \times 10^4] - 0.86966\}^{0.004} \quad [\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} \leq 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}] \quad (3.26a)$$

$$K_{45} = -0.109\{[\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} \times 10^4] - 0.86966\} + 706.776 \quad [\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} > 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}] \quad (3.26b)$$

$$K_{90} = 712.784[(\dot{\epsilon}_{u-y} \times 10^4) - 0.90253]^{0.004} \quad (\dot{\epsilon}_{u-y} \leq 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.27a)$$

$$K_{90} = -0.147[(\dot{\epsilon}_{u-y} \times 10^4) - 0.90253] + 722.627 \quad (\dot{\epsilon}_{u-y} > 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.27b)$$

Çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\epsilon}_u$ [s^{-1}] ile tanımlanan ψ oranı arasındaki bağıntılar da araştırılmış ve Şekil 3.26’da görülen sonuçlar elde edilmiştir.



Şekil 3.26 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 ’lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde gerçek toplam gerinim değerlerinden hesaplanan ψ oranının çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi

Haddeleme yönüne göre 0^0 ve 45^0 ’lik doğrultulardaki tek eksenli çekme deneylerinde ψ değerlerinin çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ [s^{-1}] ile lineer olarak; 90^0 ’lik doğrultudaki deneylerde ise üslü bir fonksiyon ile artış sergilediği görülmüştür. Gayet iyi korelasyonlar ile elde edilen söz konusu bağıntılar (3.28-30) denklemlerinde ifade edilmiştir.

$$\psi_0 = 34.980\dot{\epsilon}_{u-x} + 1.091 \quad (3.28)$$

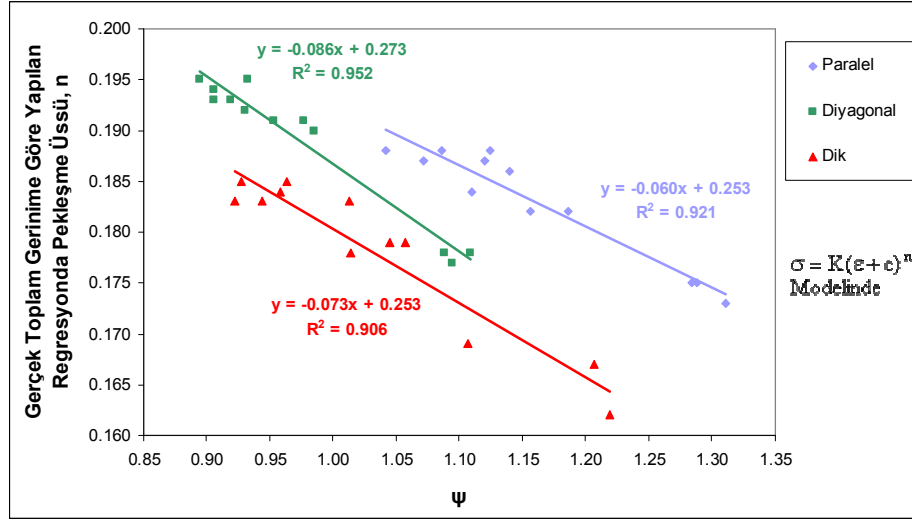
$$\psi_{45} = 31.190[\dot{\epsilon}_{u-x'(45)}] + (9.125 \times 10^{-1}) \quad (3.29)$$

$$\psi_{90} = 0.771[(\dot{\epsilon}_{u-y} \times 10^4) + 5.99480]^{0.100} \quad (3.30)$$

Ele alınan 1.01 mm’lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde

çekme doğrultusundaki gerçek toplam gerinim hızı değerleri kullanılarak, (3.28-30) ile verilen bağıntılardan faydalanmak suretiyle ψ değerleri hesaplanabilmektedir. Üç yönde hesaplanan bu değerlerin kullanılması ile c , regresyonlarda oldukça uzun sürebilen denemelere gerek kalmadan, $\varepsilon_{YP/f}$ değerlerine bağlı olarak (3.21) eşitliğinden belirlenebilir.

Söz konusu malzemenin $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ bağıntısına göre üç yöndeki pekleşme üssü n değeri ile tanımlanan ψ oranı arasında ise Şekil 3.27 ile belirtilen bağıntılar elde edilmiştir.



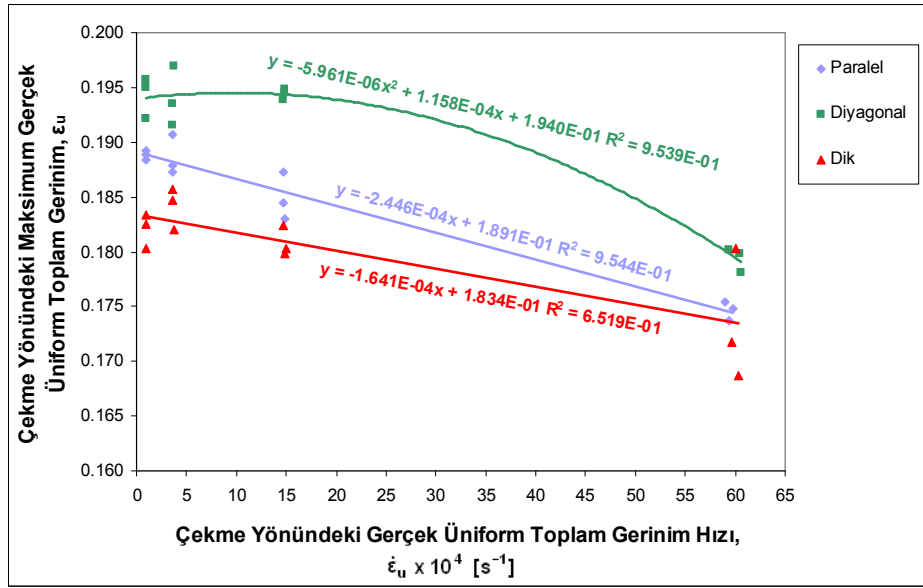
Şekil 3.27 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde gerçek toplam gerinim değerlerinden hesaplanan ψ oranı ile $\sigma = K(\varepsilon + c)^n$ bağıntısına göre belirlenen pekleşme üssünün değişimi

Üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki gerçek toplam gerinim hızı ile artış gösteren ψ oranının artan değerlerinde, söz konusu hız ile düşüş sergileyen n değerlerinin, üç doğrultuda da lineer fonksiyonlara uyarak azaldığı saptanmıştır.

3.1.2.1.3 Dengesizlik Anındaki Gerçek Toplam Gerinim ve Gerçek Gerilme

Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlar ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, yükün maksimuma ulaştığı dengesizlik anında çekme doğrultusunda belirlenen maksimum gerçek üniform toplam gerinim ε_u ve gerçek gerilme σ_u değerleri, çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\varepsilon}_u$ değerlerinin karşılığı olarak, Ek 1G'de yer alan çizelgede sunulmuştur. Tek eksenli çekme deneylerinde, çekme doğrultusunda ölçülen ε_u değerlerinin, üniform deformasyon

bölgesinde çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ ile üç yönde de düşüş sergilediği gözlenmiş olup; bu eğilimler Şekil 3.28’de verilmiştir. Deneylerde çalışılan hız aralığında çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$, yaklaşık olarak, haddeleme yönüne 0° ’lik doğrultuda 0.174 ile 0.191 değerleri arasında; 45° ’lik doğrultuda 0.178 ile 0.197 değerleri arasında; 90° ’lik doğrultuda ise 0.169 ile 0.186 değerleri arasında ölçülmüştür.



Şekil 3.28 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° ’lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde yükün maksimuma ulaştığı dengesizlik anında çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinimin çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi

Maksimum üniform gerinim değerlerinin hız ile sergilediği düşüşün nedeni, yüksek hızlarda dislokasyonların bariyerler önünde yığılması ve oluşan lokal gerilmeler ile çatlakların yapıda daha erken başlaması olarak düşünülebilir. Zira mikroalaşımlandırılmış olarak nitelendirilen HSLA çeliği sınıfındaki bu sac, ince taneli bir malzemedir. Dislokasyon hareketine karşı bariyer olarak tane sınırları ele alındığında, ince taneli yapı, üniform deformasyon için bir avantaj sağlamaktadır. Dislokasyon hareketine karşı bariyer etkisi göstererek malzeme dayanımını artıran tane sınırları, söz konusu engelleme nedeniyle oluşan kompleks gerilmeler sayesinde, komşu tanelerde çok sayıda kayma sisteminin daha çabuk oluşmasına yardımcı olmakta ve böylelikle deformasyonun tek bir tane içerisine değil, komşu tanelere yayılmasına olanak tanımaktadır. Tane sınırlarının bu etkisinin, özellikle çalışılan en yüksek hız değerinde belli oranda kaybolduğu düşünülmektedir. Zira dislokasyonların tane sınırlarına yığılarak, kayma düzleminde ve kayma doğrultusunda hareket eden dislokasyonlara ve kaynağa art

gerilme uyguladığı; aynı zamanda yeni dislokasyon kaynaklarını aktifleştirerek dislokasyon yoğunluğunun hızla artmasına neden olduğu; yığılmanın uç noktasındaki yüksek gerilme konsantrasyonunun da deformasyona değil, buralarda çatlak oluşumu ya da gelişiminde ve kesitin zayıflayarak üniform deformasyonun daha düşük gerinim değerlerinde sonlanmasında rol oynadığı bilinmektedir. Ayrıca, tercihen tane sınırlarına çökelmiş bulunan partiküllerin ve mobil olmayan dislokasyon kümelerinin de tane sınırları gibi dislokasyon hareketine karşı bariyer etkisi gösterdiği bir gerçektir. Yüksek deformasyon hızlarında ve düşük sıcaklıklarda dislokasyon hücre yapısı gelişiminin daha az belirgin olduğu; dislokasyonların, bariyerlere karşı sıkışıp düğümlenmesinden ve bu şekilde hücre duvarlarının gelişiminden daha çok, bantlaşmış halde ve doğrusal tarzda dizilme eğilimi sergilediği Dieter (1988) tarafından bildirilmektedir. Ayrıca, deformasyon hızındaki artış ile beraber, farklı sistemlerde kayan dislokasyonların birbirleri ile etkileşip kademelenerek mobilitelerinin azalması suretiyle, dislokasyon yoğunluğunda ve sac malzemenin pekleşme hızında ortaya çıkabilecek erken artışlar da bu bağlamda değerlendirilebilir. Pekleşme hızında ortaya çıkan artış, malzeme dayanımını ve boyunlanmaya karşı direnci artırmakla birlikte, söz konusu artışların düşük deformasyon düzeylerinde meydana gelmesi, malzemenin pekleşme kapasitesinin çabuk tükenişini ifade etmekte; ayrıca, yapıda bariyer durumundaki tane sınırı, partikül, empürite gibi unsurların miktarca fazla olmasının, özellikle yüksek hızlarda, yığılma noktalarında ortaya çıkan çatlaklar ile boyunlanmanın daha erken başlamasında etken rol oynadığı tahmin edilmektedir.

Dengesizlik anında yükteki değişim $dF = 0$ olarak ifade edilebilir (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988). Deformasyonun belli bir anında, çekme doğrultusundaki gerçek gerilme σ ve numune kesit alanı A değerlerinden, bu andaki yük $F = \sigma A$ şeklinde hesaplanabilir. O halde, yükün maksimum değere eriştiği dengesizlik anı için (3.31) bağıntısı yazılabilecektir.

$$dF = A d\sigma + \sigma dA = 0 \quad (3.31)$$

Numunenin ölçme uzunluğu L ile gösterildiğinde, plastik şekil değiştirmede hacim sabitliği ($dV = 0$) esası gereğince, deformasyonun söz konusu anı için (3.32) ile verilen denklem elde edilebilir.

$$dV = L dA + A dL = 0 \Rightarrow \frac{dL}{L} = -\frac{dA}{A} = d\varepsilon \quad (3.32)$$

Elde edilen $-dA/A = d\varepsilon$ genel denklemi, (3.31) eşitliğinde yerine konursa, (3.33) ile verilen bağıntı ortaya çıkmaktadır.

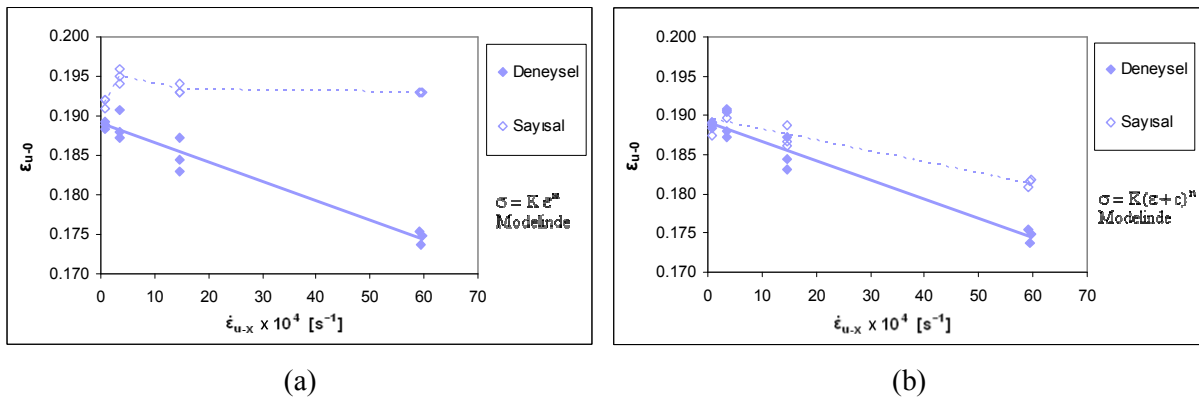
$$\sigma = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (3.33)$$

Malzemenin üniform bölgedeki deformasyonuna dair, çalışmamızda olduğu gibi $\sigma = K(c+\varepsilon)^n$ bağıntısı benimsendiği takdirde, bu bağıntının (3.33) ile verilen denklemde yerine konulması sonucunda (3.34) eşitliği elde edilebilecektir. Dengesizlik anında çekme doğrultusunda söz konusu olan maksimum gerçek üniform toplam gerinim ε_u olarak gösterildiğinden, eşitlikte de gerinim olarak bu ifadenin yer alması gerekmektedir.

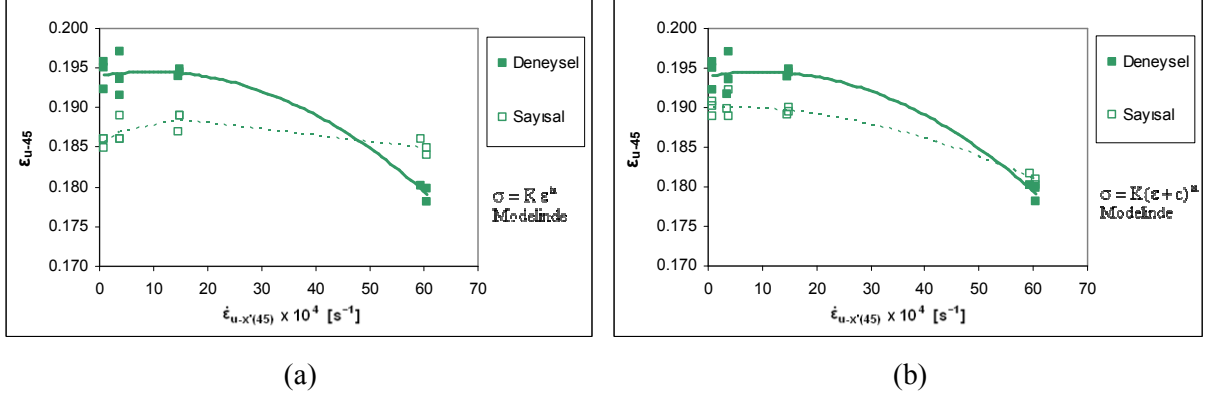
$$\varepsilon_u = n - c \quad (3.34)$$

Pekleşme modeli için $\sigma = K\varepsilon^n$ denklemi benimsenecek olursa, benzer işlemlerin tekrarlanması suretiyle $\varepsilon_u = n$ eşitliğinin elde edilebildiği görülecektir.

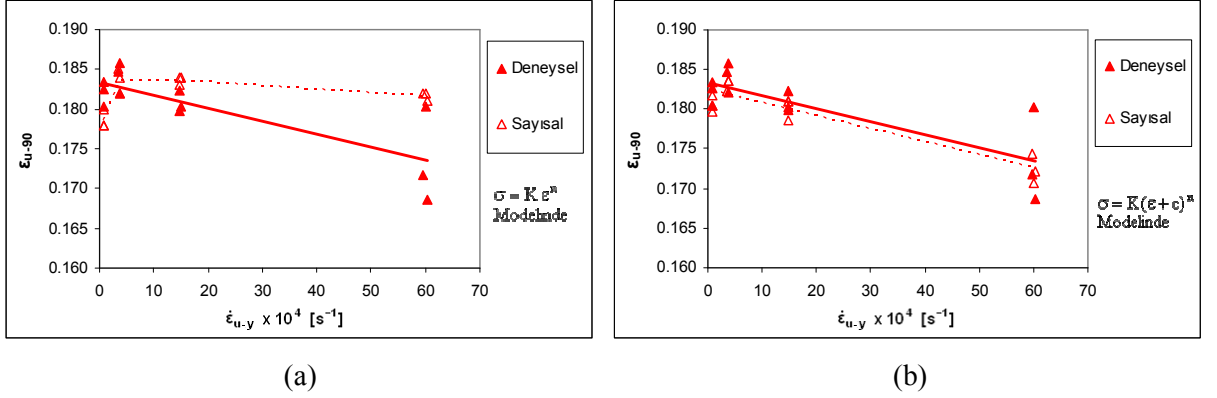
İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, pekleşmenin $\sigma = K\varepsilon^n$ ve $\sigma = K(c+\varepsilon)^n$ bağıntıları ile ifade edilmesinde, sayısal olarak öngörülen ve deneysel olarak ölçülen çekme doğrultularındaki ε_u değerleri arasındaki farklılaşmalar Şekil 3.29-31'de görülmektedir. Genel itibariyle, pekleşmeye dair $\sigma = K(c+\varepsilon)^n$ bağıntısı için elde edilen $\varepsilon_u = n - c$ eşitliğinin, deneysel olarak ölçülen ε_u değerlerine daha yakın sonuçlar sağladığı gözlenmiştir. Bu modele göre, çekme doğrultusunda hesaplanan ve ölçülen ε_u değerleri arasındaki fark, haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultudaki deneyler için düşük hızlarda; 45° lik doğrultudaki deneyler için de yüksek hızlarda daha az iken; 90° lik doğrultudaki deneylerde tüm hızlarda ölçülen ve hesaplanan ε_u değerlerinin birbirine çok yakın olduğu görülmektedir.



Şekil 3.29 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne paralel (0° 'lik) doğrultuda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde pekleşmenin $\sigma = K\varepsilon^n$ bağıntısı (a) ve $\sigma = K(c+\varepsilon)^n$ bağıntısı (b) ile ifade edilmesi durumlarında çekme doğrultusunda deneysel olarak ölçülen ve hesaplanan maksimum gerçek üniform toplam gerinim değerleri arasında gözlenen farklar



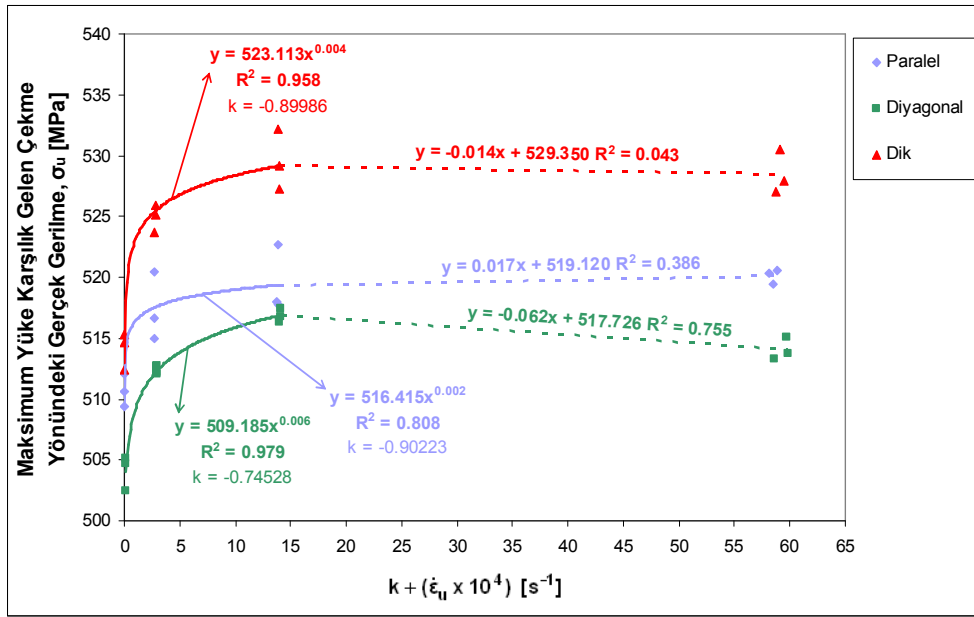
Şekil 3.30 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne diyagonal (45⁰'lik) doğrultuda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde pekleşmenin $\sigma = K\varepsilon^n$ bağıntısı (a) ve $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ bağıntısı (b) ile ifade edilmesi durumlarında çekme doğrultusunda deneysel olarak ölçülen ve hesaplanan maksimum gerçek üniform toplam gerinim değerleri arasında gözlenen farklar



Şekil 3.31 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne dik (90⁰'lik) doğrultuda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde pekleşmenin $\sigma = K\varepsilon^n$ bağıntısı (a) ve $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ bağıntısı (b) ile ifade edilmesi durumlarında çekme doğrultusunda deneysel olarak ölçülen ve hesaplanan maksimum gerçek üniform toplam gerinim değerleri arasında gözlenen farklar

Ele alınarak incelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye haddeleme yönüne göre 0⁰, 45⁰ ve 90⁰'lik doğrultularda ve dört farklı hız değeri ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, yükün maksimumuna ulaştığı dengesizlik anı için belirlenen gerçek gerilme değerlerinin çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı $\dot{\varepsilon}_u$ ile değişimi Şekil 3.32'de görülmektedir. Pekleşme davranışı için esas alınan $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ bağıntısındaki dayanım katsayısı K değerlerinin değişimine benzer şekilde, söz konusu gerilme değerlerinin üç yönde de çekme doğrultusundaki $\dot{\varepsilon}_u$ ile belli bir değere kadar üslü fonksiyonlara uyarak arttığı; sonrasında da yaklaşık sabit kaldığı veya az bir miktarda düşüş ya da artış sergilediği gözlenmiştir. Dengesizlik anındaki gerçek gerilmenin çekme

doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ değerleri ile değişiminde gözlenen kırılma noktasının, çalışılan çekme hızları arasında 8.80 mm/dak'lık hızın karşılığı olan $\dot{\epsilon}_u$ değerine ($14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) denk geldiği görülmektedir. Deneylerde yükün maksimum düzeye ulaşarak kesitte boyunlanmanın başladığı dengesizlik anındaki gerçek gerilme σ_u , çalışılan hız aralığında, haddeleme yönüne göre 0° 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 509.5 MPa ile 522.5 MPa değerleri arasında; 45° 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 502.5 MPa ile 517.5 MPa değerleri arasında; 90° 'lik doğrultuda ise yaklaşık olarak 512.5 MPa ile 532 MPa değerleri arasında saptanmıştır.



Şekil 3.32 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde yükün maksimuma ulaştığı dengesizlik anındaki gerçek gerilmenin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişimi

Yükteki maksimumu ifade eden dengesizlik anındaki gerçek gerilme değerinin çekme doğrultusundaki $\dot{\epsilon}_u$ ile eldeki verilere göre değişimi dikkate alındığında, 8.80 mm/dak'lık çekme hızının karşılığı olarak çekme yönündeki $14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 'lik $\dot{\epsilon}_u$ değerinin üzerindeki hızlarda gerçekleştirilen tek eksenli çekme deneylerinde, gerinim hızına duyarlılık nedeniyle malzeme dayanımında meydana gelen artışların, boyunlanmanın başladığı maksimum üniform gerinim değerlerindeki düşüşü karşılayamadığı söylenebilir. Zira söz konusu noktadaki gerçek gerilmenin hesaplandığı $\sigma_u = S_u(1 + e_u)$ eşitliğinin de bu durumu açıkladığı görülmektedir. Nominal gerilme olarak sac malzemenin çekme dayanımını ifade eden S_u değerinin, dolayısıyla da tek eksenli çekmedeki maksimum yükün, çalışılan hız aralığında

deformasyon hızı ile daima arttığı gözlenmesine rağmen, belirtilen kırılma noktası sonrasında maksimum nominal üniform gerinim e_u değerlerinde hız ile ortaya çıkan düşüşün daha baskın olması, diğer bir ifadeyle boyunlanma başlangıcının daha düşük gerinim düzeylerine kayması, σ_u değerlerinin de düşüş sergilemesi şeklinde yansımaktadır.

3.1.2.2 Plastik Gerinim Oranının Belirlenmesi

İncelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranı ve bunların çekme yönünde uygulanan gerinim ile değişimini belirlemek üzere, 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile tek eksenli çekme deneyleri uygulanmıştır. Üniform deformasyon bölgesinde seçilen belli gerinim değerlerine kadar sürdürülen deneylerin sona ermesi ile birlikte, üst kısımdaki pnömatrik çene açılıp, yük boşaltma gerçekleştirilmiştir. Sonrasında, dijital bir mikrometre ile numunelerin ölçüm uzunluğu dahilinde beş noktadan genişlik ve kalınlık değerleri ölçülmüş; ölçülen değerlerin ortalamasından, (1.7) eşitliği kullanılarak üç yöndeki plastik gerinim oranı r değerleri hesaplanmıştır. Bu genel denklem, haddeleme yönüne paralel (0^0 'lik) doğrultudaki deneylerde $r_0 = \epsilon_y / \epsilon_z$ olarak; diyagonal (45^0 'lik) doğrultudaki deneylerde $r_{45} = \epsilon_{y(45)} / \epsilon_z$ olarak; dik (90^0 'lik) doğrultudaki deneylerde ise $r_{90} = \epsilon_x / \epsilon_z$ olarak ifade bulmaktadır.

Seçilen H 320 LA kalitesindeki çelik sacdan hazırlanan deney numunelerine çekme yönünde uygulanan gerçek toplam gerinim ve bunun plastik kısmına bağlı olarak üç yönde belirlenen r değerleri, Ek 1H'de yer alan çizelgede verilmiştir. Söz konusu değerler, sac malzemenin üç doğrultudaki normal anizotropisini yansıtmaktadır. İncelenen sacın r_0 , r_{45} ve r_{90} değerlerinin çekme yönündeki gerçek gerinim ile ikinci ve üçüncü dereceden polinom fonksiyonları halinde sergilediği değişimlere dair denklemler (3.35-40) ile verilmiştir (Şekil 3.33).

$$r_0 = -124.193 \epsilon_x^3 + 22.912 \epsilon_x^2 + 0.770 \epsilon_x + 0.604 \quad (3.35)$$

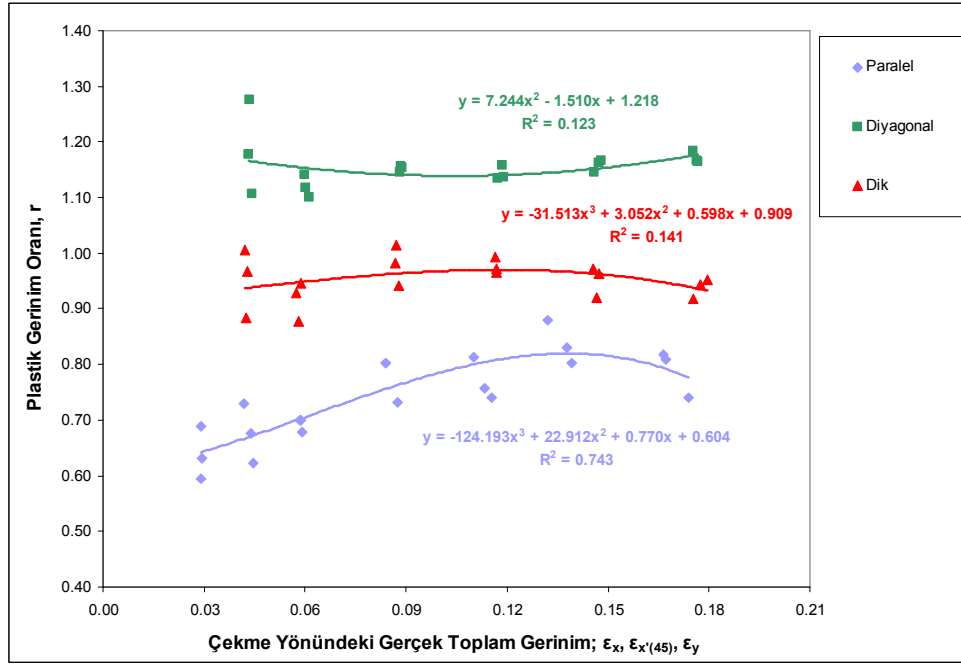
$$r_0 = -124.270 (\epsilon_x)^3 + 21.842 (\epsilon_x)^2 + 0.916 (\epsilon_x) + 0.604 \quad (3.36)$$

$$r_{45} = 7.244 [\epsilon_{x(45)}]^2 - 1.510 [\epsilon_{x(45)}] + 1.218 \quad (3.37)$$

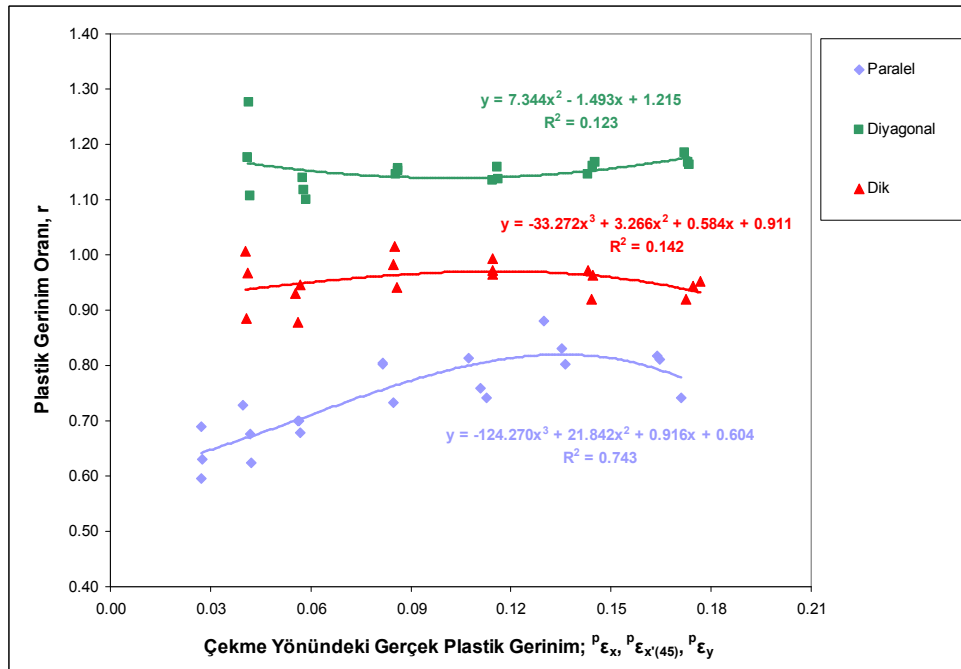
$$r_{45} = 7.344 [\epsilon_{x(45)}]^2 - 1.493 [\epsilon_{x(45)}] + 1.215 \quad (3.38)$$

$$r_{90} = -31.513 \epsilon_y^3 + 3.052 \epsilon_y^2 + 0.598 \epsilon_y + 0.909 \quad (3.39)$$

$$r_{90} = -33.272 (\epsilon_y)^3 + 3.266 (\epsilon_y)^2 + 0.584 (\epsilon_y) + 0.911 \quad (3.40)$$



(a)



(b)

Şekil 3.33 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen plastik gerinim oranı değerlerinin çekme doğrultusundaki gerçek toplam gerinim (a) ve bunun plastik kısmı (b) ile değişimi

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın üniform deformasyon alanında ölçülen plastik gerinim oranı r değerinin, haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda 0.60 ile 0.88 arasında; 45° 'lik doğrultuda 1.10 ile 1.28 arasında; 90° 'lik doğrultuda ise 0.88 ile 1.01 arasında değişimler

sergilediği görülmektedir. Özellikle haddeme yönüne paralel doğrultuda söz konusu olan r_0 değerlerinde, diğer yönlerdeki kıyasla gözlenen belirgin değişim, sac malzemelerde plastik gerinim oranı (Lankford katsayısı) ölçümlerinin yapıldığı gerinimin veya sac malzemeye uygulanan deformasyon miktarının ve yönünün önemine dikkat çekmektedir. Söz konusu değişimler, deney numunelerindeki boyutsal ölçümlerde sağlanan doğruluk ve hassasiyetin yanı sıra, uygulanan deformasyon ile sac malzemenin kristalografik yönlenmesinde (tekstürde) meydana gelebilecek değişimlere dayalı olarak ayrıca irdelenebilir.

3.1.3 Birim Hacim İçin Üniform Şekil Değiştirme İşine Dayalı Yaklaşım

Tek eksenli çekme deneylerinde, uygulanan deformasyona bağlı olarak malzemenin mekanik özelliklerindeki değişimlerin ortaya konması ve değerlendirilmesi kolaydır. Bu deneylerde, yalnızca tek bir yönde gerilme söz konusudur. Dolayısıyla, mekanik özellikler için aranan korelasyonlarda çekme yönündeki gerinim, deformasyonu temsil etmede çoğu zaman yeterli olmaktadır. Ancak, sac şekillendirme işlemlerindeki gerilme hali, genelde iki eksenli olarak gelişmektedir. Bu durumda, uygulanan deformasyonun miktarını temsil etmede tüm yöndeki deformasyonu gözönüne alan bir parametrenin tanımlanması ihtiyacı belirmiştir.

Uygulanan deformasyonun miktarını skaler (yönden bağımsız) bir yaklaşıma göre ve pozitif değerler ile kantitatif (niceleyici) olarak tanımlayacak parametrenin ortaya konmasında, birim hacim için yapılan şekil değiştirme işi W esas alınmıştır. Söz konusu iş, artımsal formda (3.41) bağıntıları ile ifade edilmiş olup; (3.41a) ile belirtildiği üzere, gerilme ve gerinimin tüm bileşenlerini hesaba katmaktadır. Bu denklemin, $d\gamma_{ij} = 2 d\varepsilon_{ij}$ eşitliği kullanılmak suretiyle de düzenlenebilmesi mümkündür. Birim hacim için şekil değiştirme işi artımı, (3.41b) eşitliği ile verildiği gibi, üzerinde herhangi bir kayma bileşeninin bulunmadığı asal eksenlerdeki (asal) gerilme ve (asal) gerinim artımı bileşenlerine göre de ifade edilebilmektedir. Simetrik olan gerilme ve gerinim artımına dair tensör bileşenlerinin tümü ile belirlenen birim hacim için şekil değiştirme işi artımını tek başına sağlayan ve bu nedenle eşdeğer olarak nitelendirilen bir gerilme ve gerinim artımı söz konusudur ki; bunlar efektif gerilme $\underline{\sigma}$ ve efektif gerinim artımı $d\underline{\varepsilon}$ olarak değerlendirilebilmektedir. (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Marciniak ve Duncan, 1992)

$$dW = \sigma_x d\varepsilon_x + \sigma_y d\varepsilon_y + \sigma_z d\varepsilon_z + \tau_{xy} d\gamma_{xy} + \tau_{yz} d\gamma_{yz} + \tau_{zx} d\gamma_{zx} = \underline{\sigma} d\underline{\varepsilon} \quad (3.41a)$$

$$dW = \sigma_I d\varepsilon_I + \sigma_{II} d\varepsilon_{II} + \sigma_{III} d\varepsilon_{III} = \underline{\sigma} d\underline{\varepsilon} \quad (3.41b)$$

Birim hacim için şekil değiştirme işi W , normal ve kayma bileşenleri bakımından x , y ve z eksenlerinde mevcut olan gerilme – gerinim eğrilerinin altındaki alanların toplamına eşittir.

Normal ve kayma bileşenlerine göre iş artımlarından her biri, (3.42a) eşitliğinde belirtildiği gibi, toplam iş artımının ilgili eksenler üzerindeki kısmını oluşturmaktadır. Aynı durum asal eksenler bakımından da söz konusu olup; (3.42b) eşitliğini yazmak mümkündür.

$$dW = dW_x + dW_y + dW_z + dW_{xy} + dW_{yz} + dW_{zx} \quad (3.42a)$$

$$dW = dW_I + dW_{II} + dW_{III} \quad (3.42b)$$

Malzemenin belirgin akma (Lüders deformasyonu) davranışı sergilemesi durumunda, üniform deformasyon bölgesinin herhangi bir anındaki birim hacim için toplam şekil değiştirme işi W , (3.43) ile de ifade edildiği üzere, tüm eksenlerde Lüders deformasyonu bölgesinin sona erdiği anda birim hacim için yapılan iş $W_{yp/f}$ ile tüm eksenlerde üniform bölge dahilinde birim hacim için yapılan (üniform) iş W_u değerlerinin toplamına eşit olacaktır.

$$W = W_{yp/f} + W_u \quad (3.43)$$

Şekillendirilme prosesinde Lüders deformasyonu, tüm eksenlerde aynı anda sona ermekte ve malzeme kesitindeki üniform plastik akış aynı anda başlamaktadır. Dolayısıyla, üniform deformasyon bölgesindeki bir anda, birim hacim için Lüders süreci sona erene kadar yapılan iş ile üniform iş, gerilme ve gerinimin normal ve kayma bileşenleri ya da asal gerilme ve gerinimlerden hesaplanan bileşenlerin toplamı olarak (3.44-45) eşitlikleri ile ifade edilebilir.

$$W_{yp/f} = W_{yp/f-x} + W_{yp/f-y} + W_{yp/f-z} + W_{yp/f-xy} + W_{yp/f-yz} + W_{yp/f-zx} \quad (3.44a)$$

$$W_{yp/f} = W_{yp/f-I} + W_{yp/f-II} + W_{yp/f-III} \quad (3.44a)$$

$$W_u = W_{u-x} + W_{u-y} + W_{u-z} + W_{u-xy} + W_{u-yz} + W_{u-zx} \quad (3.45a)$$

$$W_u = W_{u-I} + W_{u-II} + W_{u-III} \quad (3.45b)$$

Üniform deformasyon bölgesinde, eksenlerdeki normal ve kayma gerilmesi ile normal ve kayma gerinimi arasındaki bağıntıların, (3.46) ile belirtilen tipte üslü denklemlere göre ifade edilebildiğini düşünelim.

$$\sigma_i = K_i (c_i + \varepsilon_i)^{n_i} \quad (3.46a)$$

$$\tau_{ij} = K_{ij} (c_{ij} + \gamma_{ij})^{n_{ij}} \quad (3.46b)$$

Üniform bölgedeki deformasyonun herhangi bir Q anında, normal gerilme ve normal gerinim bileşenlerini σ_{Q-i} ve ε_{Q-i} ; kayma gerilmesi ve kayma gerinimi bileşenlerini ise τ_{Q-i} ve γ_{Q-ij} olarak belirtelim. Bununla birlikte, Lüders deformasyonu ile ilgili bölgenin sona erdiği andaki

normal bileşenleri $\sigma_{YP/f-i}$ ve $\varepsilon_{YP/f-i}$; kayma bileşenlerini ise $\tau_{YP/f-i}$ ve $\gamma_{YP/f-i}$ olarak analım. Ele alınan Q noktasında, (3.46) ile verilen bağıntıların tanımlamış olduğu eğrilerin altındaki alan, o eksen ile ilgili olan birim hacim için üniform şekil değiştirme işi bileşeni W_{u-i} ve W_{u-ij} değerlerine eşit olacak; (3.47) denklemlerinde verildiği gibi, eğrileri tanımlayan denklemlerin integre edilmesi suretiyle hesaplanabilecektir.

$$W_{u-i} = \int_{\varepsilon_i=\varepsilon_{YP/f-i}}^{\varepsilon_i=\varepsilon_{Q-i}} \sigma_i d\varepsilon_i = \int_{\varepsilon_i=\varepsilon_{YP/f-i}}^{\varepsilon_i=\varepsilon_{Q-i}} K_i (c_i + \varepsilon_i)^{n_i} d\varepsilon_i = \frac{K_i (c_i + \varepsilon_i)^{n_i+1}}{n_i + 1} \Big|_{\varepsilon_i=\varepsilon_{YP/f-i}}^{\varepsilon_i=\varepsilon_{Q-i}} \quad (3.47a)$$

$$= \frac{\sigma_{Q-i} (c_i + \varepsilon_{Q-i}) - \sigma_{YP/f-i} (c_i + \varepsilon_{YP/f-i})}{n_i + 1}$$

$$W_{u-ij} = \int_{\gamma_{ij}=\gamma_{YP/f-ij}}^{\gamma_{ij}=\gamma_{Q-ij}} \tau_{ij} d\gamma_{ij} = \int_{\gamma_{ij}=\gamma_{YP/f-ij}}^{\gamma_{ij}=\gamma_{Q-ij}} K_{ij} (c_{ij} + \gamma_{ij})^{n_{ij}} d\gamma_{ij} = \frac{K_{ij} (c_{ij} + \gamma_{ij})^{n_{ij}+1}}{n_{ij} + 1} \Big|_{\gamma_{ij}=\gamma_{YP/f-ij}}^{\gamma_{ij}=\gamma_{Q-ij}} \quad (3.47b)$$

$$= \frac{\tau_{Q-ij} (c_{ij} + \gamma_{Q-ij}) - \tau_{YP/f-ij} (c_{ij} + \gamma_{YP/f-ij})}{n_{ij} + 1}$$

Bir şekillendirme işleminde, malzemeye uygulanan deformasyonun miktarını temsil eden parametrenin tanımlanması amacına yönelik olarak, eksenlerdeki normal gerilme veya kayma gerilmesi ile birim hacim için üniform şekil değiştirme işinin ilgili bileşenleri arasında bir korelasyon aranmıştır. Tek eksenli çekme deney sonuçlarına dayanarak, bu korelasyona dair (3.48) eşitlikleri önerilmiştir.

$$\sigma_i = K''_i (D_i + W_{u-i})^{n''_i} \quad (3.48a)$$

$$\tau_{ij} = K''_{ij} (D_{ij} + W_{u-ij})^{n''_{ij}} \quad (3.48b)$$

Verilen (3.48) üslü bağıntıların $(D_i + W_{u-i})$ ve $(D_{ij} + W_{u-ij})$ olarak geçen tabanları, malzemenin birim hacmi için yapılan iş ile ilgili terimleri ifade etmektedir. Söz konusu denklemlerin tabanını birimsiz; K''_i ve K''_{ij} olarak gösterilen katsayılarını ise gerilme ile aynı birimde kılmak için, $(D_i + W_{u-i})$ ve $(D_{ij} + W_{u-ij})$ terimlerinin, uygulanan gerilmenin düzeyini ifade eden bir değere bölünmesi; diğer bir ifade ile gerilmenin düzeyine göre normalize edilmesi düşünülmüştür. Birim malzeme hacmi için şekil değiştirme işi ile ilgili olan bir terimin gerilme değerine oranlanması, deformasyon ile ilgili olan yeni bir terimin ortaya çıkmasını sağlayacaktır. Bu oranlamada gerilmenin düzeyini temsil etmek üzere, Von Mises akma kriteri esasına göre hesaplanan ve yine gerilmenin tüm bileşenlerini hesaba katan efektif

gerilme $\underline{\sigma}_{VM}$ değerinin kullanılması uygun görülmüştür. Denklemler halinde (3.49) ile belirtilen söz konusu oranlar, deformasyon parametresi bileşenleri olarak tanımlanmıştır. Bunlar, ϕ_i ve ϕ_{ij} olarak gösterilmiştir.

$$\phi_i = \frac{D_i + W_{u-i}}{\underline{\sigma}_{VM}} \quad (3.49a)$$

$$\phi_{ij} = \frac{D_{ij} + W_{u-ij}}{\underline{\sigma}_{VM}} \quad (3.49b)$$

İzotropik malzemeler için söz konusu olan Von Mises efektif gerilmesi, gerilmenin normal ve kayma bileşenlerine göre (3.50a) eşitliğine göre hesaplanabilmektedir. Söz konusu gerilme değeri, aynı zamanda, gerilmeye dair üzerinde herhangi bir kayma bileşeninin bulunmadığı asal eksenlerdeki (asal) gerilme bileşenleri kullanılarak, (3.50b) ile verilen denklemden de hesaplanabilmektedir. (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Hertzberg, 1989; Mielnik, 1991; Marciniak ve Duncan, 1992)

$$\underline{\sigma}_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (3.50a)$$

$$\underline{\sigma}_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]} \quad (3.50b)$$

Yukarıda (3.48) ile ifade edilen modelin yerine, ϕ_i ve ϕ_{ij} terimlerini içerecek şekilde (3.51) ile tanımlanan modelin kullanılması, tabanın üsten bağımsızlık göstermesi nedeniyle, birim analizi açısından daha tutarlı bir yaklaşım olacaktır. Zira ϕ_i ve ϕ_{ij} terimleri, gerinim gibi birimsiz iken; K'_i ve K''_{ij} katsayıları da gerilme – gerinim bağıntılarındaki dayanım katsayıları K_i ve K_{ij} gibi, gerilme ile aynı birime sahip olmak durumundadır. Her iki modelde de aynı W_{u-i} ve W_{u-ij} değerleri kullanıldığından, bu iki tip bağıntıya göre yapılan regresyonlarda, korelasyonu maksimum kılmak üzere eş D_{ij} değerleri söz konusu olmaktadır.

$$\sigma_i = K'_i \phi_i^{n'_i} \quad (3.51a)$$

$$\tau_{ij} = K'_{ij} \phi_{ij}^{n'_{ij}} \quad (3.51b)$$

Gerilme ve gerinimin normal ve kayma bileşenlerine dayanarak tanımlanan deformasyon parametresi bileşenleri ϕ_i ve ϕ_{ij} , skaler ve daima pozitif değerlerde olan bir büyüklüğü ifade etmektedir. Bunların (3.52) eşitliğinde belirtildiği gibi skaler toplamı, malzemeye uygulanan deformasyonu, gerilme ve gerinimin tüm bileşenlerini gözönüne almak suretiyle temsil eden deformasyon parametresi ϕ değerine eşit olmaktadır.

$$\phi = \phi_x + \phi_y + \phi_z + \phi_{xy} + \phi_{yz} + \phi_{zx} = \frac{D + W_u}{\underline{\sigma}_{VM}} \quad (3.52)$$

Birim hacim için üniform deformasyon alanında yapılan iş ile aynı birimde olan D değeri ise, (3.53) denklemi ile verildiği üzere, D_i ve D_{ij} bileşenlerinin toplamı olarak hesaplanabilir.

$$D = D_x + D_y + D_z + D_{xy} + D_{yz} + D_{zx} \quad (3.53)$$

Malzemeye uygulanan deformasyonun miktarını temsil etme amacıyla tanımlanan ϕ değerinin hesaplanmasında kullanılan $\underline{\sigma}_{VM}$, izotropi halinde dikkate alınabilecek efektif gerilmeyi ifade etmektedir. Ancak, $(D + W_u)$ tabanında geçen W_u , gerilme bileşenlerinin yanı sıra, malzemenin mevcut anizotropisi ile ortaya çıkan gerinimlerden belirlendiği için, gerilme ve gerinime dair tüm bileşenleri hesaba katan ϕ 'nin anizotropiyi içeren bir parametre olacağı anlaşılmaktadır.

Koordinat sisteminin x , y veya z eksenlerinden biri doğrultusunda uygulanacak tek eksenli çekme deneyinde, çekme doğrultusundaki gerçek gerilme σ ; gerçek gerinim ise ε olarak ifade edildiğinde, üniform deformasyon bölgesindeki pekleşmenin $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ ile verilen bağıntıya uyduğunu düşünelim. Birim hacim için üniform şekil değiştirme işi W_u , (3.47a) ile verilen denklemden, çekme doğrultusundaki gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerlerine göre hesaplanabilmektedir. Söz konusu deneylerde, çekme doğrultusundaki gerçek gerilme ile $\underline{\sigma}_{VM}$ değerlerinin birbirine eşit olması ($\underline{\sigma}_{VM} = \sigma$), eksenler doğrultusundaki tek eksenli çekme için, $\sigma = K''(D + W_u)^{n'}$ ve $\sigma = K' \phi^{n'}$ modellerine ait katsayı ve üsler arasında (3.54-55) bağıntılarını geçerli kılmaktadır.

$$n' = n = \frac{n''}{1 - n''} \quad (3.54)$$

$$K' = (K'')^{n+1} \quad (3.55)$$

Ele alınan tek eksenli çekme deneyi uygulamasında, akma uzaması veya Lüders bölgesinin sona erdiği andaki gerçek gerilme ve gerçek gerinim $\sigma_{YP/f}$ ve $\varepsilon_{YP/f}$ olarak ifade edildiğinde, D sabitinin (3.56) ile verilen denklemden hesaplanabileceği görülmüştür.

$$D = \frac{\sigma_{YP/f} \varepsilon_{YP/f}}{\psi(1+n)} = \frac{\sigma_{YP/f} (c + \varepsilon_{YP/f})}{1+n} \quad (3.56)$$

Üniform deformasyon bölgesinde W_u değerlerine bağlı olarak ortaya konan modelde geçen D , Lüders süreci sona erene kadar birim malzeme hacim için yapılan şekil değiştirme işi olarak kabul edilmiştir. Bu durumda, $D_i = W_{YP/f-i}$; $D_{ij} = W_{YP/f-ij}$ ve $D = W_{YP/f}$ eşitliklerinin geçerli

olacağı; $(D + W_u)$ teriminin de Lüders deformasyonu ile ilgili süreçte ve üniform deformasyon sürecinde, birim malzeme hacmi için yapılan şekil değiştirme işi değerlerinin toplamını ifade eden W değerine eşit olacağı açıktır. Söz konusu kabulün bir gereği olarak, (3.57) denklemi yazılabilecektir.

$$\varphi = \frac{W}{\underline{\sigma}_{VM}} \quad (3.57)$$

Tek eksenli çekme deneylerinde Lüders sürecinin sonunda malzemenin sergilemiş olduğu $\sigma_{YP/f}$ ve $\varepsilon_{YP/f}$ değerlerinin artması, bu bölgede birim hacim için yapılan şekil değiştirme işi $W_{YP/f}$ değerlerinin de artmasını işaret etmektedir. Zira $\sigma_{YP/f}$ ve $\varepsilon_{YP/f}$ değerlerindeki artışların, $W_{YP/f}$ ile aynı birime sahip D değerinde de artışa neden olacağı, (3.56) ile verilen denklemden anlaşılmaktadır.

Ayrıca, incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerilme – gerçek gerinim diyagramlarının düzensiz (inişli çıkışlı) bir görünüm sergileyen Lüders bölgesi polinom bağıntıları ile yaklaşık olarak modellenmiş ve ilgili bölgelere dair saptanan eğrilerin altında kalan alan, D sabitine yakın değerlerde hesaplanmıştır. Bu iki gözleme dayanarak $D_i = W_{YP/f-i}$; $D_{ij} = W_{YP/f-ij}$ ve $D = W_{YP/f}$ kabulleri yapılmıştır.

Deformasyonun numune üzerinde bantlar halinde yayıldığı, bu nedenle de heterojen olarak nitelendirilen akma uzaması veya Lüders sürecinde, gerçek gerilme ve gerçek gerinim için verilen ve üniform deformasyon bölgesinde kullanılan bağıntılar ile çizilen eğrilere göre hesaplanacak alan değerlerinin, söz konusu süreç için geçerli olan birim hacim için şekil değiştirme işi $W_{YP/f-i}$ veya $W_{YP/f-ij}$ değerlerine dair ancak yaklaşık sonuçlar sağlayabileceği düşünülmektedir.

Şekillendirmenin herhangi bir anında gerilme ve gerinim bileşenlerinden hesaplanan birim hacim için toplam şekil değiştirme işi, aynı zamanda, efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısından hesaplanan iş değerine de eşit olarak alınabilecektir. Üniform deformasyon bölgesinde söz konusu bağıntının $\underline{\sigma} = \underline{K}(\underline{\varepsilon} + \underline{\varepsilon}_0)^n$ olarak tanımlanması halinde, W_u değerlerine bağlı olarak ortaya konan iki matematiksel modele dayanan (3.58-59) eşitliklerini de yazmak mümkün olabilmektedir.

$$\underline{\sigma} = \underline{K}''(D + W_u)^{n''} \quad (3.58)$$

$$\underline{\sigma} = \underline{K}'\varphi^{n'} \quad (3.59)$$

Malzemenin izotropik özellik sergilemesi durumunda ($r_0 = r_{45} = r_{90} = r_\theta = 1$), deformasyon parametresi ϕ 'nin hesaplanmasında $\underline{\sigma} = \underline{\sigma}_{VM}$ olarak alınabilecek ve bağıntılarda yine bazı sadeleştirmelerin yapılması mümkün olabilecektir.

Çalışmamızda ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki sac malzemeye haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden, çekme doğrultusundaki gerinime dayalı olarak belirlenen pekleşme modeli, birim malzeme hacmi için yapılan üniform şekil değiştirme işine göre tanımlanmış, deformasyon parametresine dayalı modele dönüştürülmüştür.

Üniform deformasyon bölgesinde malzeme davranışı elastik-plastik karakterde olduğundan, yük altında ölçülen toplam gerinimlere göre belirlenen n , K , c ve ψ değerlerinden hesaplanan W_u , D ve ϕ değerleri elastik-plastik olarak nitelendirilecek ve bunlar $^{ep}W_u$, ^{ep}D ve $^{ep}\phi$ olarak ifade edilecektir.

Sac malzemenin tek eksenli çekmedeki akma dayanımı, haddeleme yönüne paralel (0° 'lik) doğrultuda X olarak; 45° 'lik diyagonal doğrultuda X'_{45} olarak; dik (90° 'lik) doğrultuda ise Y olarak ifade edildiğinde, 0.55 mm/dak'lık ve 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile gerçekleştirilen deneyler için yapılan hesaplamalar Çizelge 3.4-5'te verilmiştir.

Sacın haddelenme yönüne 0° ve 90° 'lik doğrultularda (x ve y eksenlerinde) söz konusu olan $^{ep}W_u$, ^{ep}D ve $^{ep}\phi$ değerlerinin hesaplanmasında kullanılan bağıntılardan, haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultu [$x'(45)$ eksen] için yapılan hesaplamalarda da faydalanılmıştır.

Ayrıca, düzenlenen Çizelge 3.4'te, çekme yönündeki gerçek toplam gerinimin düzeyi ile değişimi belirlenmiş olan tek eksenli çekme yüklemeindeki efektif modül ile yük boşaltma sürecine özgü geri esneme modülü değerleri hesaplanmış; Çizelge 3.5'te ise plastik gerinim oranı değerleri aynı şekilde hesaplanmıştır. Böylelikle, malzemenin deformasyon ile değişimi araştırılan bu özelliklerin, yük boşaltma işlemi öncesinde söz konusu olan, diğer bir ifade ile malzeme henüz yük altındayken geçerlilik taşıyan elastik-plastik deformasyon parametresi $^{ep}\phi$ değerleri değişiminin belirlenmesi sağlanabilmiştir.

İncelenen saca üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, Lüders deformasyonu ile ilgili bölgenin sona erdiği anda çekme yönünde söz konusu olan gerçek toplam gerinim $\epsilon_{YP/f}$ değerleri, her bir yönde gerçekleştirilen üç deneyden elde edilmiş değerlerin ortalaması olarak alınmış; bunlar da çizelgelerde belirtilmiştir. Akma uzamasının sonundaki gerçek gerilme $\sigma_{YP/f}$ değeri ise $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısından hesaplanmıştır.

Çizelge 3.4 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddelme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda 0.55 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 0.915 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) altında uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresi ile yüklemelerde söz konusu olan efektif modül ve yük boşaltmada efektif modül olarak tanımlanan geri esneme modülü değerleri

	$\epsilon_{YP/f-x}$	ϵ_x	ψ_0	c_x	n_0	K_0 [MPa]	$\sigma_x = \sigma_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-x}$ [MPa]	$^{ep}W_u$ [Nmm/mm ³]	^{ep}D [Nmm/mm ³]	$^{ep}\phi$	E_{ef-0} [MPa]	E_{sb-0} [MPa]
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.28)	(3.21)	(3.22)	(3.25a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.6)	(3.12)
Paralel ($\theta = 0^0$)	0.02958	0.02958	1.094	-0.00255	0.187	701.496	357.100	357.100	0	8.13281	0.023	188014	186173
		0.030					358.131		0.150		0.023	187868	186040
		0.045					388.548		5.764		0.036	183574	182205
		0.060					411.166		11.769		0.048	180464	179480
		0.090					444.772		24.636		0.074	176043	175655
		0.120					469.991		38.373		0.099	172905	172964
		0.150					490.415		52.788		0.124	170480	170894
		0.180					507.696		67.766		0.149	168510	169215
	$\epsilon_{YP/f-x'(45)}$	$\epsilon_{x'(45)}$	ψ_{45}	$c_{x'(45)}$	n_{45}	K_{45} [MPa]	$\sigma_{x'(45)} = \sigma_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-x'(45)}$ [MPa]	$^{ep}W_u$ [Nmm/mm ³]	^{ep}D [Nmm/mm ³]	$^{ep}\phi$	E_{ef-45} [MPa]	E_{sb-45} [MPa]
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.29)	(3.21)	(3.23)	(3.26a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.8)	(3.14)
Diyagonal ($\theta = 45^0$)	0.03739	0.03739	0.915	0.00346	0.194	689.683	370.692	370.692	0	12.68008	0.034	178356	181308
		0.045					383.193		2.870		0.041	176668	179479
		0.060					403.791		8.778		0.053	174061	176624
		0.090					435.310		21.389		0.078	170426	172595
		0.120					459.485		34.824		0.103	167880	169749
		0.150					479.305		48.915		0.129	165925	167556
		0.180					496.213		63.553		0.154	164343	165776
	$\epsilon_{YP/f-y}$	ϵ_y	ψ_{90}	c_y	n_{90}	K_{90} [MPa]	$\sigma_y = \sigma_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-y}$ [MPa]	$^{ep}W_u$ [Nmm/mm ³]	^{ep}D [Nmm/mm ³]	$^{ep}\phi$	E_{ef-90} [MPa]	E_{sb-90} [MPa]
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.30)	(3.21)	(3.24)	(3.27a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.10)	(3.16)
Dik ($\theta = 90^0$)	0.04064	0.04064	0.935	0.00281	0.184	700.392	393.522	393.522	0	14.44228	0.037	199227	198736
		0.045					400.501		1.731		0.040	197534	197155
		0.060					421.104		7.899		0.053	192766	192718
		0.090					452.440		21.027		0.078	186114	186550
		0.120					476.345		34.972		0.104	181469	182252
		0.150					495.872		49.564		0.129	177918	178969
		0.180					512.484		64.696		0.154	175055	176322

Çizelge 3.5 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddelme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) altında uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresi ile plastik gerinim oranı değerleri

	$\epsilon_{YP/f-x}$	ϵ_x	ψ_0	c_x	n_0	K_0 [MPa]	$\sigma_x = \underline{\sigma}_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-x}$ [MPa]	$^{ep}W_u$ [Nmm/mm ³]	^{ep}D [Nmm/mm ³]	$^{ep}\phi$	r_0
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.28)	(3.21)	(3.22)	(3.25a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.35)
Paralel ($\theta = 0^0$)	0.02795	0.02795	1.143	-0.00349	0.184	711.566	359.532	359.532	0	7.42705	0.021	0.641
		0.030					364.895		0.743		0.022	0.644
		0.045					396.275		6.466		0.035	0.674
		0.060					419.415		12.591		0.048	0.706
		0.090					453.595		25.715		0.073	0.768
		0.120					479.132		39.722		0.098	0.812
		0.150					499.759		54.415		0.124	0.816
		0.180					517.183		69.676		0.149	0.761
Diyagonal ($\theta = 45^0$)	$\epsilon_{YP/f-x'(45)}$	$\epsilon_{x'(45)}$	ψ_{45}	$c_{x'(45)}$	n_{45}	K_{45} [MPa]	$\sigma_{x'(45)} = \underline{\sigma}_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-x'(45)}$ [MPa]	$^{ep}W_u$ [Nmm/mm ³]	^{ep}D [Nmm/mm ³]	$^{ep}\phi$	r_{45}
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.29)	(3.21)	(3.23)	(3.26a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.37)
	0.03984	0.03984	0.959	0.00172	0.190	705.667	385.251	385.251	0	13.45058	0.035	1.169
		0.045					393.927		2.011		0.039	1.165
		0.060					415.363		8.086		0.052	1.153
		0.090					447.884		21.061		0.077	1.141
		0.120					472.664		34.883		0.102	1.141
		0.150					492.901		49.376		0.127	1.154
		0.180					510.118		64.427		0.153	1.181
Dik ($\theta = 90^0$)	$\epsilon_{YP/f-y}$	ϵ_y	ψ_{90}	c_y	n_{90}	K_{90} [MPa]	$\sigma_y = \underline{\sigma}_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-y}$ [MPa]	$^{ep}W_u$ [Nmm/mm ³]	^{ep}D [Nmm/mm ³]	$^{ep}\phi$	r_{90}
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.30)	(3.21)	(3.24)	(3.27a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.39)
	0.04199	0.04199	1.044	-0.00178	0.180	720.328	404.471	404.471	0	13.78636	0.034	0.937
		0.045					409.749		1.225		0.037	0.939
		0.060					432.270		7.547		0.049	0.949
		0.090					465.769		21.047		0.075	0.965
		0.120					490.909		35.412		0.100	0.970
		0.150					511.256		50.454		0.126	0.961
		0.180					528.463		66.056		0.151	0.932

Haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneyinde, haddeleme yönü olarak seçilen x eksenini ile deney yönü olan $x'(45)$ eksenini arasındaki 45^0 'lik açıyı saat yönünde alalım. Diğer bir deyişle, $x'(45)$ ve $y'(45)$ eksenleri, x ve y eksenlerine göre, sacın kalınlık doğrultusunu ifade eden z eksenini etrafında saat yönünde 45^0 'lik bir rotasyon yapmış durumda bulunacaktır. Sac malzemenin $x'(45)$ doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımı X'_{45} olarak $[\sigma_{x'(45)} = X'_{45}]$ belirtildiğine göre ($\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$), gerilme dönüşümü için verilen (3.60) bağıntılarında $\theta = 45^0$ kullanılarak, haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultudaki tek eksenli çekme için $\sigma_x = \sigma_y = -\tau_{xy} = X'_{45}/2$ eşitliği elde edilebilmektedir (Hill, 1950).

$$\sigma_x = \sigma_{x'(\theta)} \cos^2 \theta + \sigma_{y'(\theta)} \sin^2 \theta + 2\tau_{x'y'(\theta)} \sin \theta \cos \theta \quad (3.60a)$$

$$\sigma_y = \sigma_{x'(\theta)} \sin^2 \theta + \sigma_{y'(\theta)} \cos^2 \theta - 2\tau_{x'y'(\theta)} \sin \theta \cos \theta \quad (3.60b)$$

$$\tau_{xy} = [\sigma_{y'(\theta)} - \sigma_{x'(\theta)}] \sin \theta \cos \theta + \tau_{x'y'(\theta)} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \quad (3.60c)$$

Birim hacim için şekil değiştirme işi artımını ifade eden (3.41a) ve (3.42a) denklemlerinin, 45^0 'lik doğrultuda yürütülen tek eksenli çekme deneyi için, (3.61a-b) eşitliklerinde belirtildiği gibi elastik-plastik anlamda düzenlenmesi mümkündür. Bu düzenleme, (3.61b) eşitliğinde de görüldüğü üzere, $d\gamma_{xy}$ yerine $d\varepsilon_{xy}$ terimi kullanılarak yapılmıştır ($d\gamma_{xy} = 2d\varepsilon_{xy}$).

$$d(^{ep}W) = d(^{ep}W_x) + d(^{ep}W_y) + d(^{ep}W_{xy}) \quad (3.61a)$$

$$\begin{aligned} d(^{ep}W) &= \left| \frac{X'_{45}}{2} d\varepsilon_x \right| + \left| \frac{X'_{45}}{2} d\varepsilon_y \right| + \left| -X'_{45} d\varepsilon_{xy} \right| \\ &= \frac{X'_{45}}{2} (|d\varepsilon_x| + |d\varepsilon_y| + 2|-d\varepsilon_{xy}|) \end{aligned} \quad (3.61b)$$

Skaler olarak toplanılması suretiyle birim hacim için şekil değiştirme işini ortaya koyan eksenler ile ilgili bileşenler, her bir ekseninde söz konusu olan gerilme – gerinim bağıntılarının altındaki alana eşit olduğundan, bunların negatif değerler ifade etmesi mümkün değildir. Dolayısıyla, (3.61b) denklemi mutlak değerler kullanılarak düzenlenmiştir. Bu düzenleme yapılırken de söz konusu deneyde çekme doğrultusundaki gerinimin $[\sigma_{x'(45)} = X'_{45}]$ pozitif değerde olduğu dikkate alınmıştır.

Haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneyinde $y'(45)$ ve z eksenleri doğrultusundaki plastik gerinimlere göre (1.7) eşitliğinden hesaplanan r_{45} için, toplam gerinimlerin kullanılması ile de yakın bir sonucun elde edilebileceği düşünülmektedir. Bu yaklaşıma göre, gerinimlerin artımsal olarak belirtildiği (3.62) ifadesini yazmak mümkün olabilecektir.

$$r_{45} = \frac{d[\epsilon_{y'(45)}]}{d[\epsilon_z]} \cong \frac{d\epsilon_{y'(45)}}{d\epsilon_z} \quad (3.62)$$

Sac düzlemindeki x ve y eksenlerinin, sacın kalınlık doğrultusu olan z eksenine göre saat yönünde θ açısı kadar döndürülmesi ile ortaya çıkan $x'(45)$ ve $y'(45)$ eksenlerindeki gerinim artımı bileşenleri ile x ve y eksenlerindeki bileşenler arasında, gerilme dönüşüm bağıntılarına benzer olarak (3.63) eşitlikleri geçerli olmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988).

$$d\epsilon_x = d\epsilon_{x'(\theta)} \cos^2 \theta + d\epsilon_{y'(\theta)} \sin^2 \theta + 2d\epsilon_{x'y'(\theta)} \sin \theta \cos \theta \quad (3.63a)$$

$$d\epsilon_y = d\epsilon_{x'(\theta)} \sin^2 \theta + d\epsilon_{y'(\theta)} \cos^2 \theta - 2d\epsilon_{x'y'(\theta)} \sin \theta \cos \theta \quad (3.63b)$$

$$d\epsilon_{xy} = [d\epsilon_{y'(\theta)} - d\epsilon_{x'(\theta)}] \sin \theta \cos \theta + d\epsilon_{x'y'(\theta)} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \quad (3.63c)$$

Plastik şekil değiştirmede hacim sabitliği ilkesi çerçevesinde $d\epsilon_x + d\epsilon_y = d\epsilon_{x'(45)} + d\epsilon_{y'(45)} = -d\epsilon_z$ eşitliğini yazmak mümkündür. Bu durumda (3.64-65) eşitlikleri elde edilebilecektir.

$$d\epsilon_{y'(45)} \cong -\frac{r_{45}}{1 + r_{45}} d\epsilon_{x'(45)} \quad (3.64)$$

$$d\epsilon_z \cong -\frac{1}{1 + r_{45}} d\epsilon_{x'(45)} \quad (3.65)$$

Haddeleme doğrultusu olan x eksenine göre saat yönündeki rotasyon için verilen (3.63c) eşitliği (3.64) ile birlikte kullanılarak (3.66a) denklemi ortaya konabilmektedir. Saat yönünün tersine bir rotasyonda ise, gerilme ve gerinim artımına dair dönüşüm bağıntılarındaki bütün işlemlerde $\theta = -45^\circ$ değerinin kullanılması gerekmektedir. Bu durumda, gerilme için verilen (3.60) dönüşüm bağıntıları ile $\sigma_x = \sigma_y = \tau_{xy} = X'_{45}/2$ eşitliği elde edilecektir. Benzer şekilde, $d\epsilon_{xy}$ için verilen (3.63b) bağıntısında θ olarak -45° değerinin kullanılması halinde, (3.66b) eşitliği ortaya çıkacaktır.

$$d\epsilon_{xy} \cong -\frac{2r_{45} + 1}{2(1 + r_{45})} d\epsilon_{x'(45)} \quad (3.66a)$$

$$d\epsilon_{xy} \cong \frac{2r_{45} + 1}{2(1 + r_{45})} d\epsilon_{x'(45)} \quad (3.66b)$$

Elde edilen (3.64-66) eşitliklerinden de görülebileceği üzere, haddeleme doğrultusuna göre saat yönündeki veya bunun tersi yöndeki 45° 'lik açı doğrultusunda uygulanan bir tek eksenli çekme deneyinde, plastik gerinim oranı r_{45} ve çekme doğrultusundaki gerinim artımı $d\epsilon_{x'(45)}$

için pozitif değerler söz konusu iken; deneyde numunenin daralmasını ifade eden $d\epsilon_{y'(45)}$ ve incelmeyi ifade eden $d\epsilon_z$ daima negatif işaret ile temsil edilmektedir. Bununla birlikte, 45° 'lik açı, haddeleme doğrultusuna göre saat yönünde alındığında τ_{xy} ve $d\epsilon_{xy}$ negatif değerler ile temsil edilirken; açının saat yönünün tersine alınması, τ_{xy} ve $d\epsilon_{xy}$ için pozitif değerlerin söz konusu olacağını göstermektedir. O halde, (3.61b) ile verilmiş olan denklemin (3.67) şeklinde düzenlenmesinde bir sakınca bulunmamaktadır.

$$d(\epsilon^p W) = \frac{X'_{45}}{2} (|d\epsilon_x| + |d\epsilon_y|) + X'_{45} d\epsilon_{xy} \quad (3.67)$$

Çalışmamızda ele alınan sacın plastik anizotropi ile ilgili davranışını değerlendirmek üzere Hill-1948 akma kriteri seçilmiştir. Bu akma kriterinde plastik gerinim artımına dair verilen ve akış kurallarını ifade eden (1.19-24) bağıntıları, toplam gerinim artımları için de kullanılmak suretiyle, haddeleme doğrultusu olarak alınan x eksenine saat yönünde veya bunun tersi yöndeki 45° 'lik doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneyleri için bir yaklaşıma gidilmiştir. Orthotropi esası ile anizotropinin asal eksenleri x (haddeleme yönü), y (rulonun enine doğrultusu) ve z (sacın kalınlık doğrultusu) olarak seçilirse, bu eksenlerdeki normal gerinim artımı bağıntılarına (3.68-70) eşitlikleri ile yaklaşılabılır.

$$d\epsilon_x \cong \frac{1}{2} G X'_{45} d\lambda \quad (3.68)$$

$$d\epsilon_y \cong \frac{1}{2} F X'_{45} d\lambda \quad (3.69)$$

$$d\epsilon_z \cong -\frac{1}{2} (F + G) X'_{45} d\lambda \quad (3.70)$$

Eğer 45° 'lik doğrultu x eksenine göre saat yönünde alınırsa, mevcut kayma gerinim artımı bileşeni için (3.71a) ile verilen bağıntı geçerli olurken; bu açı saat yönünün tersine alındığında (3.71b) denklemi elde edilmektedir.

$$d\epsilon_{xy} \cong -\frac{1}{2} N X'_{45} d\lambda \quad (3.71a)$$

$$d\epsilon_{xy} \cong \frac{1}{2} N X'_{45} d\lambda \quad (3.71b)$$

Anizotropi katsayılarından N, tanım gereği daima pozitif değerde bulunduğundan, $d\epsilon_{xy}$ bileşeni, haddeleme yönü olan x eksenine göre saat yönündeki 45° 'lik rotasyon için negatif;

saat yönü tersinde yapılan aynı açısız rotasyon için ise pozitif olarak temsil edilmektedir. Dolayısıyla da (3.71) eşitlikleri, (3.66) eşitliklerini tutarlı kılmaktadır.

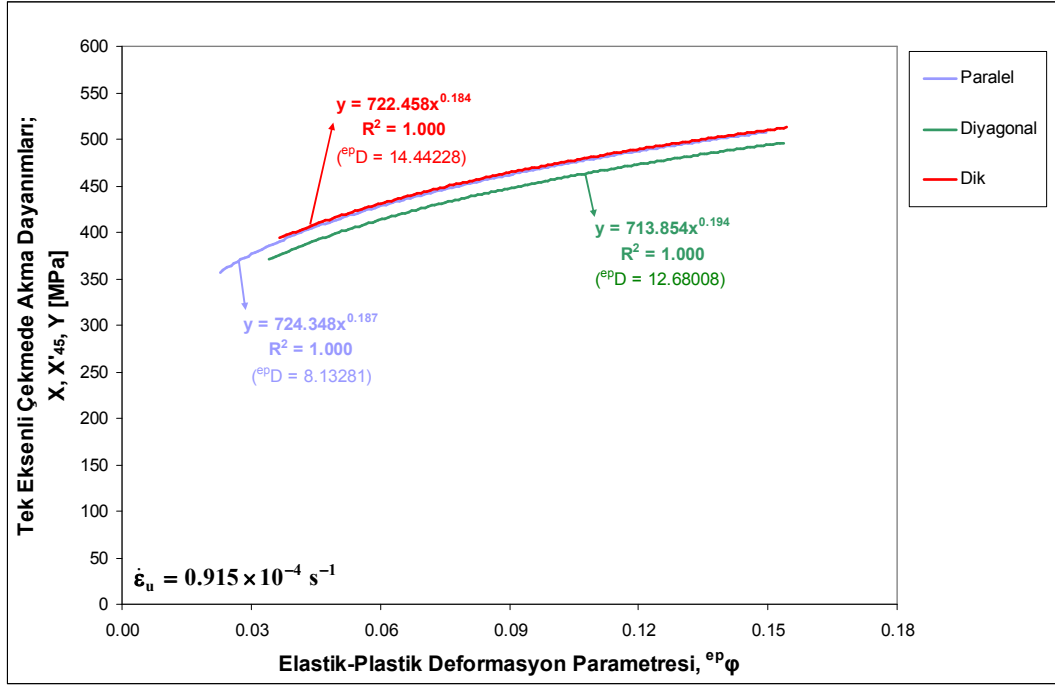
İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın tek eksenli çekme deneyleri ile belirlenen r_0 ve r_{90} değerleri pozitif olduğundan, verilen (1.27-28) eşitlikleri gereğince anizotropinin F, G ve H katsayılarının ya üçünün birden pozitif; ya da üçünün birden negatif olması gerekmektedir. Söz konusu katsayılardan yalnızca birinin negatif değerlerde bulunabileceği Hill (1950) tarafından bildirildiğinden, bunların üçü de pozitif olmak durumundadır. Dolayısıyla, (3.70) eşitliği ile ifade edilen $d\varepsilon_z$ için negatif işaret ile temsil söz konusu olmakta; (3.65) eşitliği de bu açıdan tutarlılık sergilemektedir. Aynı zamanda, (3.68-69) eşitlikleri de $d\varepsilon_x$ ve $d\varepsilon_y$ için pozitif değerlere işaret etmektedir. Buradan hareketle ve (3.65) bağıntısından faydalanılarak, (3.72) denklemini yazmak mümkün olabilmektedir.

$$|d\varepsilon_x| + |d\varepsilon_y| \cong |d\varepsilon_z| \cong \frac{1}{1 + r_{45}} d\varepsilon_{x'(45)} \quad (3.72)$$

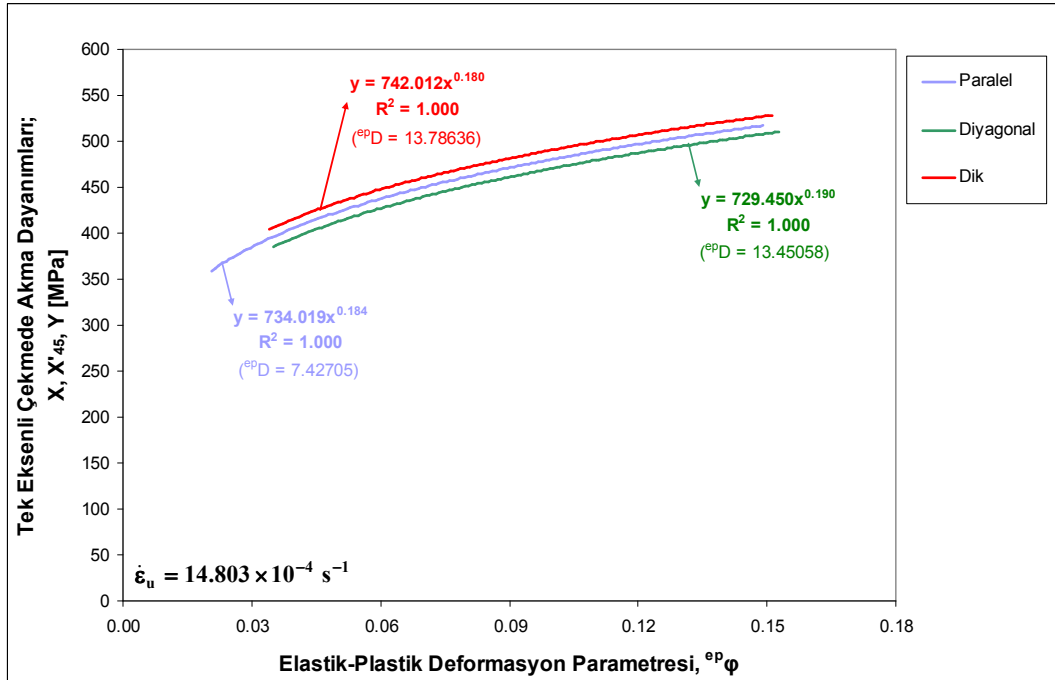
Elde edilen (3.66) ve (3.72) denklemleri, (3.67) eşitliğinde yerine konursa (3.73) bağıntısı ortaya çıkmaktadır. Söz konusu bağıntı yaklaşık olarak ifade edilmiştir çünkü bu bağıntının ortaya konması ile ilgili aşamalarda plastik gerinim artımları yerine toplam gerinim artımları kullanılmıştır.

$$d(^{ep}W) \cong X'_{45} d\varepsilon_{x'(45)} \quad (3.73)$$

Yapılan yaklaşım ile ortaya konan (3.73) eşitliğine dayanarak, 1.01 mm'lik nominal kalınlık değeri ile verilen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, çekme doğrultusunda ve üniform deformasyon bölgesinde elde edilen gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim eğrilerinin altındaki alan, bu işlemde söz konusu olan birim hacim için üniform elastik-plastik şekil değiştirme işi $^{ep}W_u$ değerlerinin doğrudan hesaplanmasında kullanılmıştır. Zira Çizelge 3.4-5'te verilenler, bu şekilde hesaplanan değerlerdir. Ayrıca, söz konusu deneyler için ^{ep}D değerleri de (3.56) eşitliğinden hesaplanarak Çizelge 3.4-5'te verilmiştir. Üç yöndeki uygulanan deneylerde, çekme doğrultusundaki gerilme ile $^{ep}W_u$ arasında yapılan üslü regresyonlarda, hesaplanan ^{ep}D değerlerinin korelasyonu maksimize ettiği gözlenmiştir. Haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda; 0.55 mm/dak ile 0.88 mm/dak'lık sabit çekme (çene) hızları ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlar esas alınarak, malzemenin üç yöndeki akma dayanımı ile elastik-plastik deformasyon parametresi $^{ep}\phi$ arasında ortaya konan bağıntılar Şekil 3.34-35'te görülmektedir.



Şekil 3.34 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 0.55 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre üç doğrultudaki akma dayanımının elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi



Şekil 3.35 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre üç doğrultudaki akma dayanımının elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi

Ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda ve 0.55 mm/dak'lık hız ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, elastik-plastik deformasyon parametresi $^{ep}\varphi$ ile malzemenin üç yöndeki akma dayanımı [MPa] arasında belirlenen bağıntılar (3.74-76) ile ifade edilmiştir.

$$X = 724.348 (^{ep}\varphi)^{0.187} \quad (3.74)$$

$$X'_{45} = 713.854 (^{ep}\varphi)^{0.194} \quad (3.75)$$

$$Y = 722.458 (^{ep}\varphi)^{0.184} \quad (3.76)$$

Söz konusu sac malzemeye üç yönde ve 8.80 mm/dak'lık hız ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre, elastik-plastik deformasyon parametresi $^{ep}\varphi$ ile üç yöndeki akma dayanımı [MPa] arasında belirlenen bağıntılar ise (3.77-79) ile ifade edilmiştir.

$$X = 734.019 (^{ep}\varphi)^{0.184} \quad (3.77)$$

$$X'_{45} = 729.450 (^{ep}\varphi)^{0.190} \quad (3.78)$$

$$Y = 742.012 (^{ep}\varphi)^{0.180} \quad (3.79)$$

Deformasyon ile sac malzemenin mekanik karakteristiklerinde meydana gelen değişimlerin ortaya konmasında, deformasyon miktarını temsil için tek eksenli çekme deneylerinde çekme yönündeki gerçek toplam gerinim ε yerine deformasyon parametresi olarak tanımlanan φ değerlerinin esas alınmasının, gerilmenin genelde iki eksenli olduğu sac şekillendirme işlemleri için değerlendirmede kolaylık sağlayacağı düşünülmektedir.

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın tek eksenli çekme deneyinde, yük boşaltma öncesinde söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi $^{ep}\varphi$ ile yük boşaltma sonrası tekrar yükleme sürecinde ölçülen efektif modül E_{ef} [MPa] ve yük boşaltma sürecinde tanımlanan geri esneme modülü E_{sb} [MPa] değerleri arasındaki değişimlere dair elde edilen bağıntılar Şekil 3.36'da; bu bağıntılara dair denklemler ise (3.80-85) ile verilmiştir.

$$E_{ef-0} = 149094.289 (^{ep}\varphi + 0.00700)^{-0.066} \quad (3.80)$$

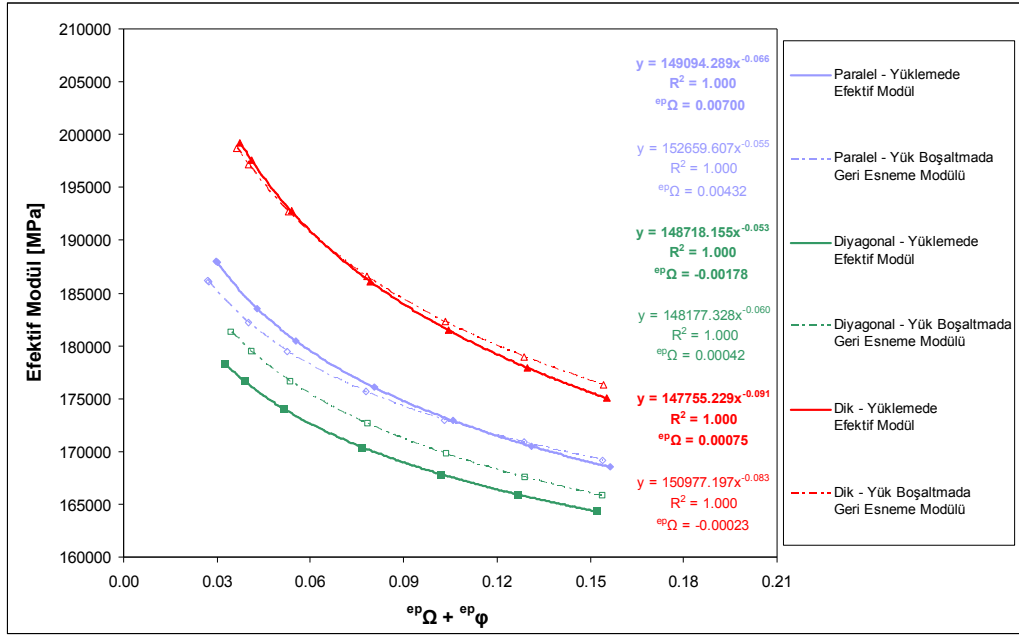
$$E_{ef-45} = 148718.155 (^{ep}\varphi - 0.00178)^{-0.053} \quad (3.81)$$

$$E_{ef-90} = 147755.229 (^{ep}\varphi + 0.00075)^{-0.091} \quad (3.82)$$

$$E_{sb-0} = 152659.607 (\epsilon^p \varphi + 0.00432)^{-0.055} \quad (3.83)$$

$$E_{sb-45} = 148177.328 (\epsilon^p \varphi + 0.00042)^{-0.060} \quad (3.84)$$

$$E_{sb-90} = 150977.197 (\epsilon^p \varphi - 0.00023)^{-0.083} \quad (3.85)$$



Şekil 3.36 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° ’lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün ve yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi

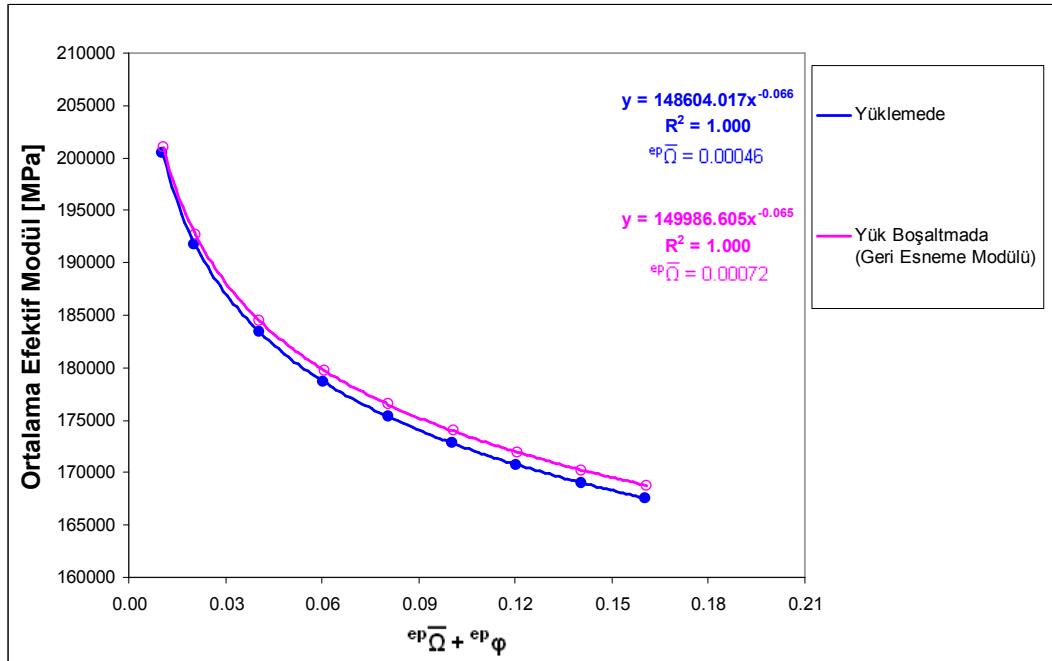
Tek eksenli çekme yüklemesindeki efektif modül ve yük boşaltma sürecinde söz konusu olan geri esneme modülünün sac düzlemindeki ortalamasını ifade eden $\bar{E}_{ef}$ ve $\bar{E}_{sb}$ değerleri, eş elastik-plastik deformasyon parametresi $\epsilon^p \varphi$ değerleri için, üç yönde (3.80-82) ve (3.83-85) ile hesaplanan E_{ef} ve E_{sb} değerlerine göre (3.86-87) denklemlerinden belirlenerek Çizelge 3.6’da sunulmuştur. Bu ortalama efektif modül [MPa] değerlerinin $\epsilon^p \varphi$ ile değişimi grafiksel olarak Şekil 3.37’de; denklem olarak da (3.88-89) ile verilmiştir.

$$\bar{E}_{ef} = \frac{E_{ef-0} + 2E_{ef-45} + E_{ef-90}}{4} \quad (3.86)$$

$$\bar{E}_{sb} = \frac{E_{sb-0} + 2E_{sb-45} + E_{sb-90}}{4} \quad (3.87)$$

Çizelge 3.6 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün ve yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün sac düzlemindeki ortalamalarının yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanması

$\epsilon^p \varphi$	E_{ef-0} [MPa]	E_{ef-45} [MPa]	E_{ef-90} [MPa]	$\bar{E}_{ef}$ [MPa]	E_{sb-0} [MPa]	E_{sb-45} [MPa]	E_{sb-90} [MPa]	$\bar{E}_{sb}$ [MPa]
<i>Seçildi</i>	<i>(3.80)</i>	<i>(3.81)</i>	<i>(3.82)</i>	<i>(3.86)</i>	<i>(3.83)</i>	<i>(3.84)</i>	<i>(3.85)</i>	<i>(3.87)</i>
0.010	195097	191812	223195	200479	192818	194854	221692	201055
0.020	189230	183889	210230	191809	187282	187145	209095	192667
0.040	182433	176808	197707	183439	181201	179633	197310	184444
0.060	178213	172908	190651	178670	177527	175352	190749	179745
0.080	175167	170223	185777	175348	174903	172369	186234	176469
0.100	172791	168181	182074	172807	172868	170088	182808	173963
0.120	170848	166537	179098	170755	171208	168244	180056	171938
0.140	169207	165163	176618	169038	169809	166700	177763	170243
0.160	167788	163985	174495	167563	168601	165374	175801	168787

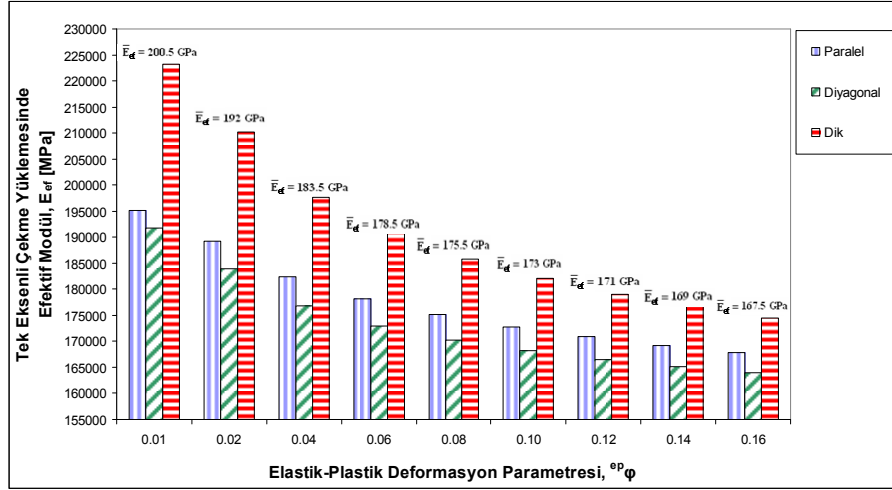


Şekil 3.37 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün ve yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün sac düzlemindeki ortalamalarının yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi

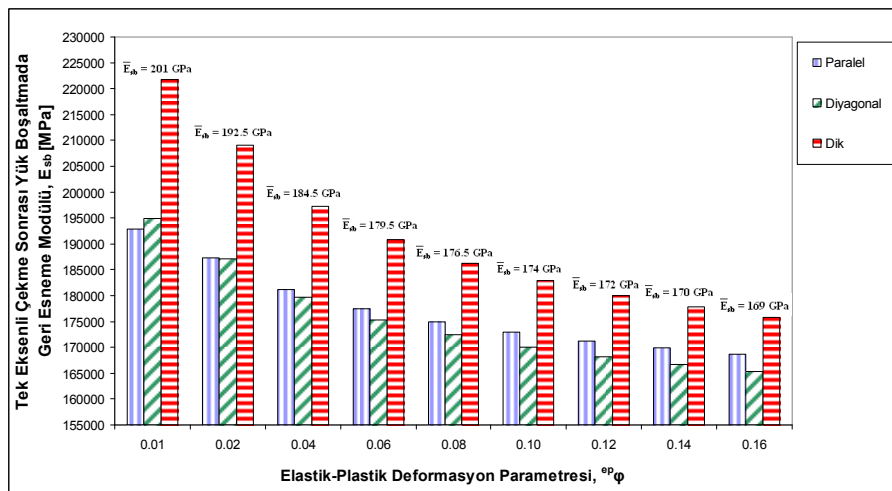
$$\bar{E}_{ef} = 148604.017 (\epsilon^p \varphi + 0.00046)^{-0.066} \quad (3.88)$$

$$\bar{E}_{sb} = 149986.605 (\epsilon^p \varphi + 0.00072)^{-0.065} \quad (3.89)$$

İncelenen sac malzemede tek eksenli çekme yüklemesi altında söz konusu olan efektif modül E_{ef} ile yük boşaltmada yine olarak efektif tanımlanmış geri esneme modülü E_{sb} değerlerinin, üniform deformasyon bölgesinde birim hacim için elastik-plastik şekil değiştirme işi $^{ep}W_u$ ile hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresi $^{ep}\phi$ değerlerine bağlı olarak üç yöndeki değişimi, çubuk grafikler ile Şekil 3.38-39’da karşılaştırılmış; eş $^{ep}\phi$ düzeyleri için söz konusu modüllere dair sac düzleminde hesaplanan ortalama değerler de bu grafiklerde belirtilmiştir.



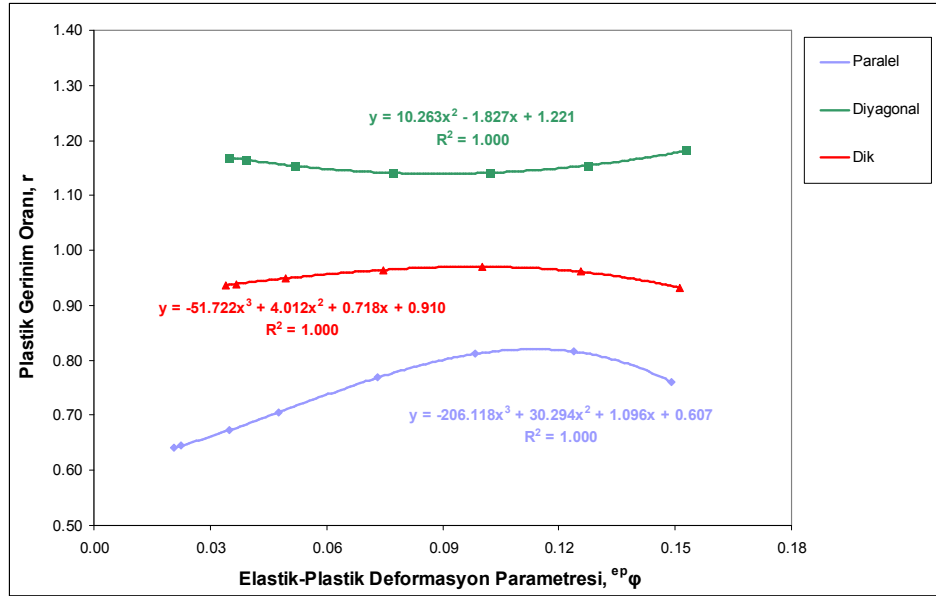
Şekil 3.38 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 ’lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltma işlemi sonrası tekrar yüklemelerde ölçülen efektif modülün yük boşaltma öncesi söz konusu olan eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri için karşılaştırılması ve sac düzleminde hesaplanan ortalamaları



Şekil 3.39 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 ’lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerindeki yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri için karşılaştırılması ve sac düzleminde hesaplanan ortalamaları

Tek eksenli çekmede yükleme ve yük boşaltmalardaki efektif modüllerin elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimine dair belirlenen bağıntıların, çekme yönündeki gerçek gerinimlere göre elde edilen bağıntılar ile aynı karakterde olduğu; her iki süreçteki modülün üç yönde de $^{\text{ep}}\phi$ ile üslü fonksiyonlara uyarak düşüşler sergilediği gözlenmiştir. Bunların ortalamalarının da $^{\text{ep}}\phi$ ile üslü fonksiyonlar halinde azaldığı saptanmış; ortalamalar arasındaki farklılaşmanın $^{\text{ep}}\phi$ ile artış sergilediği gözlenmiştir. Ancak, üniform deformasyon bölgesinde ortalama geri esneme modülünün yüklemedeki ortalama efektif modüle göre farklılaşması, ortalama geri esneme modülü daha yüksek olmak üzere en fazla % 0.7 düzeyinde belirmiştir.

Seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki sac malzemenin haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranı r değerlerinin yük boşaltma işlemi öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi $^{\text{ep}}\phi$ ile belirlenen değişimi ise Şekil 3.40'ta görülmektedir. Söz konusu değişimlere dair bağıntılar da (3.90-92) eşitlikleri ile ifade edilmiştir.



Şekil 3.40 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranının yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi

$$r_0 = -206.118 (^{\text{ep}}\phi)^3 + 30.294 (^{\text{ep}}\phi)^2 + 1.096(^{\text{ep}}\phi) + 0.607 \quad (3.90)$$

$$r_{45} = 10.263 (^{\text{ep}}\phi)^2 - 1.827 (^{\text{ep}}\phi) + 1.221 \quad (3.91)$$

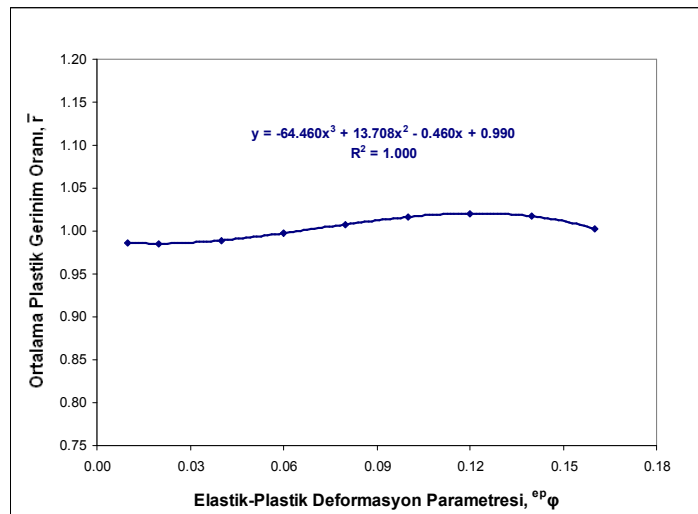
$$r_{90} = -51.722 (^{\text{ep}}\phi)^3 + 4.012 (^{\text{ep}}\phi)^2 + 0.718 (^{\text{ep}}\phi) + 0.910 \quad (3.92)$$

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemenin yük boşaltma işlemi öncesi seçilen elastik-plastik deformasyon parametresi ϵ^p değerlerine göre üç yönde (3.90-92) eşitlikleri ile hesaplanan plastik gerinim oranı r değerleri ve bunların sac düzleminde (1.8) ile belirlenen ortalaması (ortalama normal anizotropi faktörü) $\bar{r}$ ile beraber, (1.9) eşitliğinden hesaplanan düzlemsel anizotropi faktörü Δr değerleri Çizelge 3.7’de verilmiştir.

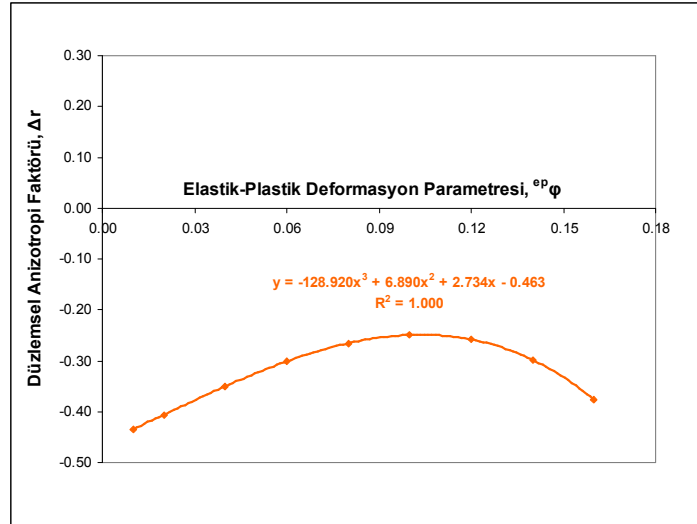
Çizelge 3.7 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın plastik gerinim oranının sac düzlemindeki ortalamasının (ortalama normal anizotropi faktörünün) ve düzlemsel anizotropi faktörünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanması

ϵ^p	r_0	r_{45}	r_{90}	$\bar{r}$	Δr
<i>Seçildi</i>	<i>(3.90)</i>	<i>(3.91)</i>	<i>(3.92)</i>	<i>(1.8)</i>	<i>(1.9)</i>
0.010	0.621	1.204	0.918	0.986	-0.435
0.020	0.639	1.189	0.926	0.986	-0.406
0.040	0.686	1.164	0.942	0.989	-0.350
0.060	0.737	1.148	0.956	0.998	-0.302
0.080	0.783	1.141	0.967	1.008	-0.266
0.100	0.813	1.141	0.970	1.016	-0.249
0.120	0.819	1.150	0.965	1.021	-0.258
0.140	0.789	1.166	0.947	1.017	-0.298
0.160	0.714	1.191	0.916	1.003	-0.377

Ele alınan sacın ortalama plastik gerinim oranı ve düzlemsel anizotropi değerlerinin yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ϵ^p ile değişimi Şekil 3.41-42’de görülmektedir. Bu değişimlere dair bağıntılar da (3.93-94) ile belirtilmiştir.



Şekil 3.41 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda plastik gerinim oranının sac düzlemindeki ortalamasının (ortalama normal anizotropi faktörünün) yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi

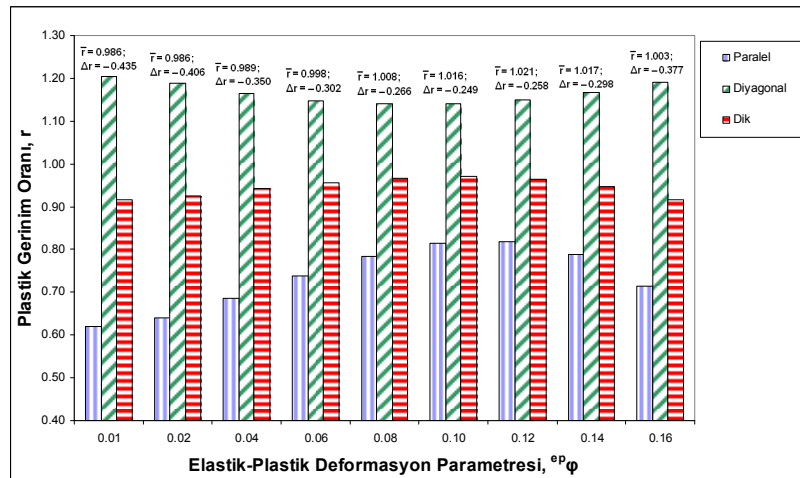


Şekil 3.42 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda düzlemsel anizotropi faktörünün yük boşaltma öncesi söz konusu olan elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişimi

$$\bar{r} = -64.460({}^{ep}\varphi)^3 + 13.708({}^{ep}\varphi)^2 - 0.460({}^{ep}\varphi) + 0.990 \quad (3.93)$$

$$\Delta r = -128.920({}^{ep}\varphi)^3 + 6.890({}^{ep}\varphi)^2 + 2.734({}^{ep}\varphi) - 0.463 \quad (3.94)$$

Seçilen sac malzemenin plastik gerinim oranının, elastik-plastik deformasyon parametresi ${}^{ep}\varphi$ değerlerine göre üç yöndeki değişimi, çubuk grafik olarak da Şekil 3.43'te karşılaştırılmış; aynı ${}^{ep}\varphi$ düzeyleri için hesaplanan ortalama plastik gerinim oranı $\bar{r}$ ve düzlemsel anizotropi Δr değerleri de bu grafikte gösterilmiştir.



Şekil 3.43 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranının yük boşaltma öncesi söz konusu olan eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri için karşılaştırılması ve hesaplanan ortalama normal anizotropi ile düzlemsel anizotropi faktörü değerleri

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın ortalama plastik gerinim oranı veya ortalama normal anizotropi değerinin, yük boşaltma öncesindeki toplam gerinime göre belirlenen elastik-plastik deformasyon parametresinin farklı düzeyleri için 0.99 ile 1.02 arasında değişim gösterdiği saptanmıştır. Söz konusu aralığın çok küçük olması sebebiyle, bu malzeme için $\bar{r}$ değeri 1.0 olarak belirtilebilir. Üç yöndeki plastik gerinim oranı değerlerinin sac düzlemindeki ortalaması esas alındığında, malzemenin normal izotropik olduğuna dair bir değerlendirmede bulunulabilir. Ancak, seçilen tüm $^{\text{ep}}\phi$ düzeyleri için Δr değerlerinin yaklaşık -0.45 ile -0.25 arasında hesaplanması, incelenen malzemede düzlemsel anizotropinin söz konusu olduğunu göstermektedir. Düzlemsel anizotropinin negatif değerler ile elde edilmiş olması, düz tabanlı dairesel bir kabın derin çekilmesinde ortaya çıkacak kulaklanma davranışında, yükseltilerin veya kulakların 45^0 'lik doğrultularda; çukurların ise 0^0 ve 90^0 'lik doğrultularda oluşacağına işaret etmektedir.

Toplam gerinim değerine göre hesaplanan ve elastik-plastik olarak anılan birim hacim için şekil değiştirme işinin, plastik gerinime dayalı kısmı ifade eden birim hacim için plastik iş $^{\text{p}}W$ ve lineer elastik geri dönüş ile ilgili kısmı ifade eden birim hacim elastik iş $^{\text{e}}W$ olarak iki bölüme ayrılması mümkündür. Zira Hill (1950), genel anlamda üç eksenli gerilme halinde $^{\text{p}}W$ için (3.95) bağıntısını bildirmiştir. Bu bağıntıdaki $d\varepsilon_{ij}$ terimi gerçek toplam gerinimin; $d(^{\text{p}}\varepsilon_{ij})$ terimi gerçek plastik gerinimin; $d(^{\text{e}}\varepsilon_{ij})$ terimi ise lineer geri dönen elastik gerinimin artımsal formlarını temsil etmektedir.

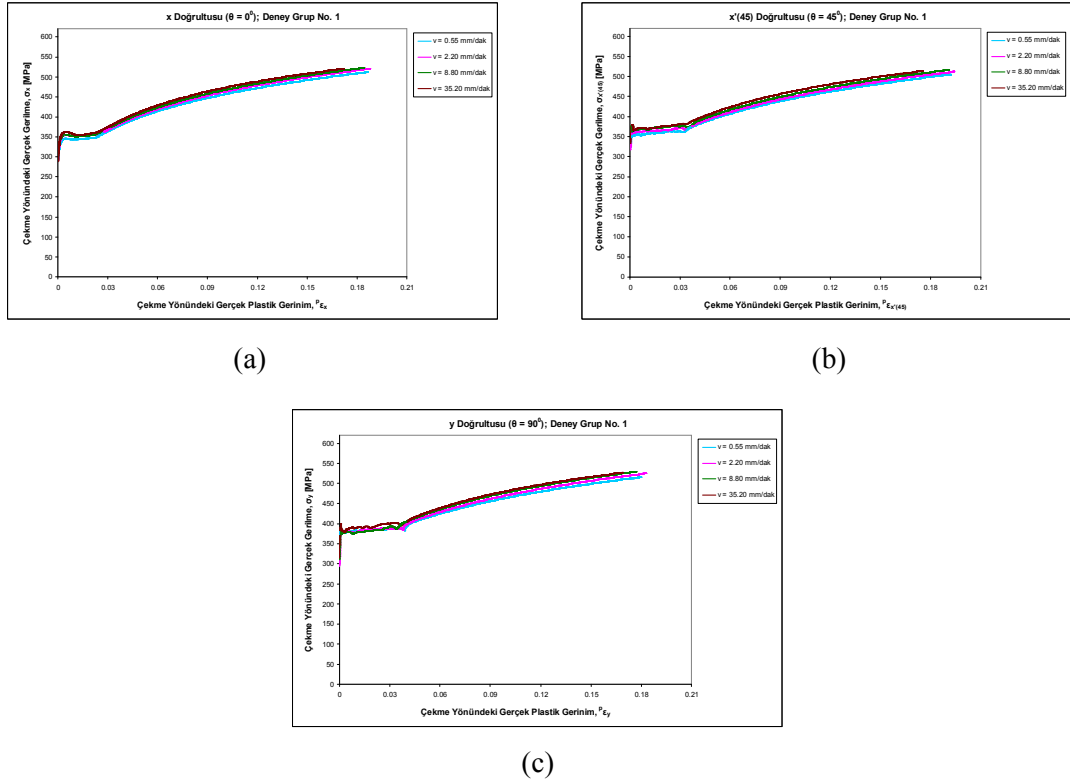
$$d(^{\text{p}}W_{ij}) = d(^{\text{ep}}W_{ij}) - d(^{\text{e}}W_{ij}) = \sigma_{ij} [d\varepsilon_{ij} - d(^{\text{e}}\varepsilon_{ij})] = \sigma_{ij} d(^{\text{p}}\varepsilon_{ij}) \quad (3.95)$$

Çalışmamızda yürütülen tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon alanında çekme doğrultusundaki belli bir gerçek gerilme σ ve gerçek toplam gerinim ε değerine ulaştıktan sonra yapılan yük boşaltmada ortaya çıkan eksenel doğrultudaki geri esneme gerinimi $^{\text{sb}}\varepsilon$ olarak ifade edilmiştir. Bu değer, elastik gerinime ilaveten, geri dönüş sergileyen anelastik veya mikropplastik gerinimleri de içermektedir. Yük boşaltma süreçlerindeki verilerle lineer regresyon yoluyla belirlenen geri esneme modülü E_{sb} değerleri kullanılarak, çekme doğrultularındaki plastik gerinim için $^{\text{p}}\varepsilon = \varepsilon - ^{\text{sb}}\varepsilon \approx \varepsilon - \sigma/E_{\text{sb}}$ yaklaşımı benimsenmiştir.

Tanımlanan elastik-plastik deformasyon parametresi $^{\text{ep}}\phi$ değerlerinin plastik kısmını ifade eden ve birim hacim için yapılan üniform plastik işe dayanan plastik deformasyon parametresi $^{\text{p}}\phi$ değerlerini hesaplayabilmek için, tek eksenli çekme deneylerinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek gerilme – gerçek plastik gerinim bağıntılarının öncelikle ortaya konması gerekmektedir.

Nominal kalınlığı 1.01 mm değeri ile verilen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda ve dört farklı çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, elastik sınır olarak kabul edilen oransal sınır aşıldıktan sonra çekme doğrultusunda ortaya çıkan gerçek toplam gerinimin plastik kısmı (3.4) yaklaşımı ile değerlendirilirken, bu denklemdeki geri esneme modülü E_{sb} değerleri, (3.12), (3.14) ve (3.16) denklemlerinden, çekme doğrultularındaki gerçek toplam gerinimin anlık değerlerine göre hesaplanmıştır. Başlangıç yüklemesinde ölçülen efektif modül ile oransal sınıra kadarki geri esneme modülü eş olarak kabul edildiğinden ($^{in}E_{ef} = E_{sb}$), lineer elastik davranışa göre tanımlanan başlangıçtaki yükleme bölgeleri tümüyle atılarak, çekme doğrultusundaki plastik gerinim değerlerinin $P\varepsilon = 0$ noktasından başlaması sağlanmıştır.

Üç doğrultudaki birer deney grubunda, dengesizliğe kadar çekme doğrultusunda belirlenen gerçek gerilme – gerçek plastik gerinim bağıntıları Şekil 3.44'te verilmiştir. Tüm gruplarda aynı şekilde elde edilen diyagramlar ise Ek 11'da sunulmuştur. Akma uzaması sürecinde Lüders bantları nedeniyle deformasyon üniform olmadığından, bu bölgede plastik gerinim ve gerilmenin diyagramlarda gözüken değerler ile kullanımı uygun bulunmamaktadır.



Şekil 3.44 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 'lık (a), 45^0 'lık (b) ve 90^0 'lık (c) doğrultularda ve farklı hızlarda tek eksenli çekme deneylerinin uygulandığı birer grupta üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek gerilme ve gerçek plastik gerinim değerleri ile yapılan lineer regresyonlar

Tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki gerçek plastik gerinim ve zaman değerleri ile yapılan lineer regresyonlardan elde edilen bağıntılarda tama oldukça yakın korelasyonlar gözlenmiştir. Tüm deney grupları için yapılan lineer regresyonlar ve elde edilen bağıntılar Ek 11'de verilmiştir. Bu bağıntıların ifade ettiği doğruların eğimi, (3.96) eşitliği ile de belirtildiği üzere, üniform deformasyon bölgesinde çekme yönünde ortaya çıkan ortalama gerçek plastik gerinim hızı ${}^p\dot{\epsilon}_u$ değerini sağlamaktadır. Bu da gerçek üniform plastik gerinim hızı olarak anılacaktır. Lineer regresyonlara dayalı olarak elde edilen ${}^p\dot{\epsilon}_u$ değerleri, çalışılan çekme hızlarında hesaplanan ortalama değerleri ile birlikte Çizelge 3.8'de sunulmuştur.

$$d({}^p\dot{\epsilon}_u) = d({}^p\epsilon_u) / dt \quad (3.96)$$

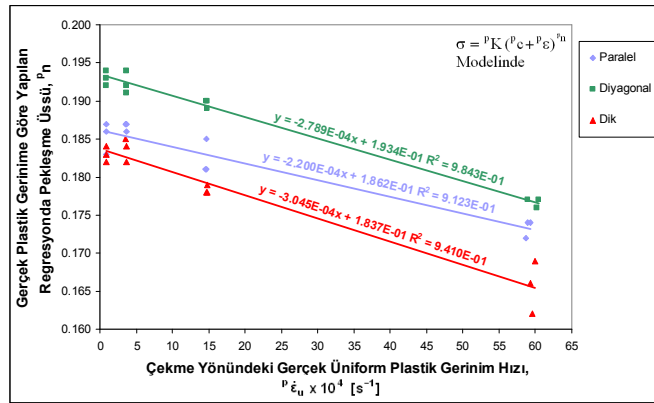
Çizelge 3.8 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlar ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda belirlenen ortalama gerçek plastik gerinim hızı değerleri

		Çekme Doğrultusundaki Ortalama Gerçek Üniform Plastik Gerinim Hızı				
		${}^p\dot{\epsilon}_u$ [s ⁻¹]				
		Deney Yönü	0 ⁰	45 ⁰	90 ⁰	Ortalama
Çekme (Çene) Hızı, v _{ch} [mm/dak]	0.55		0.909 x 10 ⁻⁴	0.915 x 10 ⁻⁴	0.914 x 10 ⁻⁴	0.910 x 10 ⁻⁴
			0.903 x 10 ⁻⁴	0.910 x 10 ⁻⁴	0.905 x 10 ⁻⁴	
			0.898 x 10 ⁻⁴	0.913 x 10 ⁻⁴	0.919 x 10 ⁻⁴	
	2.20		3.618 x 10 ⁻⁴	3.658 x 10 ⁻⁴	3.638 x 10 ⁻⁴	3.632 x 10 ⁻⁴
			3.595 x 10 ⁻⁴	3.651 x 10 ⁻⁴	3.670 x 10 ⁻⁴	
			3.611 x 10 ⁻⁴	3.653 x 10 ⁻⁴	3.593 x 10 ⁻⁴	
	8.80		14.671 x 10 ⁻⁴	14.627 x 10 ⁻⁴	14.769 x 10 ⁻⁴	14.716 x 10 ⁻⁴
			14.680 x 10 ⁻⁴	14.813 x 10 ⁻⁴	14.681 x 10 ⁻⁴	
			14.573 x 10 ⁻⁴	14.802 x 10 ⁻⁴	14.827 x 10 ⁻⁴	
	35.20		59.343 x 10 ⁻⁴	60.170 x 10 ⁻⁴	59.255 x 10 ⁻⁴	59.476 x 10 ⁻⁴
			58.632 x 10 ⁻⁴	60.438 x 10 ⁻⁴	59.624 x 10 ⁻⁴	
			58.939 x 10 ⁻⁴	58.958 x 10 ⁻⁴	59.926 x 10 ⁻⁴	

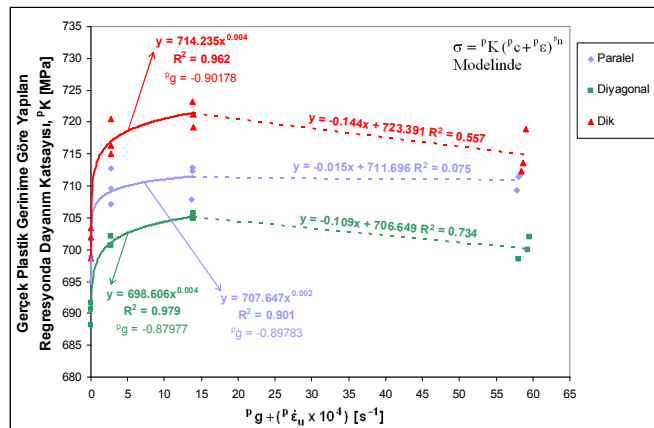
Ele alınan H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve dört farklı çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki gerçek plastik gerinim ve gerçek gerilme değerleri ile $\sigma = {}^pK({}^p\epsilon)^{p_n}$ ve $\sigma = {}^pK({}^p\epsilon_c + {}^p\epsilon)^{p_n}$ denklemlerine göre yapılan üslü regresyonlardan elde edilen karakteristikler, deneylerdeki gerçek üniform plastik gerinim hızı

değerlerinin karşılığı olarak Ek 1J'de yer alan çizelgede verilmiştir. Daha iyi korelasyonlar sağlaması sebebiyle, pekleşme bağıntısı olarak $\sigma = {}^pK({}^pC + {}^p\varepsilon)^{{}^pn}$ modeli esas alınmıştır. Tüm deney gruplarında, esas alınan bu modele göre yapılan regresyonlardan elde edilen bağıntılar Ek 1I'da sunulmuştur. Deneylerde, Lüders deformasyonu bölgesinin sona erdiği ve üniform deformasyon bölgesinin başladığı anda çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek plastik gerinim ${}^p\varepsilon_{YP/f}$ ile birlikte, deneme yoluyla belirlenen pC değerlerine bağlı olarak (3.21) eşitliğinden hesaplanan ${}^p\Psi$ değerleri de Ek 1J'de yer alan çizelgede verilmiştir.

Gerçek gerinimin plastik kısmına göre pekleşmeyi ifade etmek için seçilen $\sigma = {}^pK({}^pC + {}^p\varepsilon)^{{}^pn}$ bağıntısındaki pekleşme üssü pn ve dayanım katsayı pK ile beraber, hesaplanan ${}^p\Psi$ oranının, üç yöndeki deneylerde çekme doğrultusundaki gerçek üniform plastik gerinim hızı ${}^p\dot{\varepsilon}_u$ değerleri ile sergilediği değişimler Şekil 3.45-46'da görülmektedir.

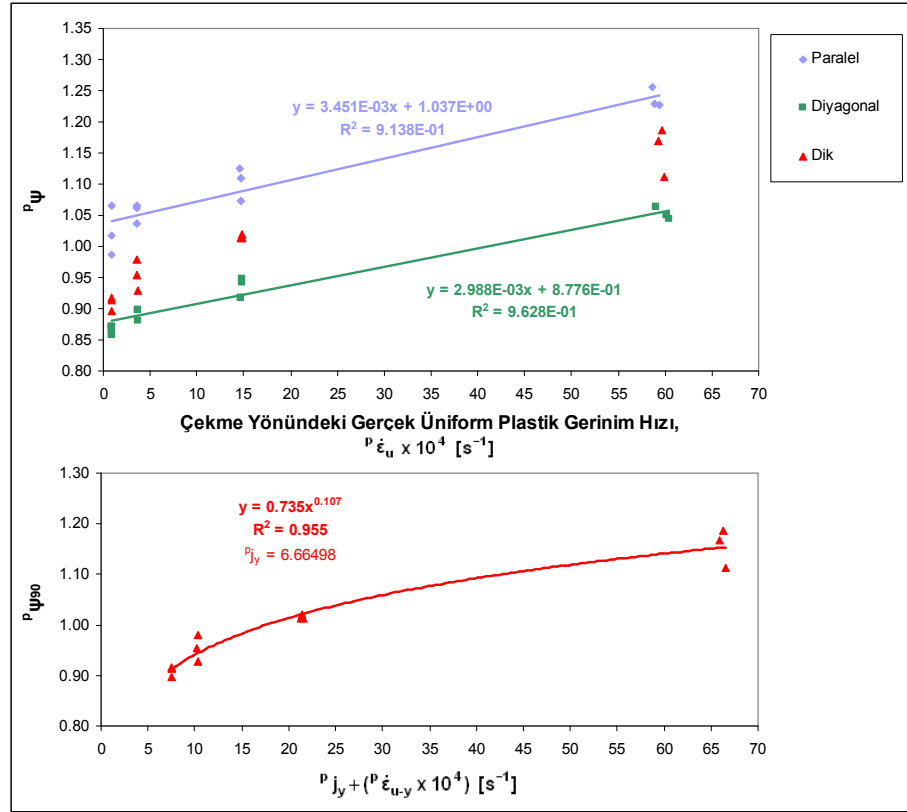


(a)



(b)

Şekil 3.45 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden $\sigma = {}^pK({}^pC + {}^p\varepsilon)^{{}^pn}$ modeline göre belirlenen pekleşme üssü (a) ve dayanım katsayısı (b) değerlerinin çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform plastik gerinim hızı ile değişimi



Şekil 3.46 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddelme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve farklı hızlarda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde gerçek plastik gerinim değerlerinden hesaplanan $P\psi$ oranının çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek üniform plastik gerinim hızı ile değişimi

Ele alınan H 320 LA kalitesindeki çelik sacın tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki gerçek plastik gerinim ve gerçek gerilme değerleri arasında $\sigma = {}^P K ({}^P c + {}^P \epsilon)^{{}^P n}$ modeline göre ifade edilen pekleşme davranışında, üç yöndeki pekleşme üssü ${}^P n$ değerinin çekme doğrultusundaki ${}^P \dot{\epsilon}_u [s^{-1}]$ ile belirlenen değişimi denklem olarak (3.97-99) ile verilmiştir.

$${}^P n_0 = -2.200({}^P \dot{\epsilon}_{u-x}) + (1.862 \times 10^{-1}) \quad (3.97)$$

$${}^P n_{45} = -2.789[{}^P \dot{\epsilon}_{u-x'(45)}] + (1.934 \times 10^{-1}) \quad (3.98)$$

$${}^P n_{90} = -3.045({}^P \dot{\epsilon}_{u-y}) + (1.837 \times 10^{-1}) \quad (3.99)$$

Üniform deformasyon bölgesinde esas alınan $\sigma = {}^P K ({}^P c + {}^P \epsilon)^{{}^P n}$ bağıntısına göre, üç yöndeki dayanım katsayısı ${}^P K$ [MPa] değerinin çekme doğrultusundaki ${}^P \dot{\epsilon}_u [s^{-1}]$ ile değişimine dair elde edilen denklemler ise (3.100-102) ile belirtilmiştir.

$${}^pK_0 = 707.647[({}^p\dot{\epsilon}_{u-x} \times 10^4) - 0.89783]^{0.002} \quad ({}^p\dot{\epsilon}_{u-x} \leq 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.100a)$$

$${}^pK_0 = -0.015[({}^p\dot{\epsilon}_{u-x} \times 10^4) - 0.89783] + 711.696 \quad ({}^p\dot{\epsilon}_{u-x} > 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.100b)$$

$${}^pK_{45} = 698.606\{[{}^p\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} \times 10^4] - 0.87977\}^{0.004} \quad ({}^p\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} \leq 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.101a)$$

$${}^pK_{45} = -0.109\{[{}^p\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} \times 10^4] - 0.87977\} + 706.649 \quad ({}^p\dot{\epsilon}_{u-x'(45)} > 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.101b)$$

$${}^pK_{90} = 714.235[({}^p\dot{\epsilon}_{u-y} \times 10^4) - 0.90178]^{0.004} \quad ({}^p\dot{\epsilon}_{u-y} \leq 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.102a)$$

$${}^pK_{90} = -0.144[({}^p\dot{\epsilon}_{u-y} \times 10^4) - 0.90178] + 723.391 \quad ({}^p\dot{\epsilon}_{u-y} > 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}) \quad (3.102b)$$

Üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda ortaya çıkan gerçek plastik gerinim hızı ${}^p\dot{\epsilon}_u$ [s^{-1}] ile Lüders deformasyonunun sona erdiği anda çekme doğrultusunda söz konusu olan gerçek plastik gerinim değerlerine göre üç yönde hesaplanan ${}^p\psi$ oranı arasında elde edilen bağıntılar da denklem olarak (3.103-105) ile ifade edilmiştir.

$${}^p\psi_0 = 34.510({}^p\dot{\epsilon}_{u-x}) + 1.037 \quad (3.103)$$

$${}^p\psi_{45} = 29.880[{}^p\dot{\epsilon}_{u-x'(45)}] + (8.776 \times 10^{-1}) \quad (3.104)$$

$${}^p\psi_{90} = 0.735[({}^p\dot{\epsilon}_{u-y} \times 10^4) + 6.66498]^{0.107} \quad (3.105)$$

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık sabit çekme hızı ile uygulanan deneyler ele alınırsa, malzemenin haddeme yönüne paralel doğrultuda X olarak; 45°'lik diyagonal doğrultuda X'_{45} olarak; dik (90°'lik) doğrultuda ise Y olarak ifade edilen tek eksenli çekmedeki akma dayanımı değerleri, esas alınan $\sigma = {}^pK({}^p\epsilon + {}^p\epsilon)^{{}^pn}$ bağıntısı ile pn , pK ve ${}^p\psi$ karakteristiklerine dair gerçek üniform plastik gerinim hızına göre elde edilen denklemlerden hesaplanarak Çizelge 3.9'da verilmiştir. Söz konusu çizelgede, birim malzeme hacmi için yapılan üniform plastik iş pW_u , Von Mises efektif gerilmesi σ_{VM} ve pD sabitinin değerleri de hesaplanmak suretiyle, plastik deformasyon parametresi ${}^p\phi$ değerleri belirlenmiş; böylelikle $\sigma = K'({}^p\phi)^{{}^pn'}$ modeline geçiş yapılmıştır. Aynı zamanda, ele alınan sac malzemenin plastik gerinim oranı r değerlerinin çekme doğrultusundaki gerçek plastik gerinim ile değişimine dair elde edilen bağıntılarından faydalanılmak suretiyle, bu özelliğin ${}^p\phi$ ile değişiminin ortaya konması sağlanmıştır.

Çizelge 3.9 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden hesaplanan plastik deformasyon parametresi ile plastik gerinim oranı değerleri

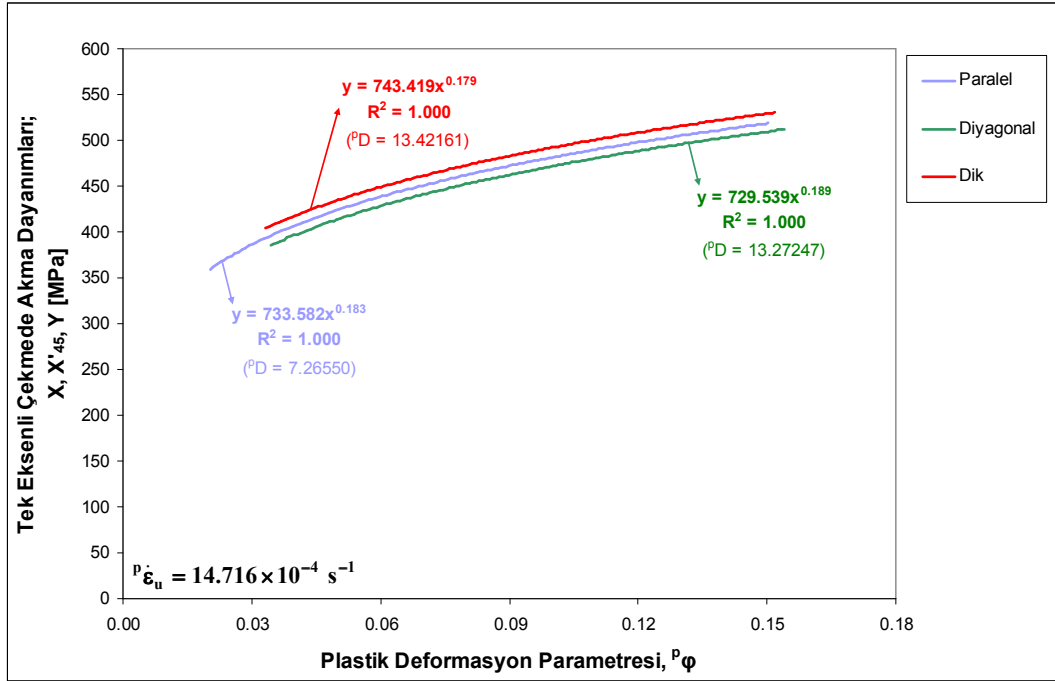
	$\epsilon_{YP/f-x}$	ϵ_x	ψ_0	c_x	n_0	K_0 [MPa]	$\sigma_x = \sigma_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-x}$ [MPa]	W_u [Nmm/mm ³]	D [Nmm/mm ³]	ϕ	r_0
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.103)	(3.21)	(3.97)	(3.100a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.36)
Paralel ($\theta = 0^\circ$)	0.02602	0.02602	1.088	-0.00210	0.183	711.373	359.312	359.312	0	7.26550	0.020	0.640
		0.030					369.574		1.451		0.024	0.648
		0.045					399.842		7.235		0.036	0.678
		0.060					422.391		13.408		0.049	0.711
		0.090					455.919		26.612		0.074	0.773
		0.120					481.082		40.682		0.100	0.814
		0.150					501.456		55.429		0.125	0.813
		0.180					518.690		70.738		0.150	0.752
Diyagonal ($\theta = 45^\circ$)	$\epsilon_{YP/f-x'(45)}$	$\epsilon_{x'(45)}$	ψ_{45}	$c_{x'(45)}$	n_{45}	K_{45} [MPa]	$\sigma_{x'(45)} = \sigma_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-x'(45)}$ [MPa]	W_u [Nmm/mm ³]	D [Nmm/mm ³]	ϕ	r_{45}
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.104)	(3.21)	(3.98)	(3.101a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.38)
	0.03773	0.03773	0.922	0.00321	0.189	705.986	385.553	385.553	0	13.27247	0.034	1.169
		0.045					397.669		2.848		0.041	1.163
		0.060					418.593		8.976		0.053	1.152
		0.090					450.527		22.038		0.078	1.140
		0.120					474.963		35.934		0.104	1.142
		0.150					494.966		50.491		0.129	1.156
		0.180					512.007		65.602		0.154	1.184
Dik ($\theta = 90^\circ$)	$\epsilon_{YP/f-y}$	ϵ_y	ψ_{90}	c_y	n_{90}	K_{90} [MPa]	$\sigma_y = \sigma_{VM}$ [MPa]	$\sigma_{YP/f-y}$ [MPa]	W_u [Nmm/mm ³]	D [Nmm/mm ³]	ϕ	r_{90}
	<i>Ortalama</i>	<i>Seçildi</i>	(3.105)	(3.21)	(3.99)	(3.102a)	(3.20)		(3.47a)	(3.56)	(3.52)	(3.40)
	0.03997	0.03997	1.020	-0.00078	0.179	721.776	403.892	403.892	0	13.42161	0.033	0.937
		0.045					412.729		2.054		0.037	0.941
		0.060					434.911		8.418		0.050	0.951
		0.090					468.061		21.990		0.076	0.966
		0.120					493.020		36.422		0.101	0.971
		0.150					513.257		51.525		0.127	0.960
		0.180					530.388		67.186		0.152	0.928

İncelenen sacın, 8.80 mm/dak'lık çekme hızı altında belirlenen, haddeleme yönüne göre üç doğrultuda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının [MPa] plastik deformasyon parametresi $P\phi$ ile değişimine dair elde edilen bağıntılar (3.106-108) ile verilmiştir (Şekil 3.47).

$$X = 733.582(P\phi)^{0.183} \quad (3.106)$$

$$X'_{45} = 729.539(P\phi)^{0.189} \quad (3.107)$$

$$Y = 743.419(P\phi)^{0.179} \quad (3.108)$$



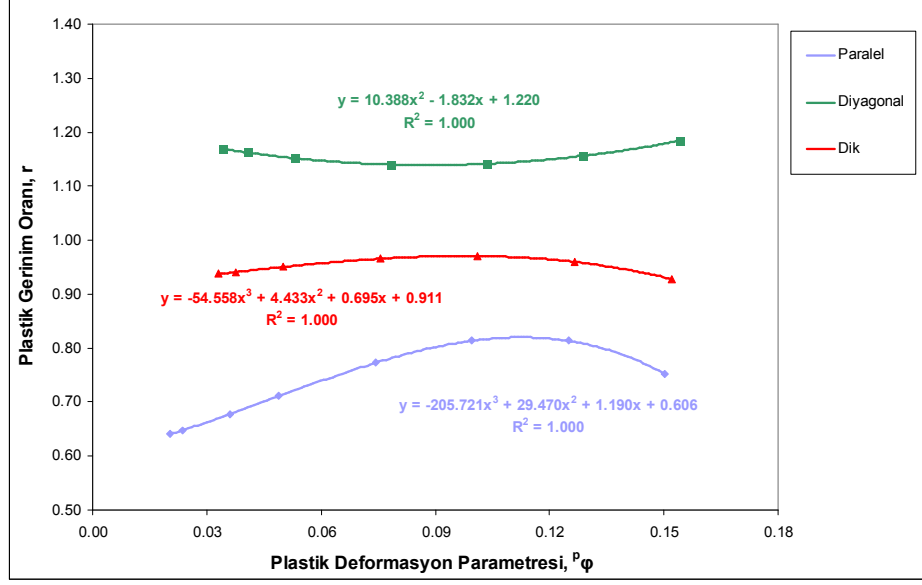
Şekil 3.47 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne göre 0°, 45° ve 90°'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen sonuçlara göre üç doğrultudaki akma dayanımının plastik deformasyon parametresi ile değişimi

Üç yöndeki plastik gerinim oranı r'nin plastik deformasyon parametresi $P\phi$ ile Şekil 3.48'deki gibi belirlenen değişimi de denklem olarak (3.109-111) ile verilmiştir.

$$r_0 = -205.721(P\phi)^3 + 29.470(P\phi)^2 + 1.190(P\phi) + 0.606 \quad (3.109)$$

$$r_{45} = 10.388(P\phi)^2 - 1.832(P\phi) + 1.220 \quad (3.110)$$

$$r_{90} = -54.558(P\phi)^3 + 4.433(P\phi)^2 + 0.695(P\phi) + 0.911 \quad (3.111)$$



Şekil 3.48 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranının plastik deformasyon parametresi ile değişimi

Akma kriterlerinde verilmekte olan akış kanunlarında, değerlendirmeler gerçek plastik gerinim değerlerine göre yapılmaktadır (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988). Dolayısıyla, söz konusu çalışmaların yürütülmesinde gerçek gerinimin ve tanımlanan deformasyon parametresinin plastik kısımları dikkate alınmıştır.

3.1.4 Plastik Anizotropinin Hill-1948 Akma Kriterine Göre İncelenmesi

Çalışmamız kapsamında ele alınan 1.01 mm nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemede plastik anizotropinin değerlendirilmesinde Hill-1948 anizotropik akma kriteri esas alınmıştır.

Haddeleme yönüne (x eksenine) göre saat yönünde θ açısı ile uzanan $x'(\theta)$ doğrultusunda çıkartılmış sac numunenin tek eksenli çekilmesinde, malzemenin bu doğrultuda ölçülen akma dayanımını X'_θ olarak ifade edelim [$\sigma_{x'(\theta)} = X'_\theta$; $\sigma_z = \sigma_{y'(\theta)} = \tau_{x'y'(\theta)} = \tau_{x'(\theta)z} = \tau_{zy'(\theta)} = 0$]. Çekme doğrultusundaki plastik gerinim artımı $d(P\epsilon_{x'})$, sac düzleminde söz konusu doğrultuya dik olan plastik daralma gerinimi artımı $d(P\epsilon_y)$ ve kalınlık doğrultusundaki plastik incelme gerinimi artımı $d(P\epsilon_z)$ arasında, plastik şekil değiştirmede hacim sabitliği esası ve gerinim artışlarına yönelik dönüşüm bağıntıları kullanılarak (3.112) eşitliği yazılabilmektedir.

$$d(P\epsilon_x) + d(P\epsilon_y) = d[P\epsilon_{x'(\theta)}] + d[P\epsilon_{y'(\theta)}] = -d(P\epsilon_z) \quad (3.112)$$

Söz konusu deneyde, akma dayanımı X'_θ ve plastik çekme gerinimi $P\epsilon_{x'(\theta)}$ ile beraber, plastik daralma gerinimi $P\epsilon_{y'(\theta)}$ ve plastik gerinim oranı r_θ değerlerinin belirlendiği gözönüne alınırsa,

plastik şekil değiştirmedeki hacim sabitliği esasını ortaya koyan (3.112) denkleminin (1.7) eşitliğinde yerine konması ile (3.113) bağıntısı elde edilmektedir.

$$d[\epsilon_{y'(\theta)}] = -\frac{r_0}{1+r_0} d[\epsilon_{x'(\theta)}] \quad (3.113)$$

Elde edilen (3.113) bağıntısı (3.112) denkleminde yerine konduğunda, plastik gerinim artımı bileşenleri arasında $d(\epsilon_x) + d(\epsilon_y) = d[\epsilon_{x'(\theta)}] + d[\epsilon_{y'(\theta)}] = d(\epsilon_z) = [1/(1+r_0)] d[\epsilon_{x'(\theta)}]$ eşitliği yazılabilir. Gerilme dönüşüm bağıntıları da kullanılarak, (1.19) ve (1.20) eşitlikleri $\sigma_z = 0$ için düzenlenir ve birbirine oranlanırsa $F \sin^2 \theta d(\epsilon_x) - G \cos^2 \theta d(\epsilon_y) - H \cos 2\theta [d(\epsilon_x) + d(\epsilon_y)] = 0$ eşitliğinin elde edildiği görülebilecektir. Verilen iki eşitlik birlikte değerlendirildiğinde, x ve y eksenlerindeki $d(\epsilon_x)$ ve $d(\epsilon_y)$ bileşenleri için (3.114-115) eşitlikleri ortaya çıkmaktadır.

$$d(\epsilon_x) = \frac{G \cos^2 \theta + H \cos 2\theta}{(F \sin^2 \theta + G \cos^2 \theta)(1+r_0)} d[\epsilon_{x'(\theta)}] \quad (3.114)$$

$$d(\epsilon_y) = \frac{F \sin^2 \theta - H \cos 2\theta}{(F \sin^2 \theta + G \cos^2 \theta)(1+r_0)} d[\epsilon_{x'(\theta)}] \quad (3.115)$$

Benzer şekilde (1.22) denklemi, $\sigma_z = 0$ ve gerilme dönüşüm bağıntıları ile düzenlenmiş olan (1.19) veya (1.20) eşitliklerinden birine oranlanır; (3.114) veya (3.115) de bu oranlarda yerine konursa, elde edilen (3.116) ile plastik kayma gerinimi artımı bileşeni $d(\epsilon_{xy})$ ifade edilebilir.

$$d(\epsilon_{xy}) = -\frac{N \sin \theta \cos \theta}{(F \sin^2 \theta + G \cos^2 \theta)(1+r_0)} d[\epsilon_{x'(\theta)}] \quad (3.116)$$

Haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultudaki bir tek eksenli çekme deneyi ele alınırsa, (3.113) ve (3.116) denklemlerinde $\theta = 45^\circ$ kullanmak ve (3.112) bağıntısından faydalanmak suretiyle $d[\epsilon_{y'(45)}]$, $d(\epsilon_z)$ ve $d(\epsilon_{xy})$ bileşenleri, çekme yönündeki $d(\epsilon_{x'})$ bileşeni ve r_{45} değerine bağlı olarak (3.117-119) eşitlikleri ile ifade edilebilmektedir.

$$d[\epsilon_{y'(45)}] = -\frac{r_{45}}{1+r_{45}} d[\epsilon_{x'(45)}] \quad (3.117)$$

$$d(\epsilon_z) = -\frac{1}{1+r_{45}} d[\epsilon_{x'(45)}] \quad (3.118)$$

$$d(\epsilon_{xy}) = -\frac{2r_{45}+1}{2(1+r_{45})} d[\epsilon_{x'(45)}] \quad (3.119)$$

3.1.4.1 Anizotropi Katsayıları

Çalışmamızda ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemenin Hill-1948 akma kriteri ile ilgili hesaplamalarında, sacın haddelenme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda plastik gerinim oranı r değerlerin belirlendiği, 8.80 mm/dak'lık sabit çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin sonuçlarına göre Çizelge 3.9'da ortaya konan $\sigma - \epsilon^p$ bağıntıları (Şekil 3.47) kullanılacaktır.

Haddeleme yönüne paralel (0^0 'lik) doğrultuyu ifade eden x ekseninde uygulanan bir tek eksenli çekme deneyi gözönüne alındığında, (1.14-15) ve (1.27) denklemleri ile elde edilen (3.120) eşitliği kullanılarak, anizotropi katsayılarından G hesaplanabilmektedir.

$$G = \frac{1}{X^2(1+r_0)} \quad (3.120)$$

Sac düzleminde haddeleme yönüne dik (90^0 'lik) doğrultuyu ifade eden y ekseninde uygulanan bir tek eksenli çekme deneyi ele alınacak olursa, benzer şekilde, (1.13) ile (1.15) ve (1.28) bağıntıları ile elde edilebilen (3.121) eşitliği kullanılarak, anizotropi katsayılarından bir diğeri olan F hesaplanabilmektedir.

$$F = \frac{1}{Y^2(1+r_{90})} \quad (3.121)$$

Sacın kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımı Z ise, söz konusu akma kriterine göre, (1.13-14) ile verilen denklemlerden elde edilen (3.122) eşitliği kullanılarak hesaplanabilmektedir.

$$Z = \sqrt{\frac{1}{F+G}} \quad (3.122)$$

Birim malzeme hacmi için üniform plastik şekil değiştirme işine göre, incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemenin haddelenme yönüne paralel veya dik doğrultudaki akma dayanımı olan X ve Y ile beraber, bu iki doğrultudaki plastik gerinim oranı r_0 ve r_{90} değerleri kullanılmak suretiyle, F ve G katsayılarının (3.120-121) eşitliklerinden hesaplanış yöntemi Çizelge 3.10'da görülmektedir. İncelenen sac malzemede, birim hacim için yapılan üniform plastik işe göre kalınlık doğrultusunda çekmedeki akma dayanımı olan Z değerlerinin (3.122) denkleminde hesaplanışı da Çizelge 3.11'de verilmiştir. Hesaplanan Z değerlerinin pW_u ile değişimi ise Şekil 3.49'da görülmektedir.

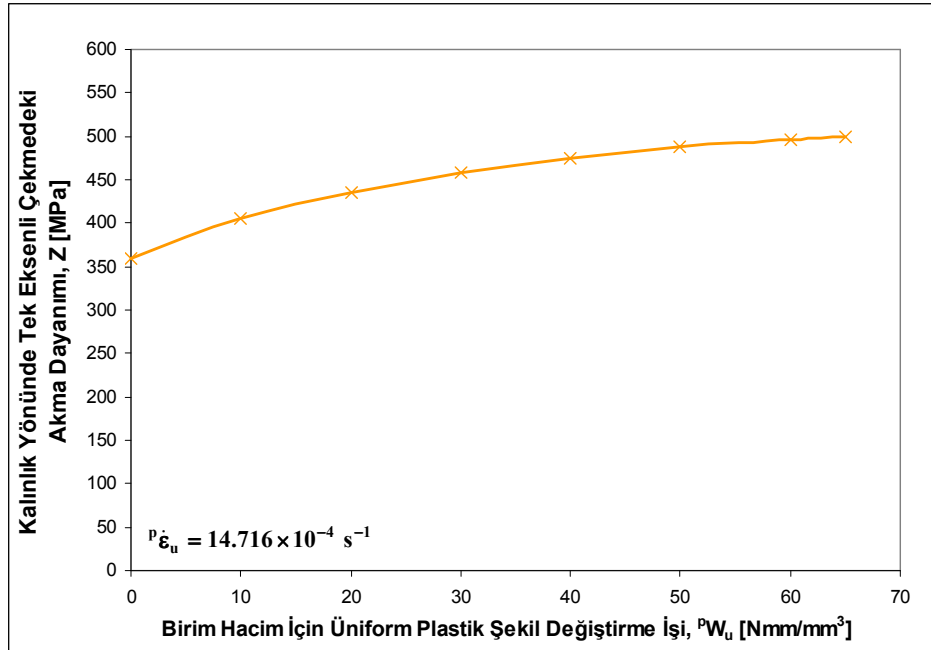
Çizelge 3.10 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeme yönüne 0^0 ve 90^0 'lık doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde birim hacim için yapılan üniform plastik işe göre belirlenen akma dayanımı ve plastik gerinim oranı ile Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarından F ve G değerlerinin hesaplanması

	(a) Haddeleme Yönüne Paralel Doğrultuda ($\theta = 0^0$) Yürütülen Tek Eksenli Çekme Deneyi								
pW_u [Nmm/mm ³]	${}^p n' = {}^p n_0$	${}^p K'$ [MPa]	${}^p D$ [Nmm/mm ³]	${}^p n''$	${}^p K''$ [MPa ^{1/(1+n)}]	$\sigma_x = X = \underline{\sigma}_{VM}$ [MPa]	${}^p \phi$	r_0	G $\times 10^6$ [MPa ⁻²]
<i>Seçildi</i>	<i>Çizelge 3.9; Şekil 3.47</i>			<i>(3.54)</i>	<i>(3.55)</i>	<i>(3.48a)</i>	<i>(3.52)</i>	<i>(3.109)</i>	<i>(3.120)</i>
0	0.183	733.582	7.26550	0.155	264.355	359.268	0.020	0.640	4.723
10						410.742	0.042	0.693	3.501
20						440.824	0.062	0.744	2.951
30						462.654	0.081	0.786	2.616
40						479.983	0.098	0.813	2.395
50						494.446	0.116	0.820	2.248
60						506.911	0.133	0.802	2.159
65						512.565	0.141	0.783	2.135

	(b) Haddeleme Yönüne Dik Doğrultuda ($\theta = 90^0$) Yürütülen Tek Eksenli Çekme Deneyi								
pW_u [Nmm/mm ³]	${}^p n' = {}^p n_{90}$	${}^p K'$ [MPa]	${}^p D$ [Nmm/mm ³]	${}^p n''$	${}^p K''$ [MPa ^{1/(1+n)}]	$\sigma_y = Y = \underline{\sigma}_{VM}$ [MPa]	${}^p \phi$	r_{90}	F $\times 10^6$ [MPa ⁻²]
<i>Seçildi</i>	<i>Çizelge 3.9; Şekil 3.47</i>			<i>(3.54)</i>	<i>(3.55)</i>	<i>(3.48a)</i>	<i>(3.52)</i>	<i>(3.111)</i>	<i>(3.121)</i>
0	0.179	743.419	13.42161	0.152	272.466	404.148	0.033	0.937	3.161
10						439.798	0.053	0.952	2.648
20						464.190	0.072	0.964	2.363
30						483.009	0.090	0.970	2.176
40						498.449	0.107	0.969	2.044
50						511.605	0.124	0.961	1.948
60						523.105	0.140	0.945	1.879
65						528.363	0.148	0.933	1.853

Çizelge 3.11 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde birim hacim için yapılan üniform plastik işe göre Hill-1948 akma kriteri esas alınarak kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının hesaplanması

pW_u [Nmm/mm ³]	F $\times 10^6$ [MPa ⁻²]	G $\times 10^6$ [MPa ⁻²]	Z [MPa]
Çizelge 3.10			(3.122)
0	3.161	4.723	356.152
10	2.648	3.501	403.252
20	2.363	2.951	433.772
30	2.176	2.616	456.784
40	2.044	2.395	474.649
50	1.948	2.248	488.184
60	1.879	2.159	497.621
65	1.853	2.135	500.787

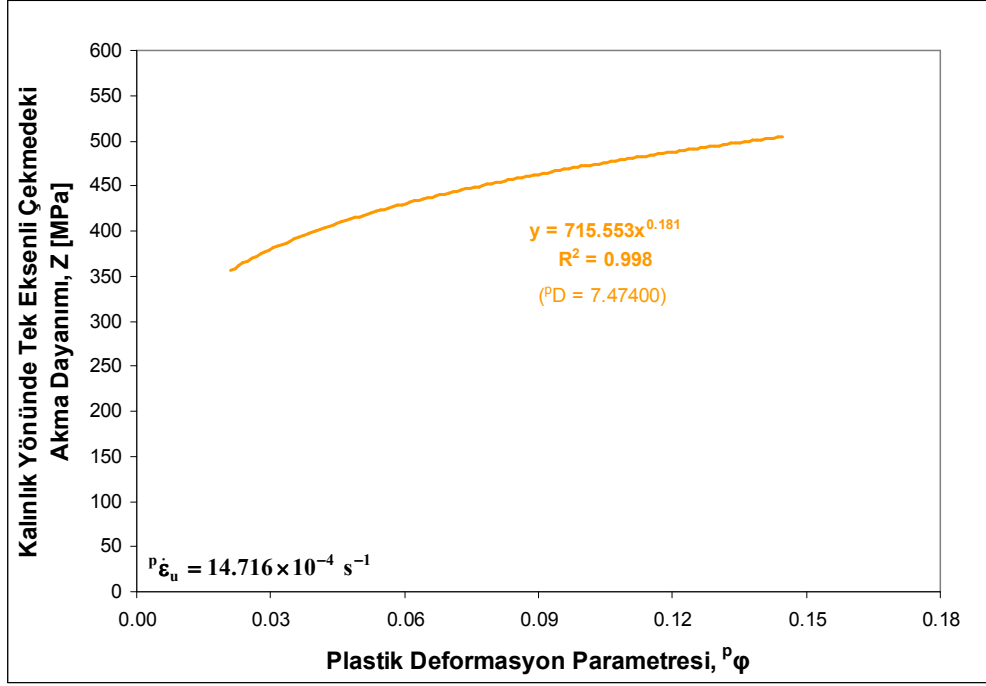


Şekil 3.49 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre hesaplanan kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının birim hacim için üniform plastik iş ile değişimi

Doğrudan ölçümü mümkün olmayan sacın kalınlık doğrultusunda çekmedeki akma dayanımı Z değerlerinin Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre hesap yoluyla belirlenmesinde, pW_u değerlerinin esas alınması suretiyle, $Z - {}^p\phi$ bağıntısının elde edilmesine olanak sağlandığı gibi; farklı yönlerdeki tek eksenli çekme deneylerinde farklı gerinim değerlerinde sona eren

akma uzaması bölgesinin de hesaplarda elimine edilmesi sağlanmıştır. İki eksenli gerilme hali altında uygulanan bir sac şekillendirme işlemi gözönüne alındığında, Lüders deformasyonu tüm yönler için eş zamanlı olarak sona ermekte ve üniform deformasyon süreci aynı anda başlamaktadır.

Tek eksenli çekme deneyinin kalınlık doğrultusunda uygulandığı düşünüldüğünde ($Z = \sigma_{VM}$), Çizelge 3.11’de belirlenen $Z - {}^pW_u$ bağıntısından, $Z - {}^p\phi$ modeline geçiş yapılması mümkün olabilmektedir (Şekil 3.50). Bu bağıntıyı maksimize eden pD ’nin değeri, deneme yolu ile 7.47400 Nmm/mm^3 olarak hesaplanmıştır. Söz konusu değer, x ve y doğrultularındaki tek eksenli çekme deneylerinde, Çizelge 3.9’da belirtilen ${}^p\varepsilon_{YP/f}$ değerlerinin kullanılması ile belirlenmiştir. Elde edilen $Z \text{ [MPa]} - {}^p\phi$ bağıntısı (3.123) eşitliği ile ifade edilmiştir.



Şekil 3.50 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak’lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre hesaplanan kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımının plastik deformasyon parametresi ile değişimi

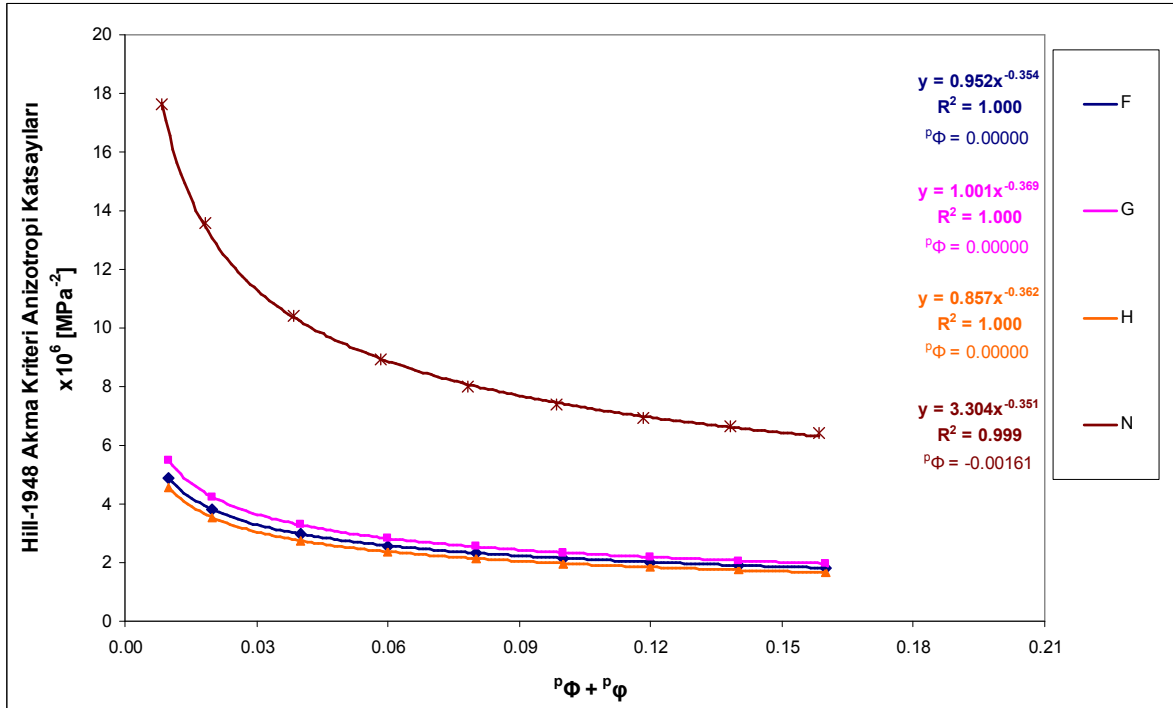
$$Z = 715.553 ({}^p\phi)^{0.181} \quad (3.123)$$

Çalışmamızda ele alınan 1.01 mm’lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarından F, G, H ve N değerleri, (1.13-15) ve (1.29) eşitliklerden, plastik deformasyon parametresinin düzeyine bağlı olarak belirlenen X, Y, Z ve r_{45} değerlerine göre Çizelge 3.12’de hesaplanmıştır. Bunların ${}^p\phi$ ile

değişimi Şekil 3.51'deki gibi belirlenmiştir. Katsayıların tümü, uygulanan deformasyon ile üslü fonksiyonlara uyarak düşüş eğilimi göstermektedir. Aynı çizelgede, haddeleme yönüne göre sacın akma dayanımının ekstramum değerine ulaştığı doğrultuyu ifade eden $\bar{\theta}$ açısı da (1.30) eşitliğinden hesaplanmıştır.

Çizelge 3.12 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ($\dot{\epsilon}_u = 14.716 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinin sonuçlarından plastik deformasyon parametresine göre Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarının ve haddeleme yönü ile akma dayanımının ekstramum doğrultusu arasındaki açının hesaplanması

ρ_ϕ	X	Y	Z	r_{45}	F	G	H	N	$\bar{\theta}^0$
<i>Seçildi</i>	<i>(3.106)</i>	<i>(3.108)</i>	<i>(3.123)</i>	<i>(3.110)</i>	<i>(1.13)</i>	<i>(1.14)</i>	<i>(1.15)</i>	<i>(1.29)</i>	<i>(1.30)</i>
0.010	315.827	326.012	310.915	1.203	4.864	5.481	4.545	17.614	42.36
0.020	358.540	369.078	352.475	1.188	3.806	4.243	3.536	13.583	42.47
0.040	407.029	417.833	399.590	1.163	2.977	3.285	2.751	10.417	42.52
0.060	438.380	449.286	430.019	1.147	2.579	2.829	2.375	8.909	42.54
0.080	462.077	473.028	453.003	1.140	2.329	2.544	2.140	7.991	42.59
0.100	481.336	492.304	471.674	1.141	2.152	2.343	1.974	7.375	42.69
0.120	497.667	508.636	487.499	1.150	2.018	2.190	1.848	6.942	42.84
0.140	511.906	522.866	501.292	1.167	1.911	2.069	1.747	6.634	43.03
0.160	524.569	535.514	513.556	1.193	1.822	1.969	1.665	6.419	43.23
	MPa				$\times 10^6 [\text{MPa}^{-2}]$				



Şekil 3.51 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda Hill-1948 akma kriterine dair anizotropi katsayılarının plastik deformasyon parametresi ile değişimi

Ele alınan sac malzemenin Hill-1948 akma kriterine göre anizotropi katsayılarının $[\text{MPa}^{-2}]$ plastik deformasyon parametresi $^p\phi$ ile üslü fonksiyonlar halinde sergilediği değişimlere dair bağıntılar, denklem olarak (3.124-127) ile verilmiştir. İncelenen malzemenin anizotropisi ile ilgili değerlendirmelerde kullanılacak olan söz konusu katsayılar, $^p\phi$ değerlerine bağlı olan bu bağıntılar ile hesaba katılacaktır.

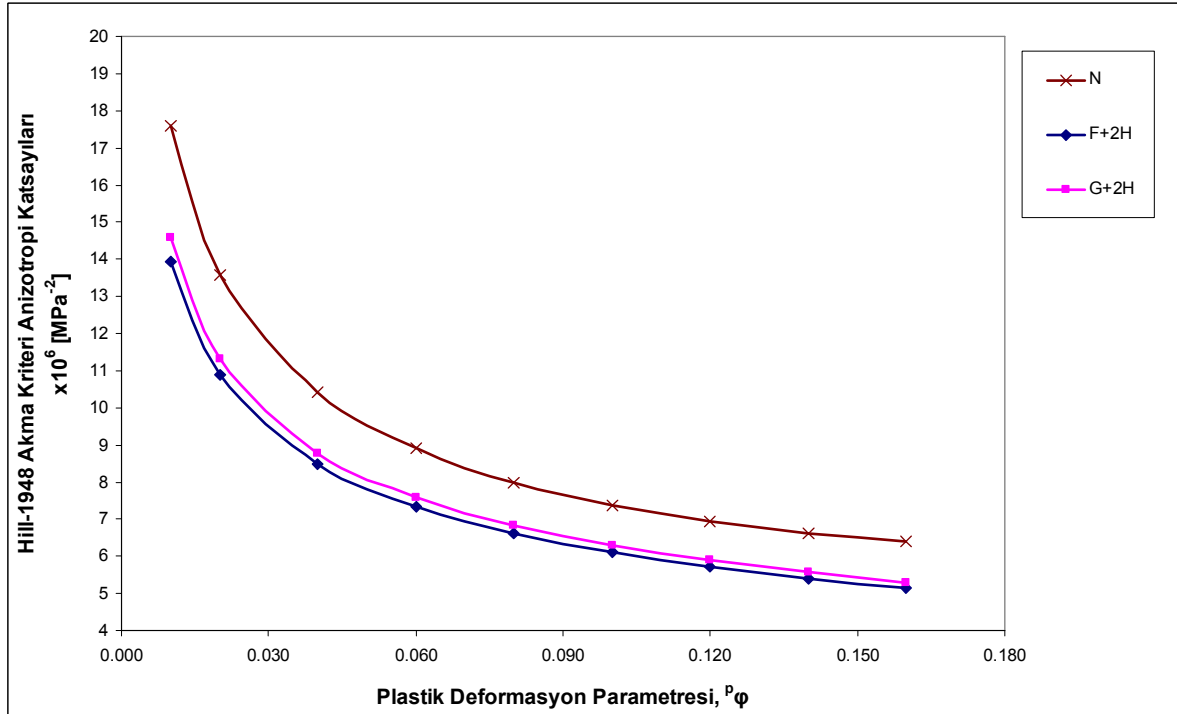
$$F = 0.952 \times 10^{-6} (^p\phi)^{-0.354} \quad (3.124)$$

$$G = 1.001 \times 10^{-6} (^p\phi)^{-0.369} \quad (3.125)$$

$$H = 0.857 \times 10^{-6} (^p\phi)^{-0.362} \quad (3.126)$$

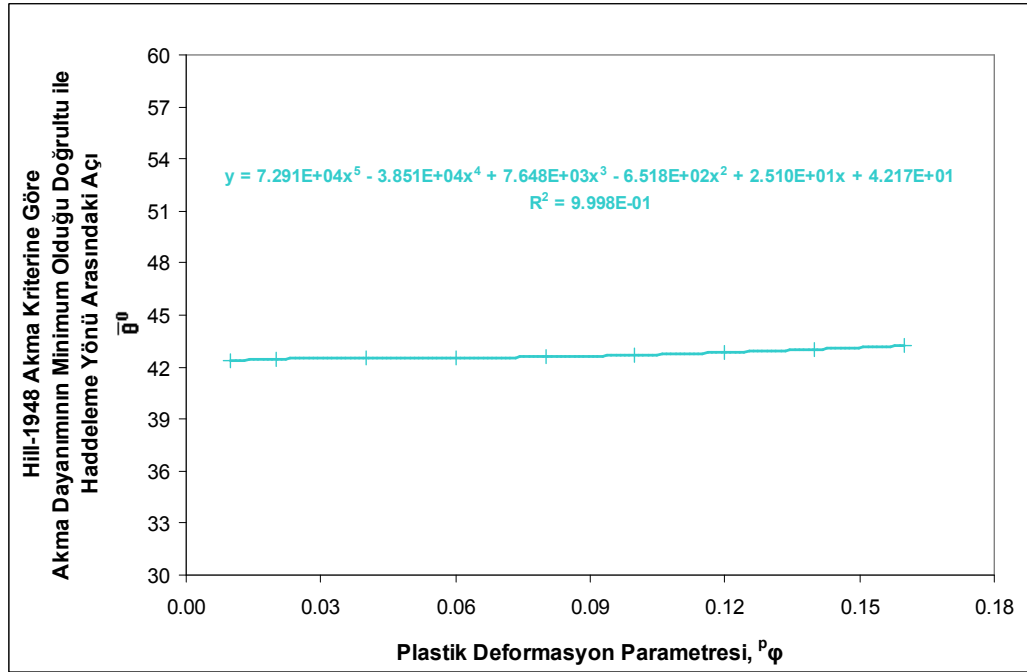
$$N = 3.304 \times 10^{-6} (^p\phi - 0.00161)^{-0.351} \quad (3.127)$$

İncelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye uygulanan deformasyonun tüm kademeleri için $N > G+2H > F+2H$ durumunun söz konusu olduğu belirlenmiştir (Şekil 3.52). Dolayısıyla, malzemenin akma gerilmesinin minimum değerine, haddeleme yönüne $\bar{\theta}$ açısı ile uzanmakta olan doğrultularda ulaşması beklenmektedir.



Şekil 3.52 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda plastik deformasyon parametresine bağlı olarak N, F+2H ve G+2H değerlerinin karşılaştırılması

Plastik deformasyon parametresi $P\phi$ ile akma gerilmesinin ekstramum doğrultusuna dair $\bar{\theta}$ açısı arasında elde edilen bağıntı Şekil 3.53'te verilmiştir. Haddeleme yönüne göre akma gerilmesinin minimum değere ulaştığı doğrultuyu ifade eden söz konusu açının Hill-1948 anizotropik akma kriterine dayalı olarak hesaplanan değerlerinin, uygulanan deformasyonun miktarına bağlı olarak 42.36^0 ile 43.23^0 arasında değişim gösterdiği saptanmıştır.



Şekil 3.53 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda haddeleme doğrultusu ile akma dayanımının minimum değerine ulaştığı ekstramum doğrultu arasındaki açının plastik deformasyon parametresi ile değişimi

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, çekmedeki akma gerilmesinin haddeleme yönüne göre 45^0 'lık doğrultuda en düşük seviyede kaldığı Şekil 3.47'den görülebilir. Malzemenin plastik anizotropisini modellemek üzere seçilen Hill-1948 akma kriterinin, uygulanan deneyler çerçevesinde, bu bakımdan tutarlı bir öngöründe bulunduğu anlaşılmaktadır.

3.1.4.2 Tek Eksenli Çekmede Efektif Gerilme – Efektif Gerinim Bağıntıları

Gerilme ve gerinim bileşenlerinin tümü ile hesaplanan birim hacim için plastik şekil değiştirme işinin (plastik işin), efektif gerilme σ ve efektif gerinim ϵ olarak adlandırılan; yönden bağımsız ve daima pozitif işaretli olan birer eşdeğer bileşen ile yapılabileceğine dair bir yaklaşım mevcuttur. Burada, birim hacim için yapılan plastik iş söz konusu olduğundan, toplam gerinimin plastik kısmından hesaplanan efektif gerilme de plastik nitelik arz edecek ve $P\epsilon$ olarak anılacaktır.

Plastik anizotropinin değerlendirilmesinde esas alınan Hill-1948 akma kriteri, efektif gerilmeyi (3.128) ile tanımlamakta; efektif plastik gerinimi ise artımsal olarak (3.129) ile ifade etmektedir (Hill, 1950; Mielnik, 1991).

$$\sigma_{H-48} = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2}{F + G + H}} \quad (3.128)$$

$$d(\epsilon_{H-48}) = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{F + G + H} \sqrt{\frac{F[Gd(\epsilon_y) - Hd(\epsilon_z)]^2 + G[Hd(\epsilon_z) - Fd(\epsilon_x)]^2 + H[Fd(\epsilon_x) - Gd(\epsilon_y)]^2}{(FG + GH + HF)^2} + \frac{2[d(\epsilon_{yz})]^2}{L} + \frac{2[d(\epsilon_{zx})]^2}{M} + \frac{2[d(\epsilon_{xy})]^2}{N}} \quad (3.129)$$

Haddeleme yönü x eksenini seçildiğine göre, bu doğrultudaki bir tek eksenli çekme için $\sigma_x = X$; $\sigma_y = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$ durumu söz konusu olmakta; efektif gerilme (3.130); efektif plastik gerinim artımı ise (3.131) ile verilen bağıntıya sadeleşmektedir (Hill, 1950; Mielnik, 1991).

$$\sigma_{H-48} = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{G + H}{F + G + H}} X = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{1 + r_0}{1 + r_0 + (r_0 / r_{90})}} X \quad (3.130)$$

$$d(\epsilon_{H-48}) = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\frac{F + G + H}{G + H}} d(\epsilon_x) = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\frac{1 + r_0 + (r_0 / r_{90})}{1 + r_0}} d(\epsilon_x) \quad (3.131)$$

Sac düzleminde haddeleme yönüne dik olan y doğrultusunda yapılan bir tek eksenli çekme deneyinde ise $\sigma_y = Y$; $\sigma_x = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$ durumu söz konusu olmakta; Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerilme ve efektif plastik gerinim artımını ifade eden bağıntılar da (3.132-133) ile verilen denklemlere sadeleşmektedir (Hill, 1950; Mielnik, 1991).

$$\sigma_{H-48} = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{F + H}{F + G + H}} Y = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{1 + r_{90}}{1 + r_0 + (r_{90} / r_0)}} Y \quad (3.132)$$

$$d(\epsilon_{H-48}) = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\frac{F + G + H}{F + H}} d(\epsilon_y) = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\frac{1 + r_{90} + (r_{90} / r_0)}{1 + r_{90}}} d(\epsilon_y) \quad (3.133)$$

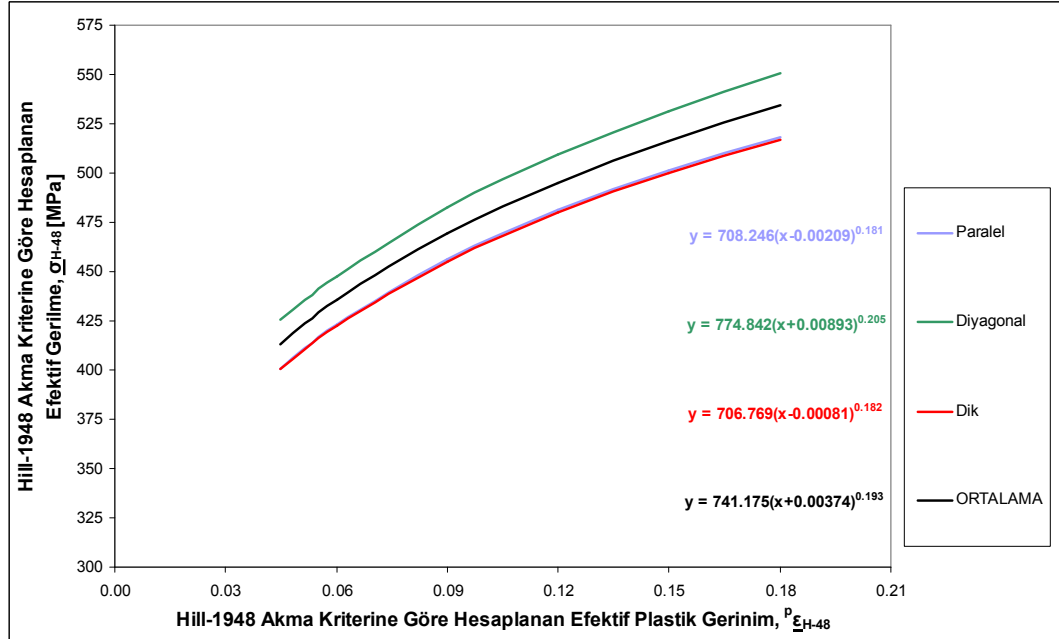
Haddeleme yönüne 45°'lik doğrultuda uygulanan bir tek eksenli çekme deneyi ele alınacak olursa $[\sigma_{x'(45)} = X'_{45}; \sigma_z = \tau_{zx} = \tau_{yz} = 0]$, efektif gerilme, gerilme dönüşümüne dair verilen (3.60) bağıntılarının $\sigma_{y'(45)} = \tau_{x'y'(45)} = 0$ eşitliği ile düzenlenmesi ve bunların (3.128) denkleminde

yerine konması ile elde edilen (3.134) denkleminde hesaplanabilmektedir. Söz konusu deneyde efektif plastik gerinim artımı ise, plastik gerinim artımı bileşenleri ile ilgili olan (3.114-115) ve (3.119) denklemlerinin (3.129) eşitliğinde yerine konması sonucu elde edilen (3.135) bağıntısından hesaplanabileceği öngörülmektedir.

$$\sigma_{H-48} = \sqrt{\frac{3}{8}} \sqrt{\frac{F+G+2N}{F+G+H}} X'_{45} \quad (3.134)$$

$$d(\epsilon_{H-48}) = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\sqrt{F+G+H}}{F+G} \frac{1}{1+r_{45}} \sqrt{F+G+2N} d[\epsilon_{x'(45)}] \quad (3.135)$$

Ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon alanı dahilindeki gerçek plastik gerinim değerlerine göre Çizelge 3.9'da verilen parametreler ile Hill-1948 akma kriteri esas alınarak efektif gerilme ve efektif plastik gerinim değerlerinin hesaplanması Çizelge 3.13'te belirtilmiştir. Yapılan hesaplamalardan, üç doğrultudaki tek eksenli çekme deneyleri için üniform deformasyon bölgesinde ortaya konan efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntıları ve bunların sac düzlemindeki ortalaması Şekil 3.54'te görülmektedir.



Şekil 3.54 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için Hill-1948 akma kriterine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntıları ve sac düzlemindeki ortalama eğri

Çizelge 3.13 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesi için Hill-1948 akma kriterine göre hesaplanan efektif gerilme ve efektif plastik gerinim değerleri

(a) Haddeleme Yönüne Paralel Doğrultuda ($\theta = 0^0$) Yürütülen Tek Eksenli Çekme Deneyi							
ϵ_x ($\epsilon_{VM/T}$)	σ_x ($\sigma_{VM/T}$)	ϕ	F	G	H	σ_{H-48}	ϵ_{H-48}
Çizelge 3.9			(3.124)	(3.125)	(3.126)	(3.130)	(3.131)
0.02602	359.312	0.020	3.788	4.223	3.518	360.596	0.02593
0.030	369.574	0.024	3.587	3.990	3.327	370.784	0.030
0.045	399.842	0.036	3.080	3.404	2.847	400.815	0.045
0.060	422.391	0.049	2.770	3.047	2.555	423.171	0.060
0.090	455.919	0.074	2.389	2.612	2.196	456.388	0.090
0.120	481.082	0.100	2.154	2.344	1.975	481.300	0.120
0.150	501.456	0.125	1.987	2.156	1.819	501.460	0.150
0.180	518.690	0.150	1.862	2.014	1.702	518.506	0.180
MPa			$\times 10^6$ [MPa $^{-2}$]			MPa	

(b) Haddeleme Yönüne Diyagonal Doğrultuda ($\theta = 45^0$) Yürütülen Tek Eksenli Çekme Deneyi									
$\epsilon_x(45)$ ($\epsilon_{VM/T}$)	$\sigma_x(45)$ ($\sigma_{VM/T}$)	ϕ	r_{45}	F	G	H	N	σ_{H-48}	ϵ_{H-48}
Çizelge 3.9			(3.110)	(3.124)	(3.125)	(3.126)	(3.127)	(3.134)	(3.135)
0.03773	385.553	0.034	1.169	3.138	3.470	2.902	10.962	408.975	0.03540
0.045	397.669	0.041	1.163	2.961	3.267	2.735	10.324	421.697	0.0423
0.060	418.593	0.053	1.152	2.690	2.956	2.479	9.356	443.805	0.0567
0.090	450.527	0.078	1.140	2.345	2.561	2.154	8.135	477.795	0.0856
0.120	474.963	0.104	1.142	2.124	2.311	1.947	7.363	503.953	0.1141
0.150	494.966	0.129	1.156	1.967	2.132	1.800	6.813	525.437	0.1417
0.180	512.007	0.154	1.184	1.846	1.996	1.687	6.394	543.782	0.1679
MPa				$\times 10^6$ [MPa $^{-2}$]				MPa	

(c) Haddeleme Yönüne Dik Doğrultuda ($\theta = 90^0$) Yürütülen Tek Eksenli Çekme Deneyi							
ϵ_y ($\epsilon_{VM/T}$)	σ_y ($\sigma_{VM/T}$)	ϕ	F	G	H	σ_{H-48}	ϵ_{H-48}
Çizelge 3.9			(3.124)	(3.125)	(3.126)	(3.132)	(3.133)
0.03997	403.892	0.033	3.177	3.515	2.939	394.181	0.04095
0.045	412.729	0.037	3.044	3.362	2.813	402.905	0.046
0.060	434.911	0.050	2.745	3.019	2.531	424.811	0.061
0.090	468.061	0.076	2.374	2.595	2.182	457.571	0.092
0.120	493.020	0.101	2.143	2.332	1.965	482.254	0.123
0.150	513.257	0.127	1.979	2.146	1.811	502.277	0.153
0.180	530.388	0.152	1.855	2.006	1.695	519.233	0.184
MPa			$\times 10^6$ [MPa $^{-2}$]			MPa	

İncelenen sacın üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi dahilinde, Hill-1948 akma kriteri ile belirlenen efektif gerilme [MPa] – efektif plastik gerinim bağıntıları (3.136-138) eşitliklerinde ifade bulmuştur.

$$\underline{\sigma}_{H-48} = 708.246(\underline{\varepsilon}_{H-48} - 0.00209)^{0.181} \quad (\theta = 0^0) \quad (3.136)$$

$$\underline{\sigma}_{H-48} = 774.842(\underline{\varepsilon}_{H-48} + 0.00893)^{0.205} \quad (\theta = 45^0) \quad (3.137)$$

$$\underline{\sigma}_{H-48} = 706.769(\underline{\varepsilon}_{H-48} - 0.00081)^{0.182} \quad (\theta = 90^0) \quad (3.138)$$

Haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultudaki tek eksenli çekme deneylerinden Hill-1948 akma kriteri ile üniform bölgede öngörülen efektif gerilme [MPa] – efektif plastik gerinim bağıntılarının ortalamasına dair eğrinin denklemi ise (3.139) ile belirtilmiştir.

$$\underline{\sigma}_{H-48} = 741.175(\underline{\varepsilon}_{H-48} + 0.00374)^{0.193} \quad (\text{Ortalama}) \quad (3.139)$$

İzotropik olan Von Mises akma kriterine göre efektif gerilme (3.50) denklemlerinden; efektif plastik gerinim artımı da (3.140) denklemlerinden hesaplanmaktadır. Zira anizotropik olan Hill-1948 akma kriteri için verilen (3.128-129) denklemlerinde $L = M = N = 3F = 3G = 3H$ eşitliği kullanıldığında, Von Mises efektif gerilme ve efektif gerinim artımı bağıntılarının elde edildiği görülebilecektir. (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Mielnik, 1991; Marciniak ve Duncan, 1992)

$$d(\underline{\varepsilon}_{VM}) = \sqrt{\frac{2}{3} \left\{ \left[d(\underline{\varepsilon}_x) \right]^2 + \left[d(\underline{\varepsilon}_y) \right]^2 + \left[d(\underline{\varepsilon}_z) \right]^2 + 2 \left\{ \left[d(\underline{\varepsilon}_{xy}) \right]^2 + \left[d(\underline{\varepsilon}_{yz}) \right]^2 + \left[d(\underline{\varepsilon}_{zx}) \right]^2 \right\} \right\}} \quad (3.140a)$$

$$d(\underline{\varepsilon}_{VM}) = \sqrt{\frac{2}{3} \left\{ \left[d(\underline{\varepsilon}_I) \right]^2 + \left[d(\underline{\varepsilon}_{II}) \right]^2 + \left[d(\underline{\varepsilon}_{III}) \right]^2 \right\}} \quad (3.140b)$$

İzotropik akma kriterlerinden bir diğeri olan Tresca akma kriterine göre, maksimum asal gerilme ve minimum asal gerilme arasındaki farka ($\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III}$) bağlı olan efektif gerilme ve maksimum asal plastik gerinim artımının mutlak değerine eşit olan efektif plastik gerinim artımı, (3.141-142) denklemleri ile ifade bulmaktadır (Hill, 1950; Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988; Mielnik, 1991).

$$\underline{\sigma}_T = \sigma_I - \sigma_{III} \quad (3.141)$$

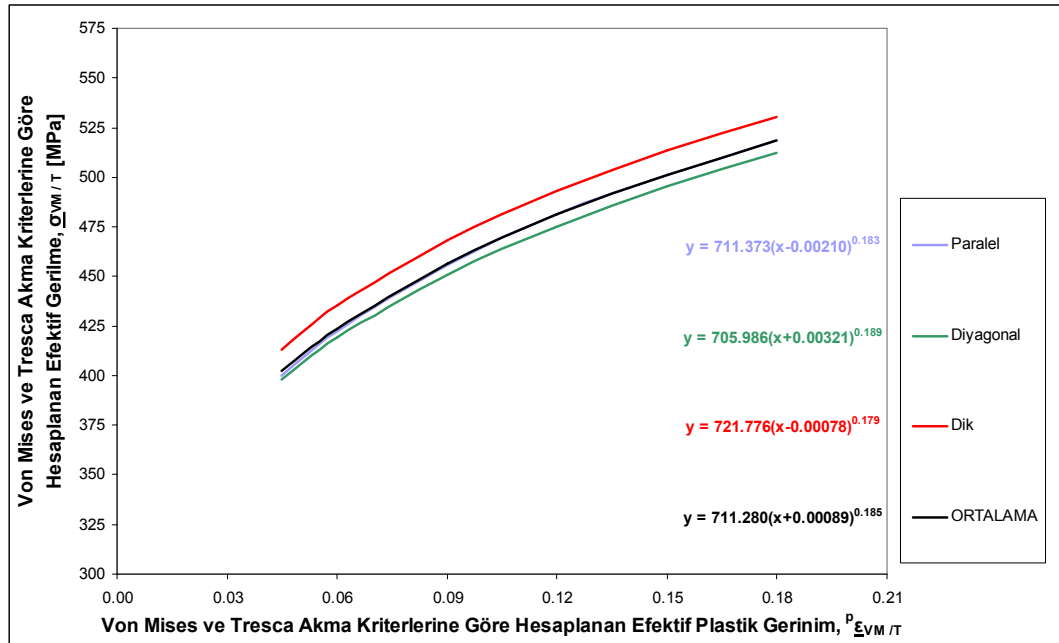
$$d(\underline{\varepsilon}_T) = \left| d(\underline{\varepsilon}_i) \right|_{\max} \quad (3.142)$$

İzotropik özellikteki bir sacın tek eksenli çekme deneyinde çekme yönündeki gerilme σ ile ifade edilirse, $\sigma_I = \sigma$ ve $\sigma_{II} = \sigma_{III} = 0$ durumu söz konusu olduğundan, Von Mises ve Tresca akma kriterleri, (3.143) ile de belirtildiği üzere, çekme doğrultusundaki gerilmeye eş efektif gerilme değeri öngörmektedir. Çekme doğrultusundaki plastik gerinim $^p\varepsilon$ olarak ifade edilirse, izotropik malzemede $^p\varepsilon_I = ^p\varepsilon$ eşitliğinden ötürü, (3.144) ile de belirtildiği üzere bu iki akma kriterine göre efektif plastik gerinim, çekme doğrultusundaki plastik gerinim ile eş değerde hesaplanmaktadır. (Hosford ve Caddell, 1983; Marciniak ve Duncan, 1992)

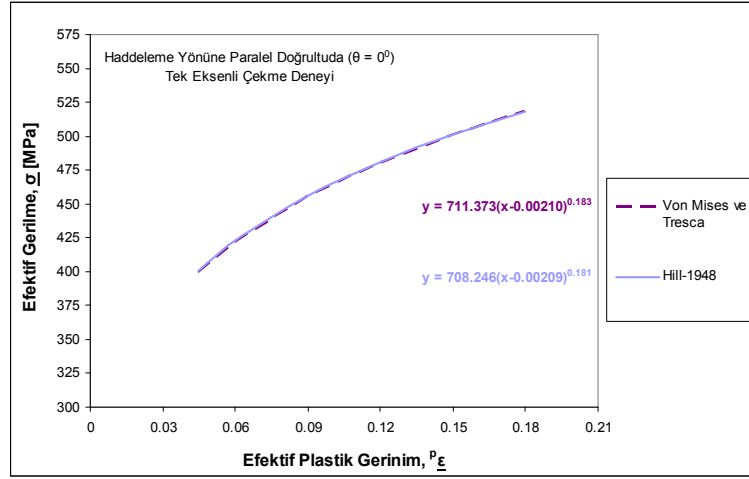
$$\underline{\sigma}_{VM} = \underline{\sigma}_T = \sigma_I = \sigma \quad (3.143)$$

$$^p\varepsilon_{VM} = ^p\varepsilon_T = ^p\varepsilon_I = -2(^p\varepsilon_{II}) = -2(^p\varepsilon_{III}) = ^p\varepsilon \quad (3.144)$$

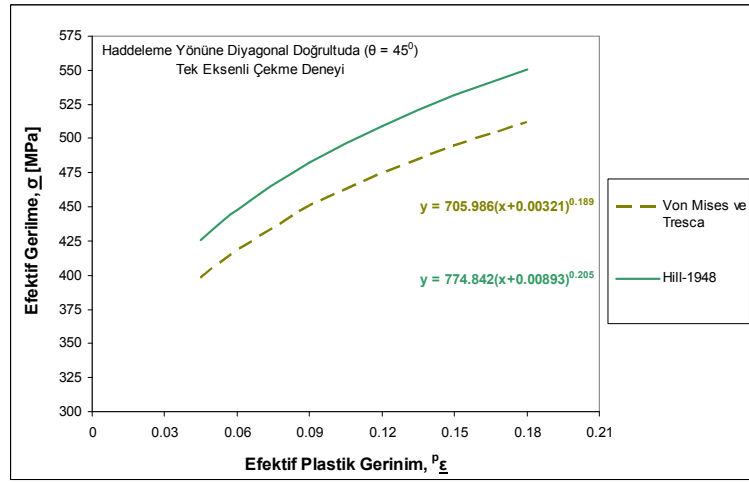
İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform bölge için izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre ortaya konan efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrileri; bunların sac düzlemindeki ortalamasını ifade eden eğri ile birlikte Şekil 3.55'te görülmektedir. Her bir yöndeki deneyden elde edilen eğri, Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre belirlenenler ile Şekil 3.56'da karşılaştırılmıştır.



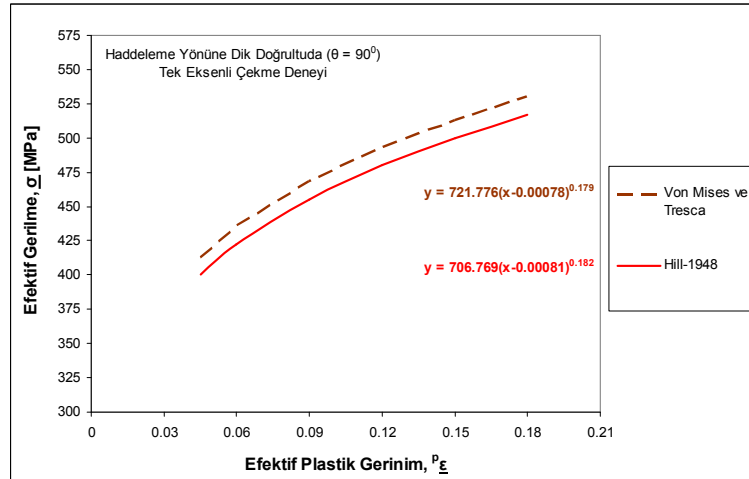
Şekil 3.55 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntıları ve sac düzlemindeki ortalama eğri



(a)



(b)



(c)

Şekil 3.56 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddelenme yönüne 0° 'lık (a), 45° 'lık (b) ve 90° 'lık (c) doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için anizotropik olan Hill-1948 ile izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre elde edilen efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin karşılaştırılması

Nominal kalınlığı 1.01 mm olan H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden, Von Mises ve Tresca akma kriterine göre üniform bölge için elde edilen efektif gerilme [MPa] – efektif plastik gerinim bağıntıları, denklem olarak (3.145-147) ile verilmiştir.

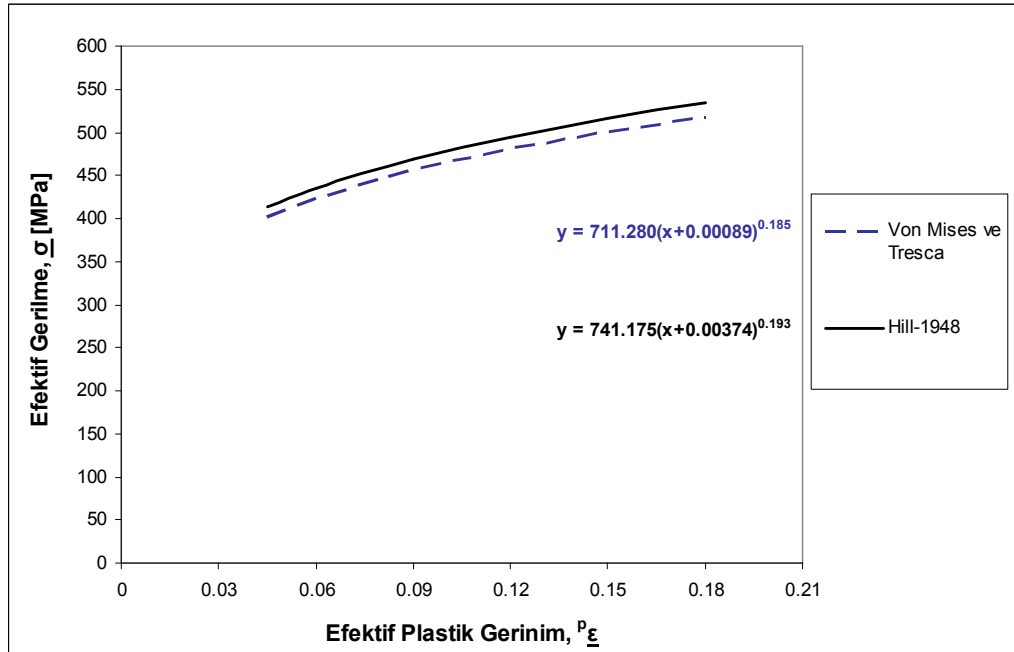
$$\underline{\sigma}_{VM/T} = 711.373(\underline{P}_{\underline{\epsilon}_{VM/T}} - 0.00210)^{0.183} \quad (\theta = 0^0) \quad (3.145)$$

$$\underline{\sigma}_{VM/T} = 705.986(\underline{P}_{\underline{\epsilon}_{VM/T}} + 0.00321)^{0.189} \quad (\theta = 45^0) \quad (3.146)$$

$$\underline{\sigma}_{VM/T} = 721.776(\underline{P}_{\underline{\epsilon}_{VM/T}} - 0.00078)^{0.179} \quad (\theta = 90^0) \quad (3.147)$$

İzotropik akma kriterlerine göre üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen bu bağıntıların sac düzlemindeki ortalamasını ifade eden denklem ise (3.148) ile belirtilmiştir. Söz konusu eğri ile Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre elde edilen ortalama efektif eğri Şekil 3.57'de karşılaştırılmıştır.

$$\underline{\sigma}_{VM/T} = 711.280(\underline{P}_{\underline{\epsilon}_{VM/T}} + 0.00089)^{0.185} \quad (\text{Ortalama}) \quad (3.148)$$

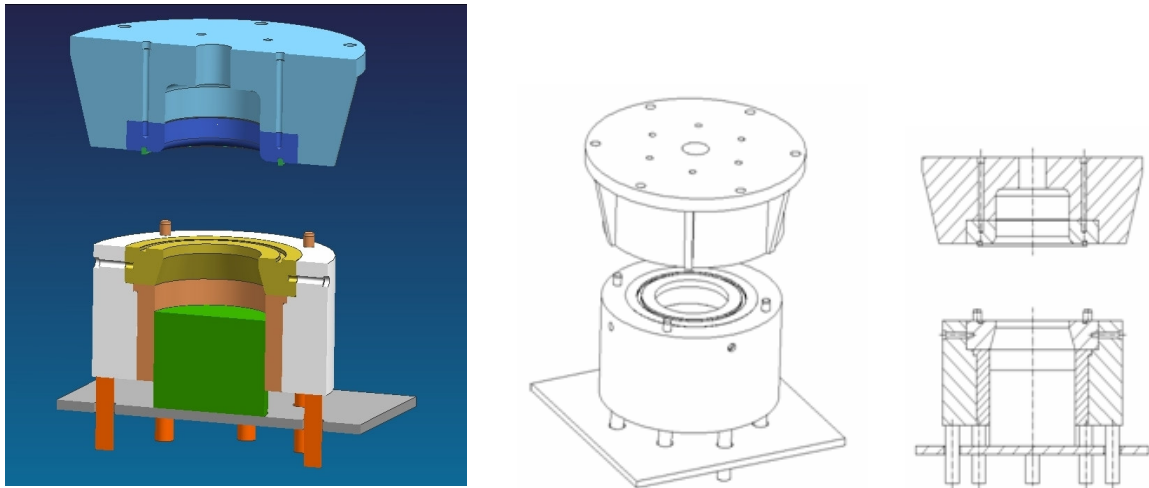


Şekil 3.57 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için Hill-1948 anizotropik akma kriteri ile izotropik Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin sac düzlemindeki ortalaması

3.2 Viskoz Basınç ile Şişirme Deneyleri

Tek eksenli çekme deneyleri ile ilgili çalışmaların tamamlanmasının ardından, viskoz basınç ile şişirme (VPB, Viscous Pressure Bulge) deneylerine yönelik çalışmalara geçilmiştir. Ele alınarak incelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemeye uygulanan VPB deneyleri ile dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısının belirlenmesi amaçlanmıştır. Ayrıca, bu işlemin FEM tabanlı simülasyonları da yapılarak, birim hacim için üniform şekil değiştirme işine ve tanımlanan deformasyon parametresine dayalı yaklaşımın uygulanabilirliği gözlenmiştir.

İncelenen sac malzemeye uygulanan VPB deneylerinde, çalışma prensibi ve ana elemanları Şekil 3.58'de görülen bir düzenek kullanılmıştır. Söz konusu düzenek, ERKALIP firmasında tasarlanmış ve imal edilmiştir.



Şekil 3.58 Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinde kullanılan düzenek

Uygulanan VPB deneylerinde, sacı şişirmek amacıyla faydalanılacak viskoz ortam, gres yağı olarak seçilmiştir. Gres, alt tablaya bağlanan ve sabit durumda bulunan stampanın üzerindeki hazneye doldurulmakta ve dairesel formdaki sac taslak, alt grupta yer alan bastırıcının üzerine konmaktadır. Kullanılan 1200 tonluk HİDROMODE hidrolik presinin üst tablasının deney esnasında aşağı doğru hareketi ile alt ve üst grup kapanmakta; bunlar, sabit olan stampanın çevresinde yataklanmış bir durumda beraberce aşağı inmektedir. Sac ile stampa ve bastırıcı yüzeyleri arasındaki gres ortamında oluşan basınç, dairesel kalıp boşluğuna denk gelen sacın orta kısmını serbest biçimde ve kubbe formunda şişirmektedir. İşlem esnasında, üst gruptaki kalıp ve alt gruptaki bastırıcı arasında kalan flanşın kalıba akışını frenlenmek için, dikdörtgen kesitli bir kilitleme halkasından faydalanılmıştır. Deney süresince kilitleme kuvveti, presin

tabanındaki dört adet hidrolik yastıktan biri ile temin edilmiş ve sekiz adet tij ile alt grubun taban yüzeyinden sisteme etki ettirilmiştir. Yaklaşık 150 ton düzeyindeki bir bastırıcı kuvveti flanşı kilitlemeye ve flanşın kalıp boşluğuna akışını tamamen engellemeye yeterli olmuştur. Kullanılan deney düzeneği ve hidrolik pres ile beraber, veri toplamaya ve presin kontrolüne yönelik hazırlanan elektrikselsisteme dair bazı kesitler Şekil 3.59’da görülmektedir.



Şekil 3.59 Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinin yürütüldüğü düzenek ile veri toplama ve hidrolik presin üst tablasının kontrolü için hazırlanan elektrikselsistemden bazı kesitler

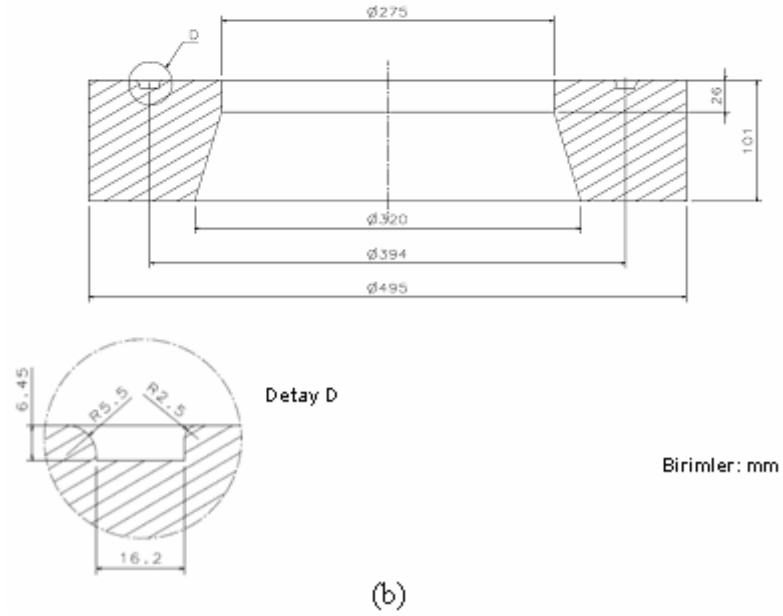
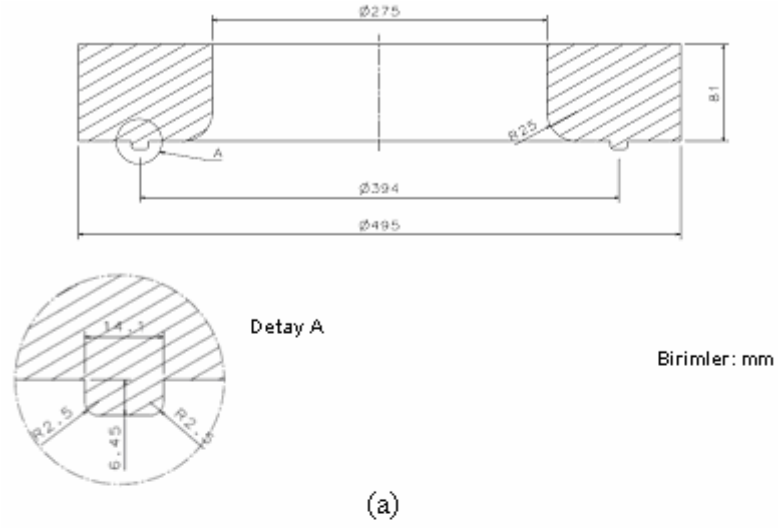
Uygulanan VPB deneylerinde, anlık şişme yüksekliği değerlerinin ölçümü için, 100 mm'lik kursa sahip OPKON LPT 100 lineer cetvelden; viskoz ortam olarak kullanılan gres yağındaki basıncın anlık ölçümü için ise, 100 bar değerinde ölçüm kapasitesine sahip PCB1502B41FB basınç sensöründen faydalanılmıştır. Bu deneylerde ölçülen basınç ve yükseklik verileri, ticari adı NATIONAL INSTRUMENTS “NI USB-9215 4 Channel 16-Bit Analog Input Modul” olarak geçen veri toplama kartı ile bilgisayar ortamına aktarılmıştır.

Deneylerde üst tablanın şişme yüksekliğine göre kontrol edilmesi amacıyla, E3TAM firması tarafından bir elektriksel kontrol sistemi ve LABVIEW programı tabanında çalışan bir yazılım hazırlanmıştır. Bu sistem sayesinde, yazılıma tanıtılan şişme yüksekliği değerine ulaşıncaya üst tabla otomatik olarak durdurulabilmiştir. Böylelikle deneyler, parçalarda arzu edilen şişme yüksekliği değerine kadar sürdürülmüş; sacın yırtılmasına az bir mesafe kala tabla hareketi durdurularak, basınç ile çatlaktan fışkıracak gresin cetvele zarar vermesi engellenmiştir. Üst tablanın iniş hızı ise mümkün olan en düşük düzeyde tutulmuştur (yaklaşık 8 mm/s).

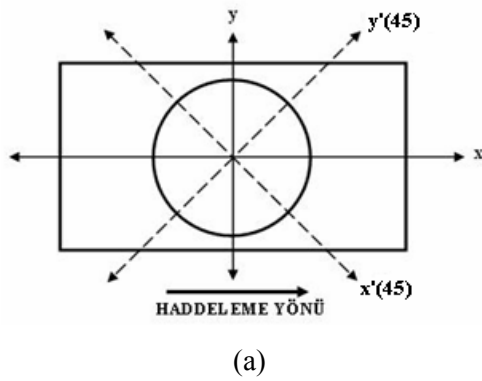
Çalışmamız kapsamında tasarlanıp imal edilen VPB deney düzeneği, Ohio State Üniversitesi bünyesinde faaliyet gösteren Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM) birimi tarafından kullanılan düzeneğin bir benzeridir. Prensip itibarıyla aynı olan iki düzenden, ERKALIP firmasında hazırlananın boyutları daha büyük seçilmiştir. Anılan merkezde kullanılan deney düzeneğinde kalıp iç çapının 105.7 mm; kalıp profil yarıçapının da 6.35 mm olduğu, Gutscher vd. (2004) tarafından yapılan çalışmada görülmektedir.

Çalışmamızda uygulanacak VPB deneylerine yönelik hazırlanan yeni düzende ise, kalıbın iç çapı 275 mm; profil yarıçapı ise 25 mm olarak seçilmiştir. Düzeneğin diğer elemanları da bu boyutlara göre tasarlanmıştır (Şekil 3.60). Büyük boyutlu kalıp kullanmak suretiyle, esasen, söz konusu deneylerde geri esnemeye yönelik çalışmaların daha kolay gerçekleştirilebilmesi amaçlanmıştır. Zira VPB deney parçalarında geri esnemelerin daha yüksek değerlerde ortaya çıkması, ölçüm doğruluğu açısından bir avantaj olarak değerlendirilmiştir.

Dairesel sac taslaklar, levhalardan lazer tekniği ile 465 mm'lik çapta kesilmiştir. Taslakların kesiminden önce, haddeme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultular sac levhaların üzerine işaretlenmiştir (Şekil 3.61a). Çizilen doğruların kesişim noktası (merkez), taslakların lazer ile kesimi ve başlangıçtaki ve şişirilmiş parçaların tepe noktasındaki kalınlık ve parça yüksekliği değerlerinin ölçümü için referans olarak alınmıştır. Deneylerin öncesi ve sonrasında merkez noktadaki kalınlık ölçümleri, GEIT ultrasonik kalınlık ölçme cihazı ile gerçekleştirilmiştir. Kubbe formunda şişerek, merkez tepe noktasına yakın bölgeden yırtılmış durumdaki bir VPB deney parçası Şekil 3.61b'de görülmektedir.



Şekil 3.60 Hazırlanan viskoz basınç ile sac şişirme deney düzeneği elemanlarından kalıp (a) ve bastırıcı (b) ile bunların üzerinde yer alan sac kilitleme sisteminin boyutları



Şekil 3.61 Viskoz basınç ile şişirme deneylerinde numune olarak kullanılan dairesel taslağın kesim öncesi sac levha üzerindeki yerleşimi ile işaretlenen eksenler (a) ve kubbe formunda şişirilerek tepe noktasına yakın bir bölgeden yırtılmış durumdaki bir deney parçası (b)

3.2.1 Efektif Gerilme – Efektif Gerinim Bağıntılarının Belirlenmesi

İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın VPB deneyinde dengelenmiş iki eksenli çekme hali söz konusu olduğundan, bu gerilme hali için efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısı, öncelikle tek eksenli çekme deneylerinin sonuçlarına dayalı olarak tahmin edilmiştir. Daha sonra, ERC/NSM merkezinde sonlu elemanlar analizine dayalı veri tabanına göre hazırlanmış olan bir program ile efektif gerilme – efektif gerinim eğrisi ortaya konmuştur.

3.2.1.1 Tek Eksenli Çekme Deney Sonuçlarından Yapılan Tahmin

Çalışmamız kapsamında ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın şişirme deneyinde sergilediği efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntısını tek eksenli çekme deneylerinden tahmin etmek için, Hill-1948 akma kriterinden ve hidrostatik gerilme halinin akmayı etkilemediği kabulüne dayanarak, dengelenmiş iki eksenli çekme ve tek eksenli basmadaki akma eğrilerinin özdeşliğinden faydalanılmıştır. Söz konusu akma kriterine göre, sac malzemenin kalınlık doğrultusunda çekmedeki akma dayanımı ile plastik deformasyon parametresi $^p\phi$ arasındaki bağıntıyı ortaya koyan (3.123) denkleminde, tek eksenli basma için de faydalanılabilir. Zira dengelenmiş iki eksenli çekme ile tek eksenli basmanın özdeş olarak düşünüldüğü bu yaklaşımda, $\sigma = \sigma_z = -Z$ eşitliği çerçevesinde kalınlık doğrultusundaki gerilme – plastik gerinim davranışı $\sigma = -^pK[^p\phi + (-^p\epsilon)]^{^pn}$ denklemi ile ifade edilirse, tanımlanan modele göre $\sigma = -^pK'(^p\phi)^{^pn'}$ denkleminin gözönüne alınması suretiyle, σ_z [MPa] için (3.149) ile verilen bağıntı amaç doğrultusunda kullanılabilir.

$$\sigma_z = -715.553(^p\phi)^{0.181} \quad (3.149)$$

Basma deneyi için akma noktası uzaması veya Lüders deformasyonunun sona erdiği andaki plastik gerinim $^p\epsilon_{YP/f-z}$ olarak negatif işaret ile temsil edildiğinde, üniform deformasyon bölgesinde şekillendirmenin herhangi bir anı için plastik gerinim değeri (3.150) eşitliği ile hesaplanabilir. Hesaplanan bu gerinim de negatif değerlerde olup; bası yönünü gösterecektir.

$$^p\epsilon_z = ^p\epsilon_{YP/f-z} + (1 + ^pn') \left[\frac{^pD + ^pW_u}{\sigma} + \left(-\frac{^pD}{^pK'} \right)^{1/(1+^pn')} \right] \quad (3.150)$$

Ele alınan H 320 LA kalitesindeki çelik sacın tek eksenli çekme deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre öngörülen $\sigma_z - ^p\phi$ bağıntısına göre, dengelenmiş iki eksenli çekme haline özdeşlik arz eden kalınlık yönündeki basma için efektif gerilme ve efektif plastik gerinim değerlerinin hesaplanması Çizelge 3.14'te görülmektedir.

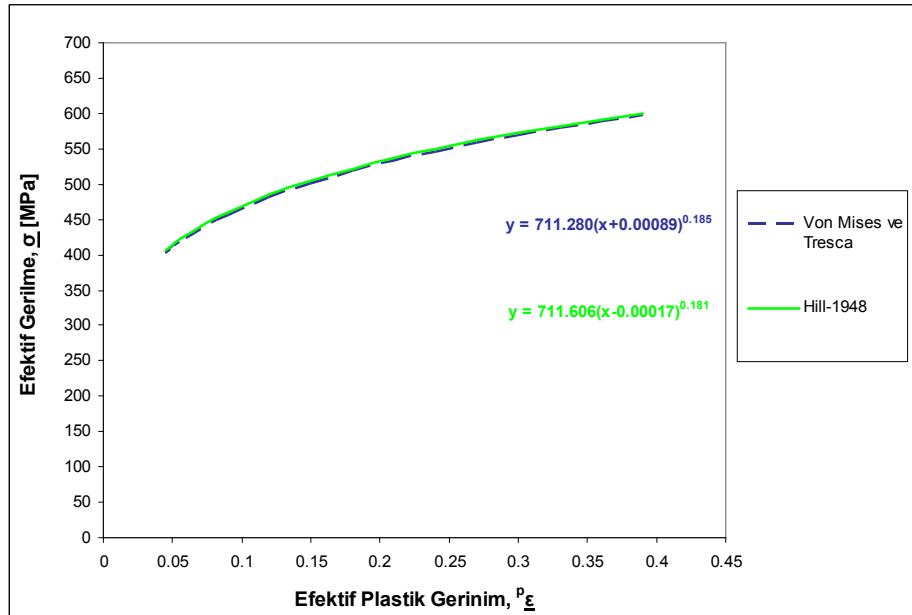
Çizelge 3.14 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında şekillendirilmesinde 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneyinin sonuçları esas alınarak Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerilme ve efektif plastik gerinim değerlerinin hesaplanması

	z Ekseninde (Kalınlık Doğrultusunda) Basma											x'y'(45)z Sisteminde Dengelenmiş İki Eksenli Çekme							
p_ϕ	σ_z = $-Z$ = $-\underline{\sigma}_{VM/T}$	p_D	pW_u	$p_{\epsilon_{YP/f-z}}$	pK'	$p_{n'}$	p_{ϵ_z}	F	G	H	N	$\sigma_{x'(45)}$ = $\sigma_{y'(45)}$	$p_{\epsilon_{x'(45)}}$ = $p_{\epsilon_{y'(45)}}$	σ_x = σ_y	p_{ϵ_x}	p_{ϵ_y}	$\underline{\sigma}_{H-48}$	$p_{\epsilon_{H-48}}$	
Seçildi	(3.149)	Şekil 3.50	(3.52)	Seçildi	Şekil 3.50; (3.149)		(3.150)	(3.124)	(3.125)	(3.126)	(3.127)	$=-\sigma_z$	(3.112)	$=-\sigma_z$	(1.19-20); (3.112)		(3.128)	(3.129)	
0.021	-355.648	7.47400	0	-0.025	-715.553	0.181	-0.025	3.736	4.163	3.469	13.182	355.648	0.013	355.648	0.013	0.012	363.088	0.024	
0.050	-416.059		13.329				-0.059	2.749	3.024	2.535	9.565	416.059	0.030	416.059	0.031	0.028	424.770	0.058	
0.075	-447.742		26.107				-0.089	2.382	2.603	2.189	8.264	447.742	0.044	447.742	0.046	0.042	457.120	0.087	
0.100	-471.674		39.693				-0.118	2.151	2.341	1.972	7.456	471.674	0.059	471.674	0.062	0.057	481.557	0.116	
0.125	-491.114		53.915				-0.148	1.988	2.156	1.819	6.887	491.114	0.074	491.114	0.077	0.071	501.408	0.145	
0.150	-507.591		68.665				-0.177	1.863	2.016	1.703	6.455	507.591	0.089	507.591	0.092	0.085	518.233	0.174	
0.175	-521.953		83.868				-0.207	1.764	1.904	1.611	6.111	521.953	0.103	521.953	0.107	0.099	532.899	0.203	
0.200	-534.722		99.470				-0.236	1.683	1.813	1.535	5.829	534.722	0.118	534.722	0.123	0.114	545.938	0.232	
0.225	-546.244		115.431				-0.266	1.614	1.736	1.471	5.591	546.244	0.133	546.244	0.138	0.128	557.704	0.260	
0.250	-556.761		131.716				-0.295	1.555	1.670	1.416	5.387	556.761	0.148	556.761	0.153	0.142	568.444	0.289	
0.275	-566.449		148.300				-0.325	1.504	1.612	1.368	5.209	566.449	0.162	566.449	0.168	0.157	578.337	0.318	
0.300	-575.441		165.158				-0.354	1.458	1.561	1.325	5.051	575.441	0.177	575.441	0.183	0.171	587.519	0.347	
0.325	-583.838		182.273				-0.384	1.417	1.515	1.287	4.911	583.838	0.192	583.838	0.198	0.186	596.095	0.376	
0.350	-591.723		199.629				-0.414	1.381	1.475	1.253	4.784	591.723	0.207	591.723	0.214	0.200	604.146	0.405	
	MPa	Nmm/mm ³			MPa	x10 ⁶ [MPa ⁻²]						MPa		MPa			MPa		

Teorik yaklaşıma yönelik düzenlenen Çizelge 3.14’te yer alan hesaplamalarda, akma noktası uzamasının sona erdiği anda gerçek plastik gerinimi ifade eden $\epsilon_{YP/f-z}$ değeri -0.025 olarak seçilmiştir. Kalınlık doğrultusundaki tek eksenli basmaya göre F, G, H ve N katsayıları belirlendikten sonra, özdeş olan dengelenmiş iki eksenli çekme haline geçilmiştir. Burada, haddeleme yönüne 45^0 ’lık doğrultudaki plastik gerinimlerin simetrikliğinden [$\epsilon_{x'(45)} = \epsilon_{y'(45)}$] faydalanabilmek amacıyla, x'y'(45)z eksen takımı üzerinden gidilmiştir. Gerilmenin ve plastik gerinimin x ve y eksenlerindeki normal bileşenlerinin belirlenmesi suretiyle elde edilmiş olan efektif gerilme [MPa] – efektif plastik gerinim bağıntısı (3.151) ile verilmiştir (Şekil 3.62).

$$\sigma_{H-48} = 711.606(\epsilon_{H-48} - 0.00017)^{0.181} \quad (3.151)$$

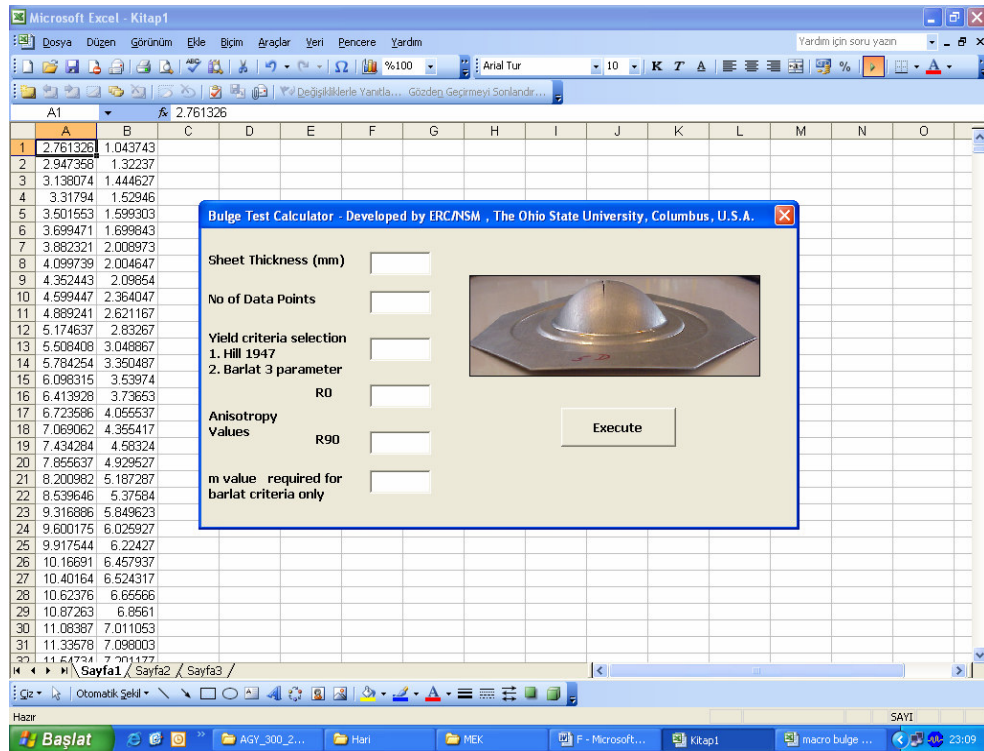
Tek eksenli gerilme ile dengelenmiş iki eksenli gerilme hali için, izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerinin eş akma gerilmesi değerleri öngördüğü, Şekil 1.11’de verilen akma yüzeylerinden gözlenebilmektedir. İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında şişirilmesinde, üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinden üniform deformasyon bölgesi için bu iki izotropik akma kriterine göre belirlenen ve (3.148) eşitliği ile verilen ortalama akma gerilmesi eğrisi ile tek eksenli çekme deney sonuçlarına göre Hill-1948 anizotropik akma kriteri esas alınarak belirlenen efektif gerilme – efektif gerinim eğrisi Şekil 3.62’de karşılaştırılmıştır.



Şekil 3.62 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın dengelenmiş iki eksenli gerilme hali altında şekillendirilmesinde 8.80 mm/dak’lık çekme hızı ile uygulanan tek eksenli çekme deneyinin sonuçları esas alınarak üniform deformasyon bölgesi için anizotropik olan Hill-1948 ile izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre belirlenen efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin karşılaştırılması

3.2.1.2 Sonlu Elemanlar Analizine Dayalı Veri Tabanına Göre Hesaplama

Uygulanan viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinden efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısını belirlemek amacıyla, sonlu elemanlar analizi (FEA) ile oluşturulmuş veri tabanına dayalı olan bir tekniğe başvurulmuştur. Bir tersine yöntemi ifade eden bu teknik, ERC/NSM merkezi tarafından geliştirilmiştir. Anılan araştırma merkezinde kullanılan deney düzeneği, çalışmamız kapsamında hazırlanan düzenek ile aynı prensipte çalışmasına karşılık, boyut itibarıyla daha küçüktür. Söz konusu sistemdeki kalıbın iç çapı 105.7 mm iken; ERKALIP'ta tasarlanarak imal edilen ve çalışmamızda kullanılan sistemde kalıbın iç çapı 275 mm olarak seçilmiştir. Şişirme deneyinden akma gerilmesi eğrilerinin belirlenmesi amacıyla, ERC/NSM tarafından kendi düzenekleri için, PAM STAMP 2G sac şekillendirme simülasyon yazılımı ve Aquadraw arayüzünden faydalanılarak elde edilen FEM veri tabanına göre oluşturulmuş bir Excel Macro programı kullanılmaktadır. Çalışmamızın kapsamında hazırlanan düzenek ile gerçekleştirilen VPB deneylerinden efektif gerinim – efektif gerinim eğrisini belirleyebilmek üzere, bu düzenek için gereken benzer bir program yine ERC/NSM tarafından hazırlanmıştır. Şişirme deneyinden efektif gerilme – efektif gerinim bağıntılarının elde edilmesine yönelik hazırlanan Excel Macro programında, parametre girişi için kullanılan arayüz Şekil 3.63'te görülmektedir.

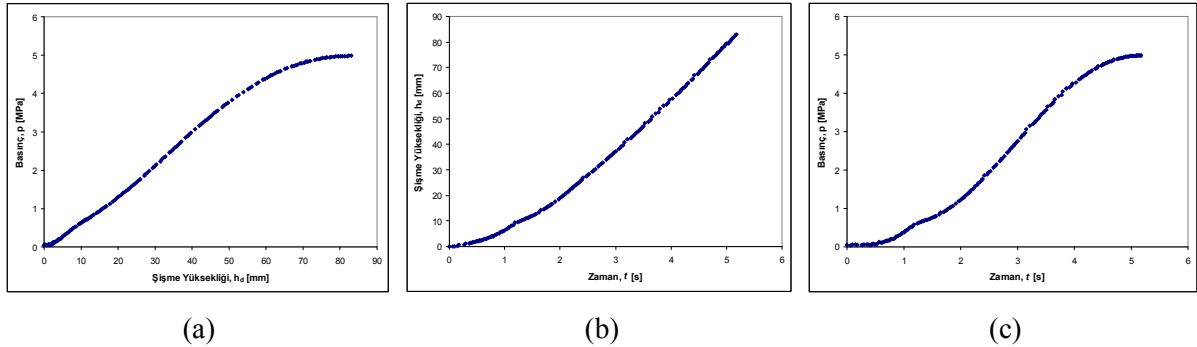


Şekil 3.63 Viskoz basınç ile sac şişirme deneylerinden efektif gerilme – efektif gerinim eğrilerinin elde edilmesi amacıyla ERC/NSM’de FEM veri tabanı kullanılarak hazırlanan Excel programında parametre girişi için oluşturulmuş arayüz

Şişirme deneylerindeki efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısının belirlenmesine yönelik hazırlanan programa, deneylerden elde edilen basınç – şişme yüksekliği profili girilmekte; sacın kalınlığı ve eğriyi oluşturmadaki nokta sayısı atanmakta ve seçenekler arasında yer alan Hill-1948 veya Barlat (YLD89) akma kriterlerinden biri seçilmektedir. Eğer Hill-1948 akma kriteri seçilmiş ise r_0 ve r_{90} ; Barlat akma kriteri seçilmiş ise bu kritere özgü m parametresinin tanıtılması istenmektedir.

Kullanılan program, efektif gerilme – efektif toplam gerinim bağıntısı için $\sigma = K \varepsilon^n$ modelini esas almaktadır. Tanımlanan parametreler doğrultusunda belirlenen efektif gerilme ve efektif toplam gerinim değerlerine göre, daha iyi korelasyonlar sağlayabilen $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ denklemine geçiş yapmak mümkündür.

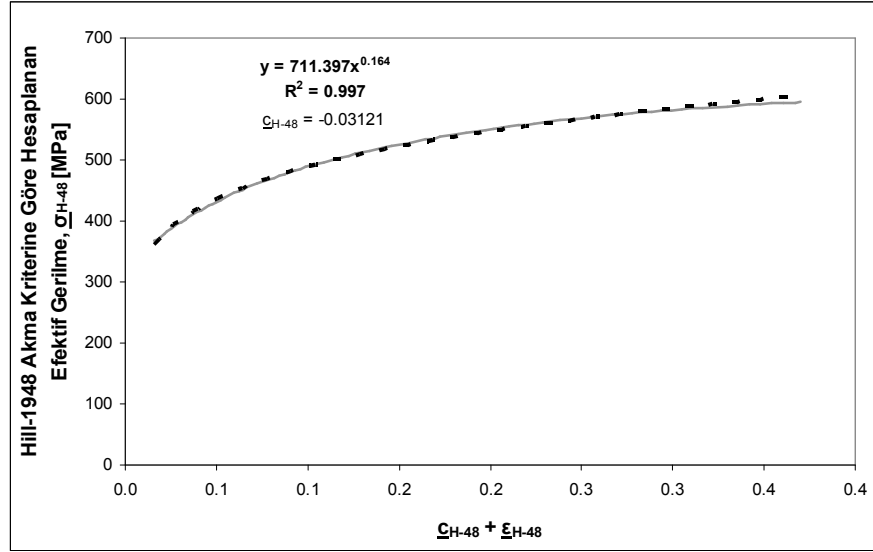
İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca viskoz basınç ile uygulanan üç şişirme deneyinde ortaya çıkan basınç – şişme yüksekliği, şişme yüksekliği – zaman ve basınç – zaman profilleri Ek 2’de sunulmuştur. Bunların ortalaması Şekil 3.64’da verilmiş; Excel Macro programına ise Şekil 3.64a’da verilen ortalama profil girilmiştir. Sacın kalınlığı, deneylerde ölçülenlerin ortalama değeri itibarıyla 1.019 mm olarak tanıtılmıştır. Veri noktası sayısı 75; akma kriteri ise “Hill 1947” olarak seçilmiştir. Yine ortalama bir yaklaşım ile bu sac malzemenin plastik gerinim oranı değerleri “R0” ve “R90”, sırasıyla 0.741 ve 0.953 olarak tanımlanmıştır.



Şekil 3.64 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan viskoz basınç ile şişirme deneylerinden belirlenen basınç – şişme yüksekliği (a), şişme yüksekliği – zaman (b) ve basınç – zaman (c) profillerinin ortalaması
(üç deneyde kullanılan dairesel sac taslakların kalınlık ortalaması; $t_0 = 1.019$ mm)

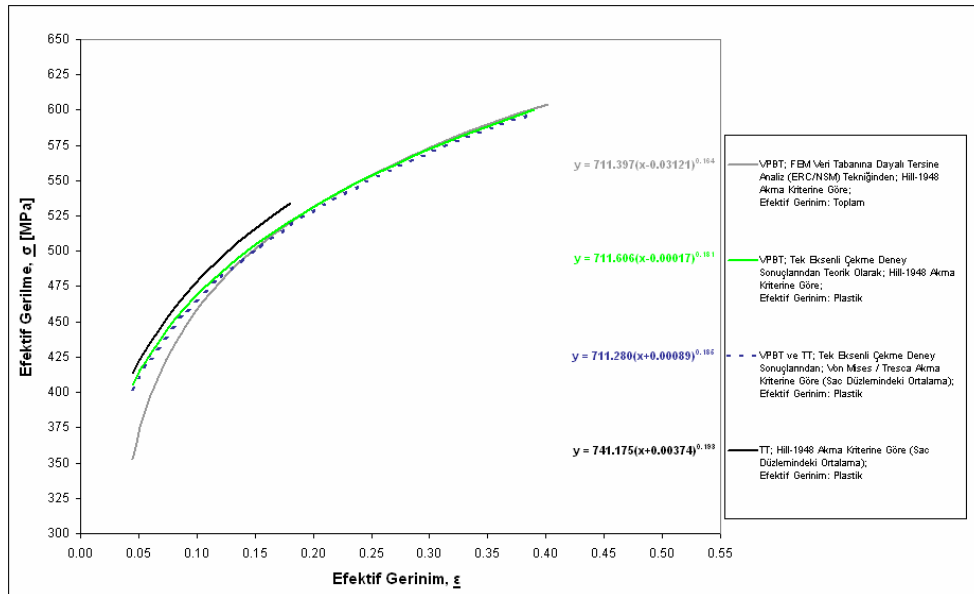
Tanımlanan veriler ile program çalıştırıldığında, üniform deformasyon bölgesinde hesaplanan efektif gerilme [MPa] ve efektif toplam gerinim değerleri arasında (3.152) bağıntısı elde edilmiştir. Söz konusu bağıntı Şekil 3.65’te de görülmektedir.

$$\sigma_{H-48} = 711.397(\varepsilon_{H-48} - 0.03121)^{0.164} \quad (3.152)$$



Şekil 3.65 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan viskoz basınç ile şişirme deneyinden FEM veri tabanına dayalı tekniğe göre Hill-1948 akma kriteri esas alınarak üniform deformasyon bölgesinde belirlenen efektif gerilme – efektif toplam gerinim eğrisi

İncelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın şişirme deneyinde, ERC/NSM tekniğinin yanı sıra, izotropik ve Hill-1948 anizotropik akma kriteri kullanılarak dengelenmiş iki eksenli çekme hali için teorik olarak elde edilen akma gerilmesi eğrileri ile beraber, üç doğrultudaki tek eksenli çekmede deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre belirlenen eğrilerin ortalaması Şekil 3.66'da karşılaştırılmıştır.



Şekil 3.66 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac için tek eksenli çekme deneyi (TT) ve viskoz basınç ile şişirme deneyi (VPBT) ile üniform deformasyon bölgesinde elde edilen efektif gerilme – efektif gerinim eğrilerinin karşılaştırılması

Çalışmanın son kısmında yer alan uygulamalarda, ele alınarak incelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzeme ile ilgili olarak, haddeleme yönüne paralel doğrultudaki tek eksenli çekme deneyinden toplam gerinime göre elde edilmiş akma gerilmesi eğrisi ile beraber, şişirme deneylerinden Hill-1948 akma kriterine göre FEM veri tabanına dayalı yöntem (ERC/NSM tekniği) kullanılarak elde edilmiş eğri denenecektir. Uygulamalara dair yürütülen FEM işlem simülasyonlarında, temeli tek eksenli ve iki eksenli çekmeye dayanan iki tip deneyden elde edilen eğriler ile geri esneme tahminleri açısından sağlanan başarı oranları karşılaştırılacaktır.

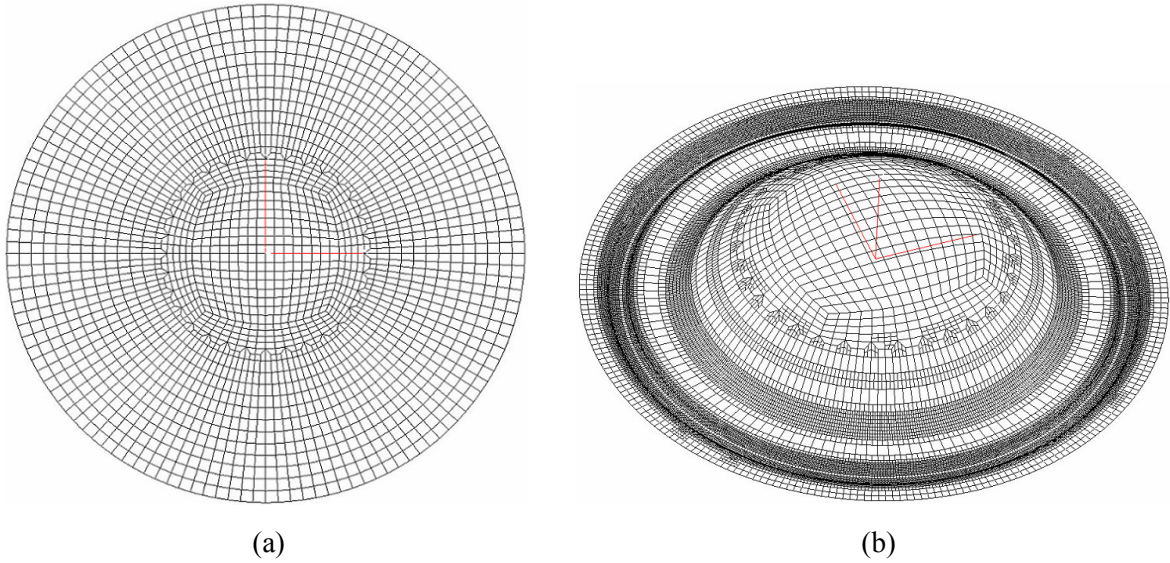
3.2.2 Sac Şişirme Deneylerinin Simülasyonu

Deneysel amaçla uygulanan sac şişirme işleminin simülasyonu, analizlerin, sonlu elemanlar yöntemi (FEM) ile yürütüldüğü PAM STAMP 2G yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Söz konusu simülasyonlarda, sacların hidro-şekillendirme yöntemleri için geliştirilmiş olan Aquadraw arayüzünden faydalanılmıştır.

Analizlerde, malzemenin pekleşme davranışını tanımlamak üzere, haddeleme yönüne paralel doğrultuda uygulanan üç adet çekme deneyinden belirlenen gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinim veri çiftlerinin ortalaması kullanılmıştır. Bununla beraber, uygulanan üç adet VPB deneyinden elde edilen ve Şekil 3.64c ile verilen ortalama basınç – zaman profili de yazılıma tanıtılmıştır. Elastiklik modülü, üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneyinden belirlenen modüllerin ortalamasını ifade eden 215500 MPa değeri ile girilmiş; yoğunluk $\rho = 7.82 \text{ gr/cm}^3$; Poisson oranı ise $\nu = 0.30$ olarak alınmıştır. Sac kalınlığı ise, dairesel taslakların merkezinde ölçülenlerin ortalamasını ifade eden 1.019 mm değeri ile yazılıma tanıtılmıştır. Sacın plastik anizotropisinin değerlendirilmesinde Hill-1948 anizotropik akma kriteri seçilmiş; üç yöndeki plastik gerinim oranı değerleri $r_0 = 0.741$; $r_{45} = 1.155$ ve $r_{90} = 0.953$ olarak girilmiştir. Sac ile kalıp ve bastırıcı yüzeyleri arasında geçerli olmak üzere Coulomb sürtünme katsayısı $\mu = 0.12$ olarak belirtilmiştir. Bastırıcı kuvveti ise, deneylerdeki değeriyle, 1500 kN olarak tanıtılmıştır.

Deneylerde kullanılan dairesel sac taslağın çapı 465 mm olarak seçilmiş idi. Simülasyonlarda da dairesel taslaklar için aynı çap değeri alınmış; sacın haddelenme yönü x eksenine denk gelecek şekilde yerleştirilmiştir. Analizler için, dörtgen formda elastik-plastik kabuk (shell) eleman kullanılmıştır. Taslak üzerinde başlangıçta oluşturulan ve deformasyon ile elde edilen ağ (mesh) yapısı Şekil 3.67'de görülmektedir. Söz konusu yapı, deney parçalarının merkezine bir düğüm noktası (node) denk gelecek şekilde tasarlanmıştır. Tepe noktası için gerilme ve gerinim değerlerinin belirlenmesinde, bu düğüm noktasını meydana getiren ve birbirine komşu dört eleman için hesaplanan değerlerin ortalaması esas alınmıştır. Ayrıca, çözümleri

“explicit” yöntem ile gerçekleştirilen tüm simülasyonlarda “mesh refinement” seçeneğinden faydalanılmıştır. Ağ yapısında incelme dördüncü seviyeye kadar ulaşmaktadır.



Şekil 3.67 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelikten dairesel sac taslağın üzerinde PAM STAMP 2G yazılımı ile başlangıçta oluşturulan dörtgen ağ (mesh) yapısı (a) ve şişirme ile parça yüksekliği yaklaşık 83 mm değerine ulaştığı anda ağın görünümü (b)

Şişirme işlemlerine yönelik uygulanan FEM simülasyonları temelde üç aşamayı içermektedir. Bunlar, sırasıyla, sac taslağın kilitlenmesi (Şekil 3.68), sacın şişirilmesi ve belli bir şişirme yüksekliğine erişilmesi sonrasında basıncın boşaltılması ile meydana gelen geri esneme olarak ifade edilebilir.

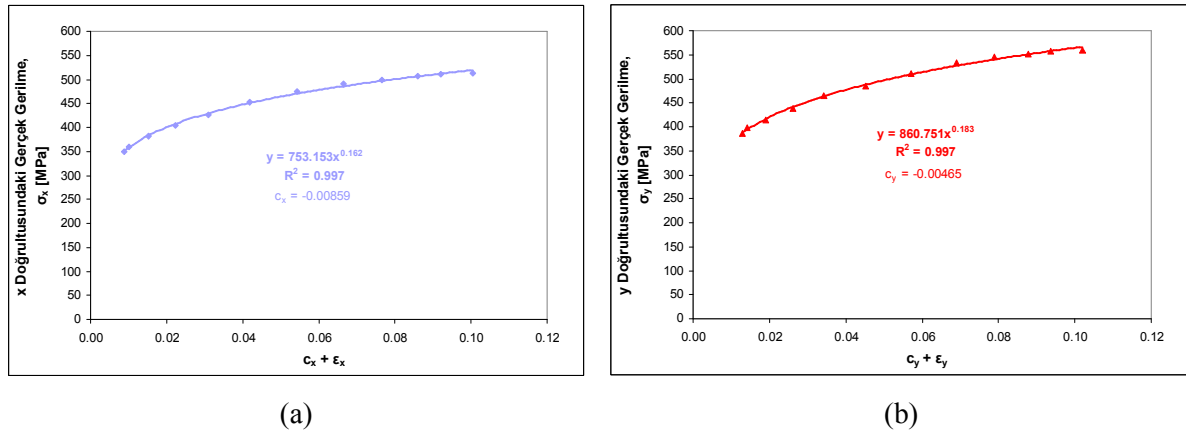


Şekil 3.68 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sac taslağın şişirilmesi sürecine geçilmeden önce pres tarafından uygulanan kuvvet ile kitleme işleminin PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen simülasyonu

Sac şişirme işleminde, sacın kalınlık doğrultusundaki gerilme ihmal edilerek ($\sigma_z = 0$), x ve y eksenlerindeki gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrilerinin FEM simülasyonundan tahmini mümkündür. Bu işlemin PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan simülasyonunda, üniform deformasyon bölgesi dahilinde x ve y doğrultularında belirlenen σ [MPa] – ε eğrilerine dair denklemler (3.153-154) eşitlikleri ile verilmiştir (Şekil 3.69).

$$\sigma_x = 753.153(\varepsilon_x - 0.00859)^{0.162} \quad (3.153)$$

$$\sigma_y = 860.751(\varepsilon_y - 0.00465)^{0.183} \quad (3.154)$$



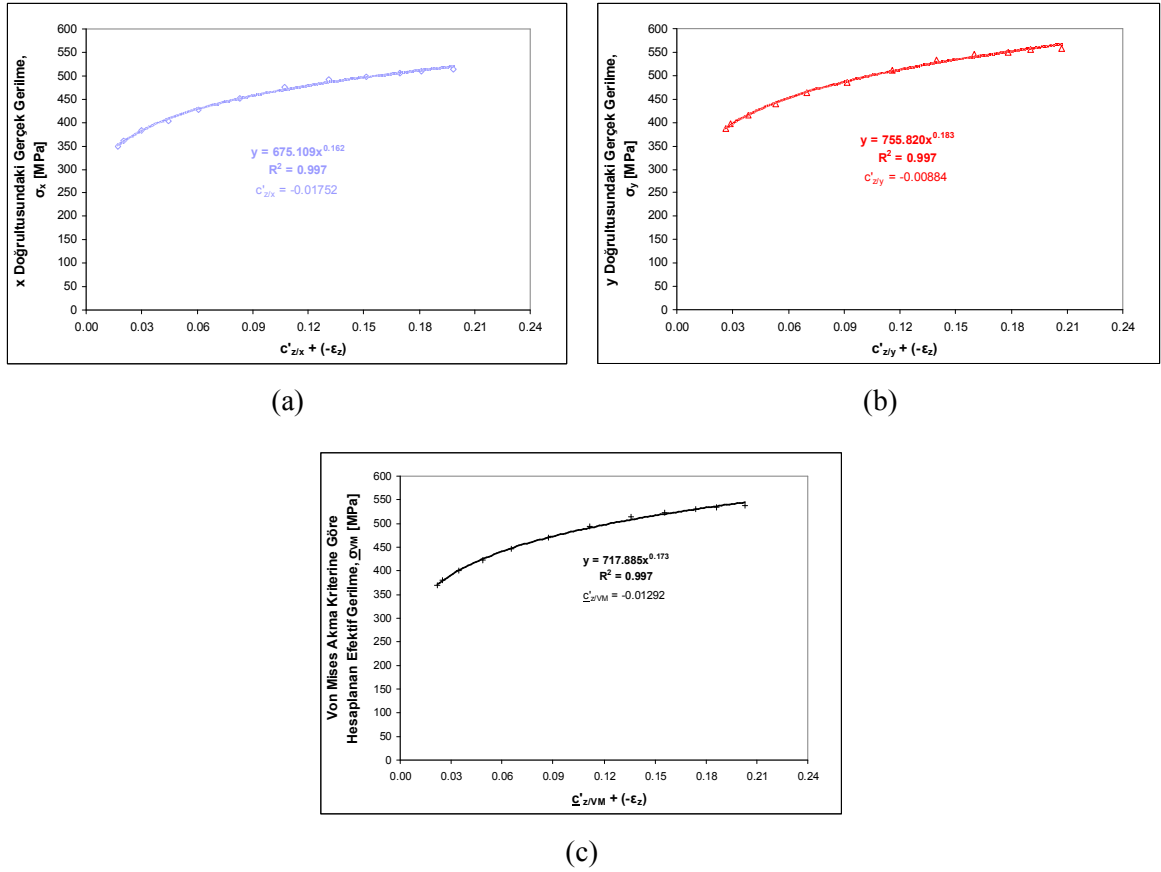
Şekil 3.69 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan şişirme deneyine dair PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan simülasyondan belirlenen değerlere göre parçanın tepe noktası için x (a) ve y (b) doğrultularında elde edilen gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim eğrileri

Sacın şişirilmesi sürecindeki üniform deformasyon alanında, parçaların tepe noktasında kalınlık yönündeki gerçek toplam gerinim ε_z 'in pozitif değerleri ile σ_x [MPa] ve σ_y [MPa] gerilmelerinin değişimine dair bağıntılar (3.155-156) ile verilmiştir (Şekil 3.70a-b). Benzer şekilde, FEM simülasyon verilerine dayanarak üniform deformasyon bölgesinde parçanın tepe noktası için hesaplanan Von Mises efektif gerilmesi $\underline{\sigma}_{VM}$ [MPa] değerlerinin $-\varepsilon_z$ ile gösterdiği değişime dair bağıntı da (3.157) eşitliğindeki gibi elde edilmiştir (Şekil 3.70c).

$$\sigma_x = 675.109 [(-\varepsilon_z) - 0.01752]^{0.162} \quad (3.155)$$

$$\sigma_y = 755.820 [(-\varepsilon_z) - 0.00884]^{0.183} \quad (3.156)$$

$$\underline{\sigma}_{VM} = 717.885 [(-\varepsilon_z) - 0.01292]^{0.173} \quad (3.157)$$



Şekil 3.70 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan şişirme deneyine dair PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan FEM simülasyonundan parçanın tepe noktası için kalınlık doğrultusunda öngörülen gerçek toplam gerinime bağlı olarak x (a) ile y (b) doğrultularında öngörülen gerçek gerilme değerlerinin ve Von Mises efektif gerilmesinin (c) değişimi

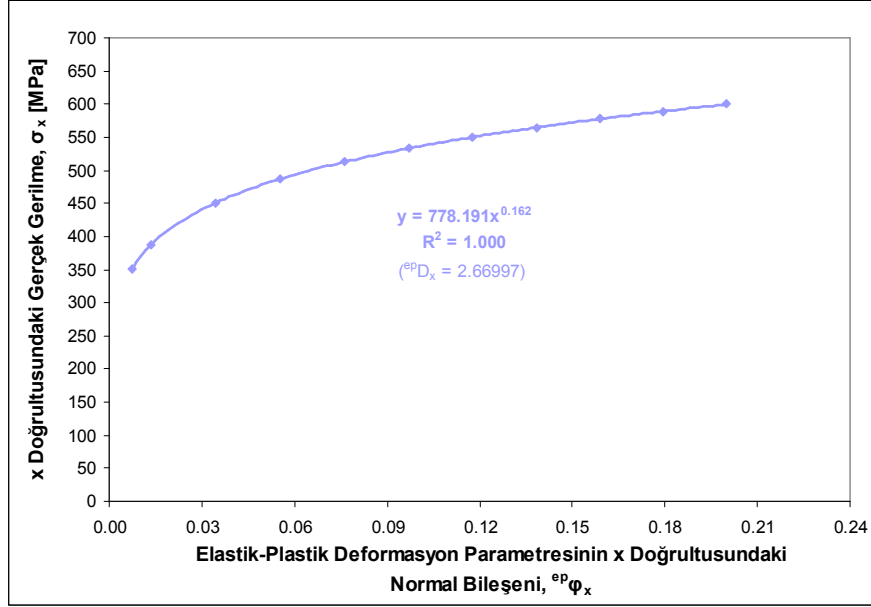
Analizlerden belirlenen bağıntılar eş ϵ_z değerleri için kullanılarak, parçanın tepe noktasında elastik-plastik deformasyon parametresi $^{\text{ep}}\phi$ değerlerinin hesaplanış yöntemi Çizelge 3.15'te verilmiştir. Akma uzamasının (Lüders deformasyonunun) sona erdiği anda öngörülen gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinim değerleri, düzenlenen çizelgenin ilk satırında belirtilmiştir. Üniform deformasyon bölgesindeki $\sigma_y - \epsilon_y$ ve $\sigma_x - \epsilon_x$ bağıntılarından hesaplanan birim hacim için üniform elastik-plastik deformasyon işinin bileşenleri $^{\text{ep}}W_{u-x}$ ve $^{\text{ep}}W_{u-y}$ ile gerçek gerilme σ_x ve σ_y bileşenlerinin üslü regresyonundan $^{\text{ep}}D_x$ ve $^{\text{ep}}D_y$ değerleri elde edilmiştir. Bunlar, sırasıyla 2.66997 Nmm/mm^3 ve 4.20208 Nmm/mm^3 olarak saptanmıştır. Bu durumda, akma noktası uzaması sona erene kadar birim hacim için yapılan elastik-plastik şekil değiştirme işi bileşenleri ($^{\text{ep}}W_{YP/f-x}$ ve $^{\text{ep}}W_{YP/f-y}$) olarak kabul edilen $^{\text{ep}}D_x$ ve $^{\text{ep}}D_y$ değerlerinin toplamı $^{\text{ep}}D$, söz konusu yaklaşıma göre $^{\text{ep}}W_{YP/f}$ olarak alınabilecek; bu da 6.87205 Nmm/mm^3 değeri ile hesaplanacaktır. Parçanın tepe noktası için iki eksenindeki gerilme [MPa] ile $^{\text{ep}}\phi$ arasında elde edilen bağıntılar, grafik olarak Şekil 3.71'de; denklem olarak ise (3.158-159) ile verilmiştir.

Çizelge 3.15 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan şişirme deneyine dair PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan FEM simülasyonundan parçanın tepe noktası için öngörülen gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim bağıntılarına göre elastik-plastik deformasyon parametresinin hesaplanması

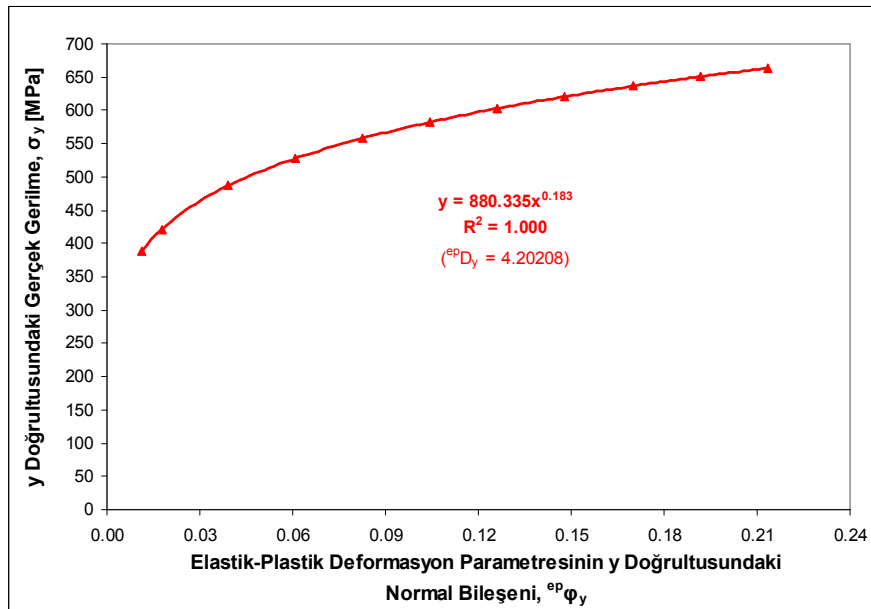
z Eksen		x Eksen					y Eksen							
$-\varepsilon_z$	$\underline{\sigma}_{VM}$	σ_x	ε_x	${}^{ep}W_{u-x}$	${}^{ep}D_x$	${}^{ep}\phi_x$	σ_y	ε_y	${}^{ep}W_{u-y}$	${}^{ep}D_y$	${}^{ep}\phi_y$	${}^{ep}D$	${}^{ep}W_u$	${}^{ep}\phi$
<i>Seçildi</i>	<i>(3.157)</i>	<i>(3.155)</i>	<i>(3.153)</i>	<i>(3.47a) ve (3.153)</i>	<i>Regresyon</i>	<i>(3.49a)</i>	<i>(3.156)</i>	<i>(3.154)</i>	<i>(3.47a) ve (3.154)</i>	<i>Regresyon</i>	<i>(3.49a)</i>	<i>(3.53)</i>	<i>(3.45a)</i>	<i>(3.52)</i>
0.03492	370.940	350.231	0.01745	0	2.66997	0.007	387.804	0.01747	0	4.20208	0.011	6.87205	0	0.019
0.050	405.991	387.486	0.025	2.843		0.014	421.568	0.025	3.006		0.018		5.849	0.031
0.100	470.610	450.632	0.051	13.612		0.035	487.599	0.049	14.263		0.039		27.875	0.074
0.150	509.039	486.589	0.076	25.568		0.055	528.221	0.074	26.774		0.061		52.342	0.116
0.200	537.175	512.496	0.101	38.297		0.076	558.360	0.099	40.139		0.083		78.436	0.159
0.250	559.644	533.001	0.127	51.610		0.097	582.613	0.123	54.167		0.104		105.777	0.201
0.300	578.481	550.090	0.152	65.399		0.118	603.052	0.148	68.741		0.126		134.139	0.244
0.350	594.775	564.807	0.178	79.591		0.138	620.797	0.172	83.782		0.148		163.372	0.286
0.400	609.178	577.772	0.203	94.134		0.159	636.531	0.197	99.233		0.170		193.367	0.329
0.450	622.117	589.387	0.229	108.989		0.179	650.698	0.221	115.051		0.192		224.040	0.371
0.500	633.884	599.926	0.254	124.125		0.200	663.609	0.246	131.202		0.214		255.327	0.414
	MPa	MPa		Nmm/mm ³			MPa		Nmm/mm ³				Nmm/mm ³	

$$\sigma_x = 778.191(\epsilon^p \phi_x)^{0.162} \quad (3.158)$$

$$\sigma_y = 880.335(\epsilon^p \phi_y)^{0.183} \quad (3.159)$$



(a)



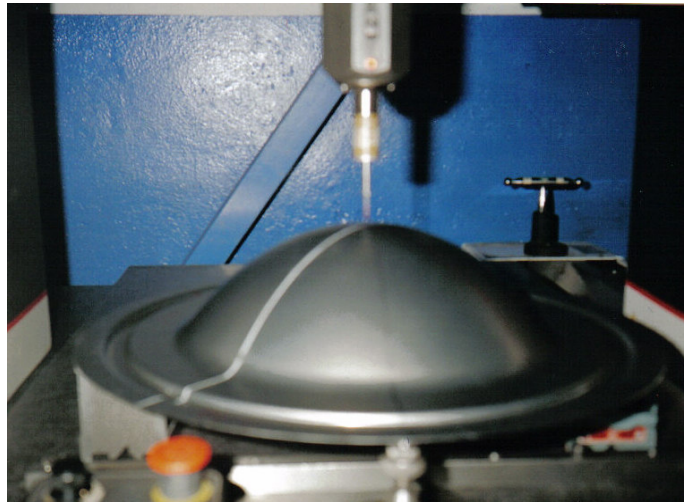
(b)

Şekil 3.71 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın şişirme deneyinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan FEM simülasyonundan parçanın tepe noktasına dair elde edilen verilere göre hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresinin x (a) ve y (b) doğrultularındaki normal bileşenleri ile bu doğrultulardaki gerçek gerilme değerleri arasında saptanan bağıntılar

İncelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki elik sacın viskoz basınç ile farklı yüksekliklere kadar Şişirilmesi ile elde edilen parçalar ve söz konusu parçalarda DEA koordinat lme cihazı ile Şişirme yüksekliklerinin lm Şekil 3.72'de görülmektedir.



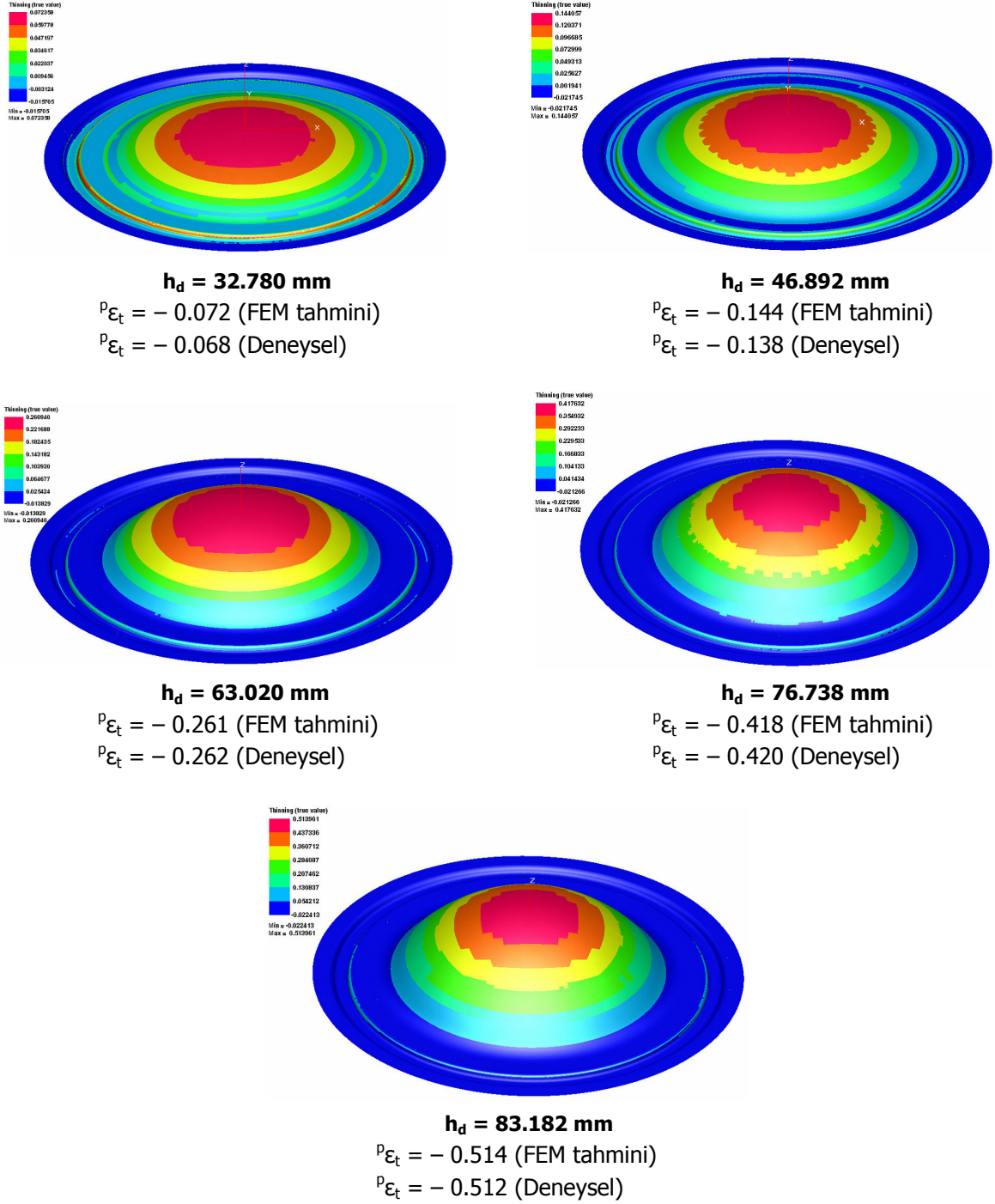
(a)



(b)

Şekil 3.72 İncelenen H 320 LA kalitesindeki elik sac malzemeden viskoz basınç ile çeşitli yükseklik değerlerine kadar Şişirilmiş deney parçaları (a) ve bir parçanın yüksekliğinin koordinat lme cihazı ile ölçümü (b)

Başlangıç itibariyle merkezdeki kalınlığı ölçülen sac taslağın viskoz basınç ile beş farklı h_d yüksekliğine Şişirilmesi ve basıncın boŐaltılmasının ardından, kubbe formlu parçaların tepe noktasında ölçülen kalınlıklardan gerçek plastik gerinim P_{ϵ_t} değerleri hesaplanmıştır. Söz konusu yükseklik değerlerine kadar PAM STAMP 2G simülasyon yazılımı ile yürütülen FE analizlerinden ngrlmŐ olan incelme gerinimi haritaları Şekil 3.73'te verilmiştir. Basıncın boşaltılması sonucu ortaya çıkan geri esnemelerin ardından gözlenen bu gerinimler de plastik olarak değerlendirilmiştir. Şişirilen parçaların tepe noktası için tahmin edilen ve deneylerden belirlenen P_{ϵ_t} değerlerinin karŐılaŐtırması da Şekil 3.73'te görülmektedir.



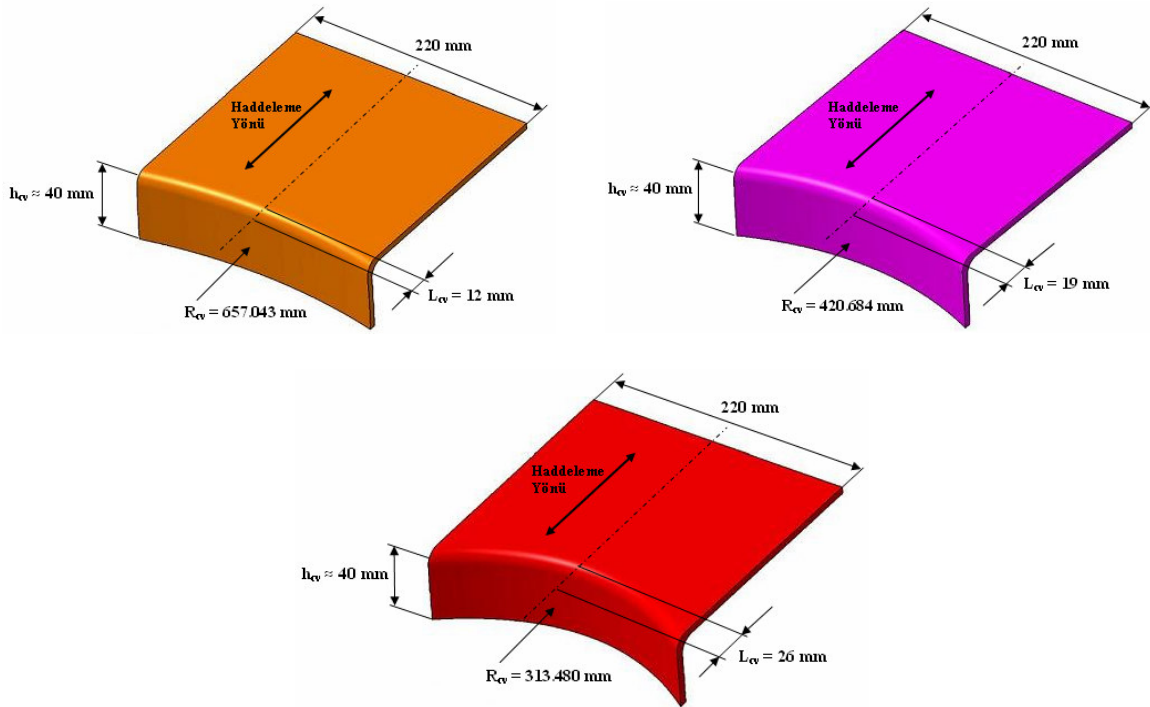
Şekil 3.73 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacdan farklı yüksekliklere kadar viskoz basınç ile şişirilen parçalar için PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından basınç boşaltma sonrası elde edilen gerçek plastik incelme gerinimi haritaları ve tepe noktasında tahmin edilen söz konusu gerinimlerin parçalardan ölçülen kalınlıklara göre hesaplananlar ile karşılaştırılması

Yapılan çalışmada, kubbe formu parçaların tepe noktasında PAM STAMP 2G yazılımının tahmin ettiği gerçek plastik gerinim p_{ϵ_z} değerleri ile deneysel olarak belirlenen değerler arasındaki farkın en fazla ± 0.006 düzeyinde olduğu görülmüştür. Bu derecede küçük farklar, incelme tahminleri açısından FEM simülasyonlarının gayet başarılı olduğunu göstermektedir.

4. UYGULAMALAR

Çalışmamızın son adımında, ele alınarak incelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemede, akma gerilmesi eğrisi ve deformasyona bağlı geri esneme modülü ile ilgili olarak elde edilen deneysel sonuçların ve saptamaların, seçilen konkav kenar bükme işlemlerinde uygulanması amaçlanmıştır. Kenarı konkav formda bükülen saclarda ölçülen geri esneme değerleri ile sonlu elemanlar yöntemi (FEM) tabanlı simülasyonlardan tahmin edilen geri esnemelerin karşılaştırılması tasarlanmıştır. Uygulanan FEM simülasyonlarında, malzemenin elastiklik modülü yerine, bu işlemlerde hesaplanan elastik-plastik deformasyon parametresine göre belirlenen geri esneme modülü değerleri kullanılmış; aynı zamanda, tek eksenli çekme deneyi ve şişirme deneyinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri deneyerek, geri esneme tahminlerinde, parçalar üzerinde ölçülen değerlere yaklaşma adına ulaşılan başarı oranları gözlenmiştir.

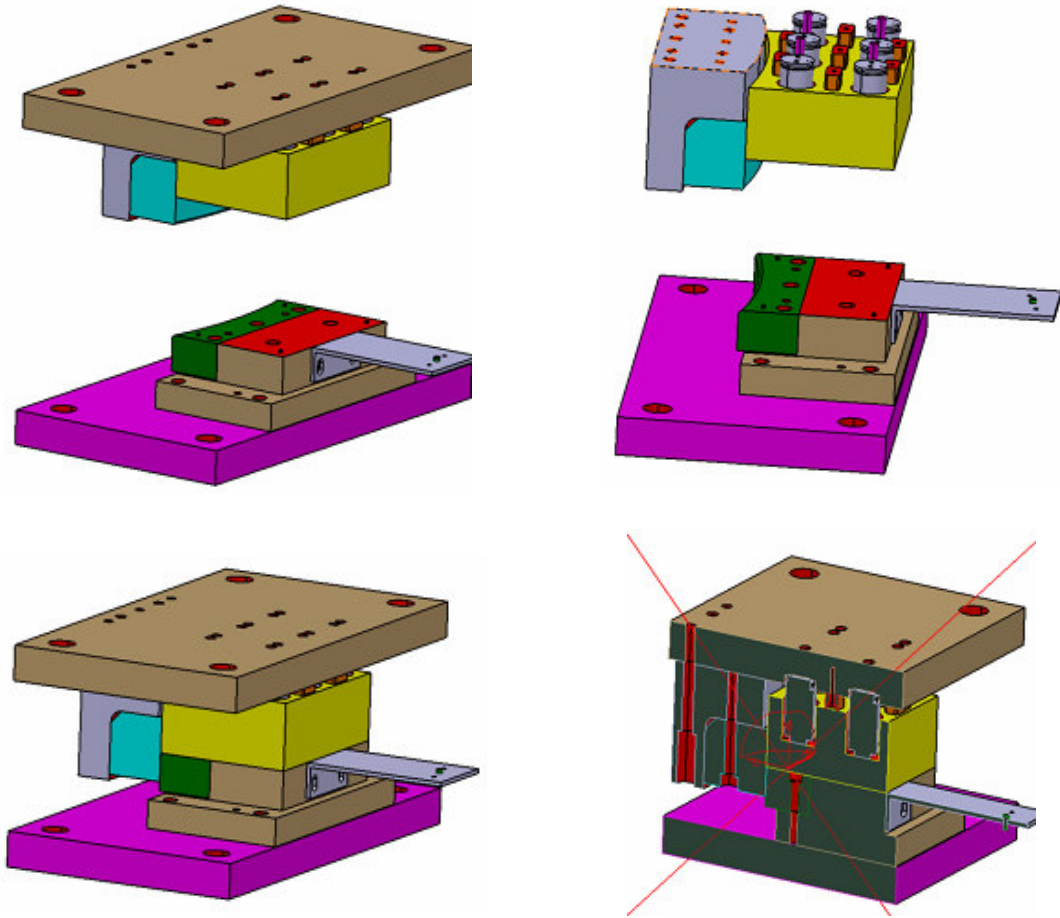
Kenarları konkav formlarda bükülecek parçaların kalıplarında, merkez eksenlerin üzerindeki konkavlık derinlikleri, Şekil 4.1'de de görüldüğü üzere, 12 mm, 19 mm ve 26 mm olarak tasarlanmıştır. Şekillendirilen sac parçaların anılmasında bu değerler kullanılacaktır. Simetri ekseninde söz konusu konkavlık derinliklerine karşılık gelen konkavlık yarıçapları, sırasıyla 657.043 mm, 420.684 mm ve 313.480 mm değerindedir. Üç parça için de büküm kenarı uzunluğunun yaklaşık 40 mm olması öngörülmüştür.



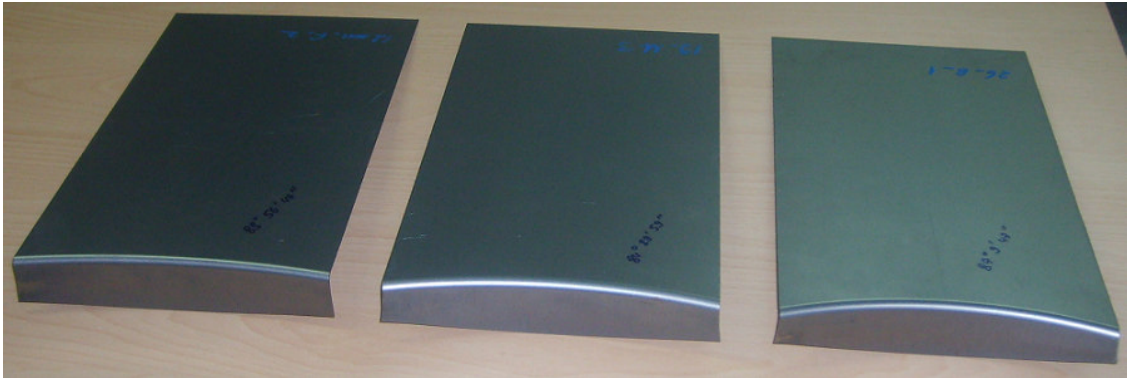
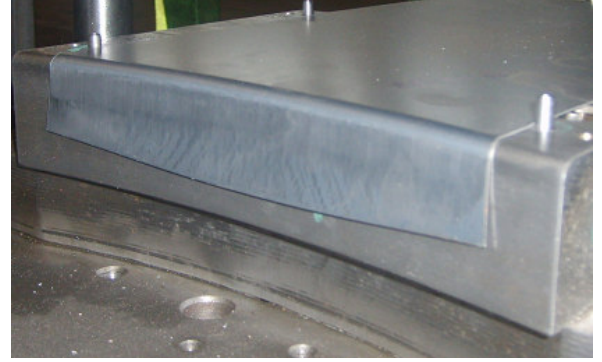
Şekil 4.1 Kenarı konkav formda bükülen sac parçalara dair karakteristik boyutlar

Konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip sac taslağın diğer boyutları 220 mm x 400 mm olarak seçilmiştir. Sac taslaklar, uzun kenarları haddeleme yönüne paralel olacak şekilde levhadan kesilmiştir. Bükme işlemleri, bükülen kenarların merkez eksen üzerindeki teğetleri haddeleme yönüne göre 90°'lik açıda uzanacak şekilde gerçekleştirilmiştir.

Konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılan düzeneğin seti olarak Şekil 4.2'de görülmektedir. Bu sette kullanılan kalıpların profil yarıçapı 5 mm, stampaların profil yarıçapı 3 mm, kalıp ile stampa arasındaki boşluklar ise 1.06 mm olarak seçilmiştir. İşlemlerdeki bastırıcı kuvveti, altı adet gazlı yay (azot silindiri) ile sağlanmıştır. Böylelikle, 4.5 tonluk bir baskı kuvveti elde edilebilmiştir. Sac taslağın kalıp üzerinde merkezlenebilmesi ve büküm kenarlarının istenen uzunlukta elde edilebilmesi amacıyla, kalıplarda yan ve arka dayamalardan faydalanılmıştır. İşlemler, ERMETAL firmasına ait olan 350 tonluk bir hidrolik preste gerçekleştirilmiş ve üç kez tekrar edilmiştir. Kullanılan kalıp setinin prese bağlanmış halde çeşitli açılardan görüşü ve kenarları konkav formda bükülen sac parçaları Şekil 4.3'te verilmiştir.



Şekil 4.2 Konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılan düzeneğin set olarak çeşitli açılardan görünüşleri



Şekil 4.3 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde kullanılan düzeneğin set olarak pres üzerindeki görünüşü ve şekillendirilen parçalar

Kenarı konkav formunda bükülen üç adet parçanın büküm kenarlarında ortaya çıkan geri esnemeler, açısal sapma olarak, DEA koordinat ölçme cihazı ile belirlenmiştir. Geri esneme açısı α_{sb} , bükülen kenarların, parçaların merkez eksenı boyunca alınan kesitindeki açısal değişimi ifade etmektedir (Şekil 4.4).



Şekil 4.4 Kenarı konkav formda bükülmüş sac parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde tanımlanan geri esneme açısı

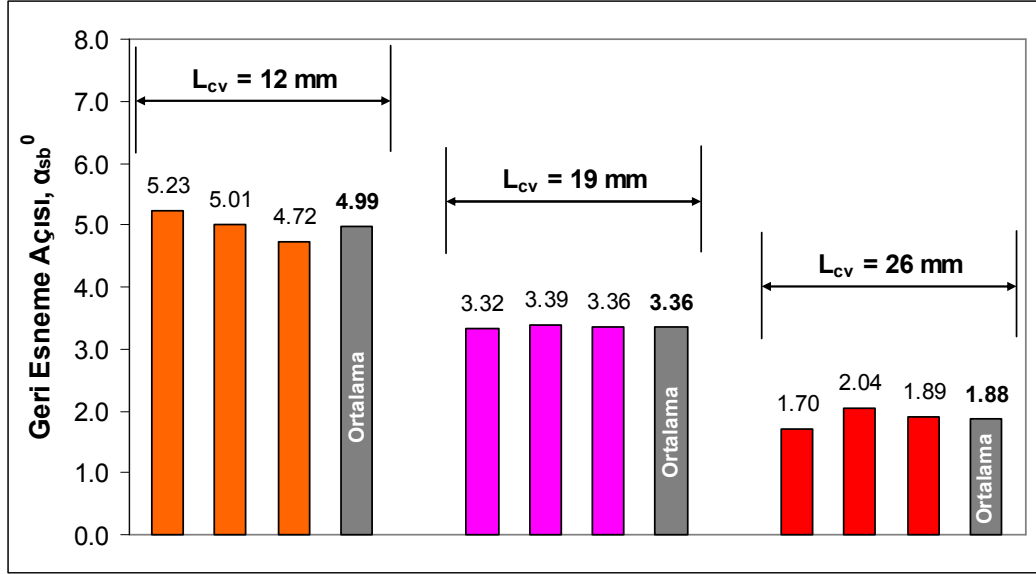
Bükülen kenarların alt kısmından itibaren yaklaşık 11.5 mm'lik mesafede bir kıvrıklaşmanın meydana geldiği gözlenmiştir. Bu nedenle, geri esneme açısı ölçümleri için söz konusu bölge dikkate alınmamıştır. Açı ölçümleri, bükülen kenarlarda büküm kavisinin bitiminden itibaren yaklaşık olarak 25 mm'lik; sacın üst yüzeyinde ise 90 mm'lik uzunluktaki bir hat üzerinde gerçekleştirilmiştir.

Geri esneme açısının pozitif olması, bükülen kenarda açılmayı; negatif olması ise bükülen kenarın kapanmasını ifade etmektedir. Üç parçada ölçülen geri esneme açısı α_{sb} değerleri ve bunların ortalaması Çizelge 4.1'de verilmiştir.

Çizelge 4.1 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde ölçülen geri esneme açıları ve ortalama değerleri

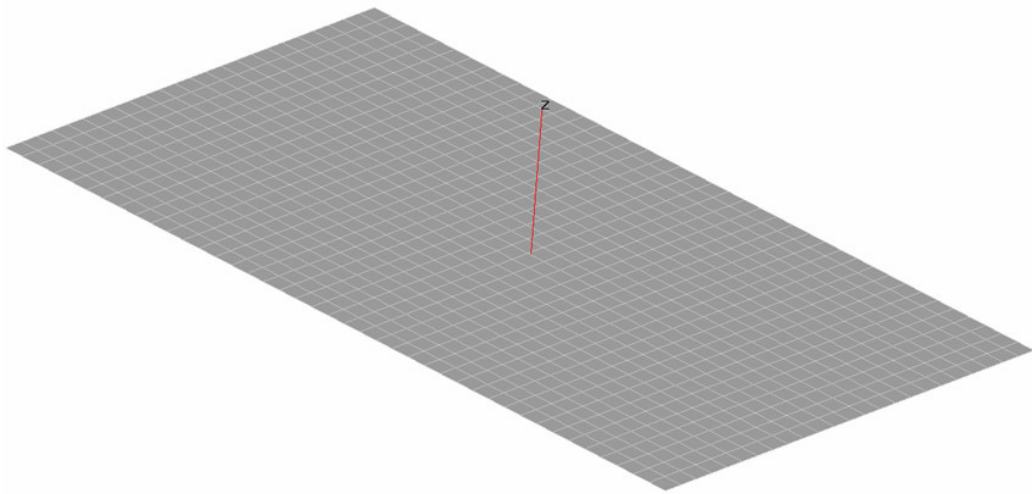
Parça No.	Geri Esneme Açısı, α_{sb}		
	$L_{cv} = 12 \text{ mm}$	$L_{cv} = 19 \text{ mm}$	$L_{cv} = 26 \text{ mm}$
1	5.23^0	3.32^0	1.70^0
2	5.01^0	3.39^0	2.04^0
3	4.72^0	3.36^0	1.89^0
Ortalama	4.99^0	3.36^0	1.88^0

Kenarları üç farklı konkavlık derinliği veya yarıçapı ile bükülmüş olan parçalarda ölçülen geri esneme açıları, ortalama değerleri ile birlikte Şekil 4.5'te karşılaştırılmıştır.



Şekil 4.5 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde ölçülen geri esneme açılarının ortalama değerleri ile birlikte karşılaştırılması

Konkav kenar bükme uygulamalarının ardından, söz konusu şekillendirme işlemlerine dair simülasyon çalışmalarına geçilmiştir. Bu çalışmalar için PAM STAMP 2G sonlu elemanlar (FE) simülasyon yazılımından faydalanılmış ve “explicit” çözüm tekniği tercih edilmiştir. Analizlerde elastik-plastik kabuk (shell) eleman kullanılmış ve eleman geometrisi dörtgen olarak seçilmiştir. Ayrıca, bastırıcı kuvvetinin saca etki etmesi aşamasında “mesh refinement” seçeneği ile elemanlarda beşinci seviyeye kadar incelme sağlanmıştır. Sac taslak üzerinde oluşturulan ağ (mesh) yapısı Şekil 4.6’da görülmektedir.



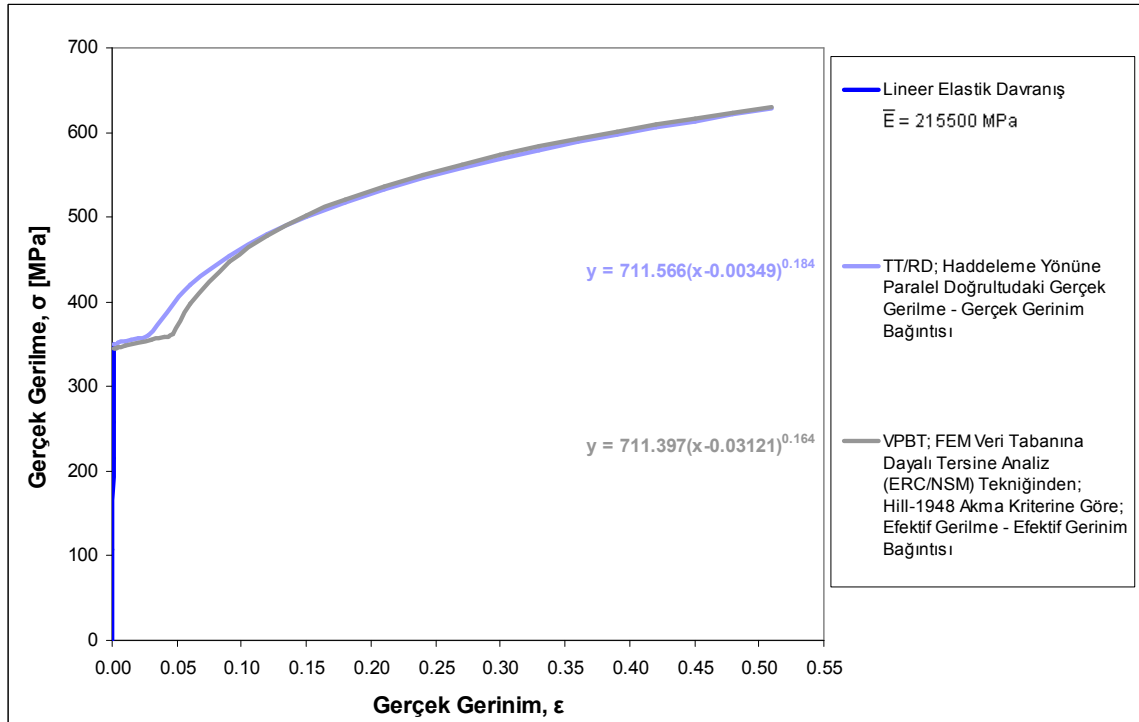
Şekil 4.6 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonları için sac taslak üzerinde oluşturulan ağ yapısı

Simülasyonlar için, malzemenin yoğunluğu $\rho = 7.82 \text{ gr/cm}^3$; Poisson oranı ise $\nu = 0.3$ olarak yazılıma girilmiştir. Sacın plastik anizotropisinin tanıtılmasında ise Hill-1948 akma kriteri esas alınmış; üç yöndeki plastik gerinim oranı değerleri $r_0 = 0.741$; $r_{45} = 1.155$ ve $r_{90} = 0.953$ olarak belirtilmiştir.

Sac ile kalıp, stampa ve bastırıcı yüzeyleri arasındaki Coulomb sürtünme katsayısı $\mu = 0.12$ değeri ile tanımlanmıştır. Bastırıcı kuvveti ise, uygulanan işlemlerde söz konusu olan 45 kN değeri ile tanıtılmıştır.

Malzemenin elastiklik modülü, ilk kademede gerçekleştirilen simülasyonlar için 215500 MPa olarak girilmiştir. Bu değer, haddeleme yönüne göre 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenmiş olan ortalama elastiklik modülü $\bar{E}$ değerini ifade etmektedir.

Simülasyon çalışmalarında, seçilen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sac malzemenin üniform deformasyon bölgesindeki akma gerilmesi eğrisi olarak, tek eksenli çekme deneyinden haddeleme yönüne paralel doğrultuda (TT/RD) elde edilmiş gerçek gerilme – gerçek gerinim bağıntısı ve viskoz basınç ile şişirme deneyinden Hill-1948 akma kriteri esas alınarak belirlenmiş efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısı denenmiştir (Şekil 4.7).



Şekil 4.7 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin FEM simülasyonlarında kullanılan akma gerilmesi eğrileri

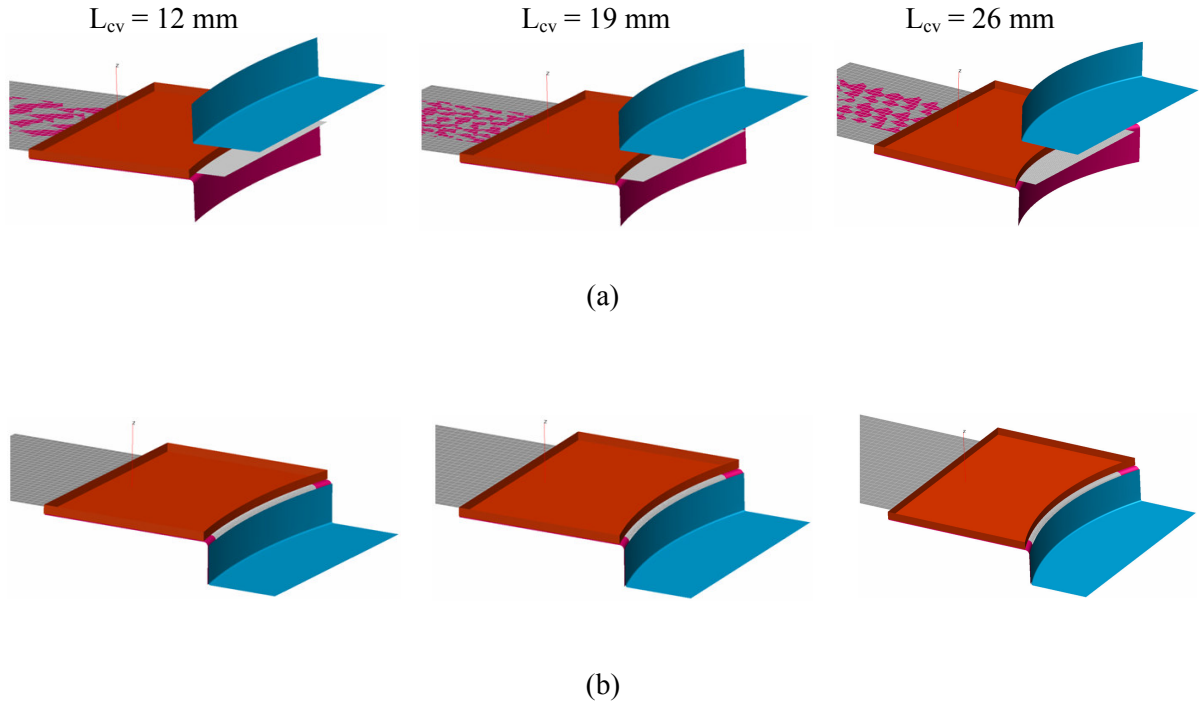
Haddeleme yönüne paralel doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde söz konusu olan akma gerilmesi [MPa] eğrisine ait bağıntının parametreleri Çizelge 3.5’te hesaplanmış olup; bu bağıntı (4.1) ile verilmiştir.

$$\sigma = 711.566(\varepsilon - 0.00349)^{0.184} \quad (4.1)$$

Şişirme deneyi ile ilgili olan eğri, FE analizlerinden elde edilmiş veri tabanına (ERC/NSM yöntemine) göre saptanan ve üniform deformasyon bölgesi için (3.152) ile verilen bağıntıyı ifade etmektedir. Bu grafikte Lüders bölgesinin sona erdiği andaki gerinim değeri, söz konusu teknikte yapılan hesaplamada öngörülen 0.04725 değeri ile alınmış; Lüders sürecinde yükün sabit kaldığı kabul edilmiştir.

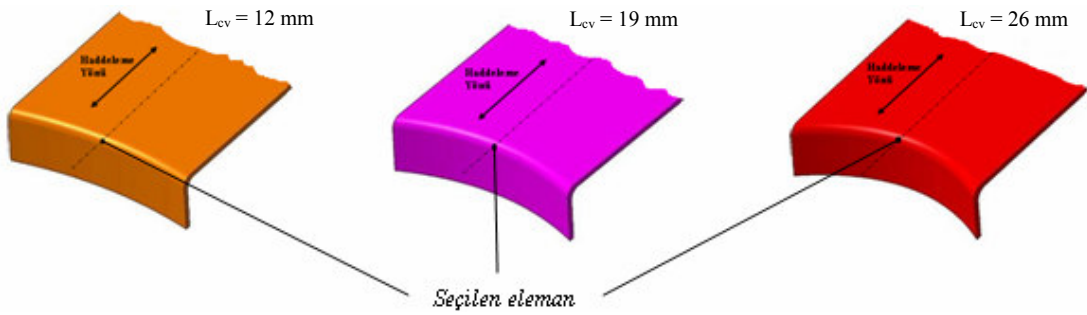
Haddeleme yönüne paralel doğrultudaki tek eksenli çekme deneyine dayanan bağıntıda ise, Lüders bölgesinin sona erdiği andaki gerçek gerinim, bu doğrultudaki deneylerden belirlenen değerlerin ortalaması olan 0.02795 değeri ile alınmış; yine Lüders sürecinde yükün sabit kaldığı kabul edilmiştir.

Konkav kenar bükme işlemlerine dair PAM STAMP 2G yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen simülasyonlarda, başlangıç itibarıyla ve şekillendirme sonunda sac, kalıp, stampa ve bastırıcı yüzeylerinin durumu Şekil 4.8’de görülmektedir.



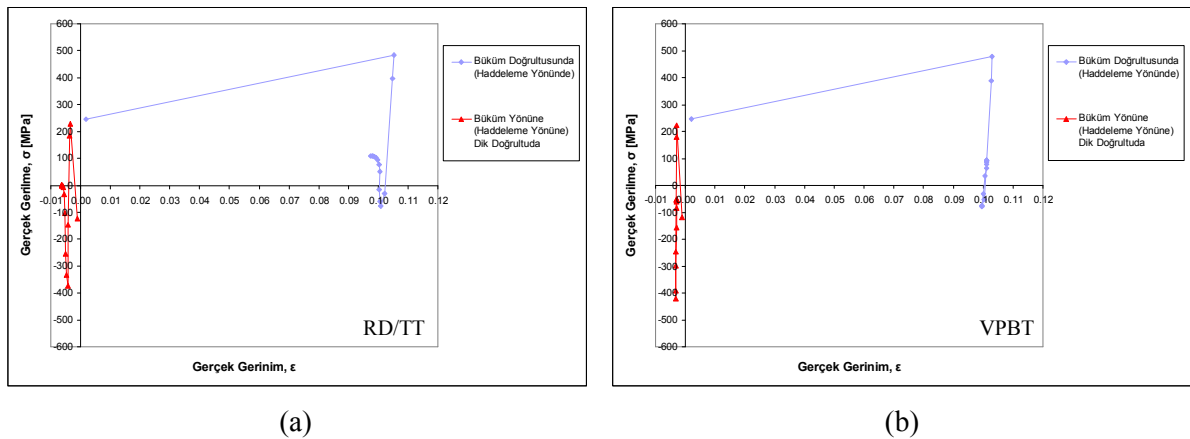
Şekil 4.8 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile FEM simülasyonlarında takım ve sac yüzeylerinin şekillendirme öncesi (a) ve sonrasındaki (b) durumu

Stampanın en alt noktaya inerek kursunu tamamladığı ve kenarı tamamıyla büküldüğü ana kadarki şekillendirme sürecinin çeşitli kademelerinde, parçaların merkez (simetri) eksenini ve büküm kavisinin ortasında yer alan bir elemandan, büküm (haddeleme) doğrultusundaki ve sac yüzeyinde buna dik doğrultudaki gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerleri alınmıştır. Pozisyonu Şekil 4.9’da görülen söz konusu elemanlar için yazılımın öngördüğü değerleriyle alınan bu gerçek gerilme ve gerçek gerinimler, sacın dış yüzeyine ait olan değerlerdir. Sac kalınlığı doğrultusunda herhangi bir gerilmenin etki etmediği kabul edilmiştir.

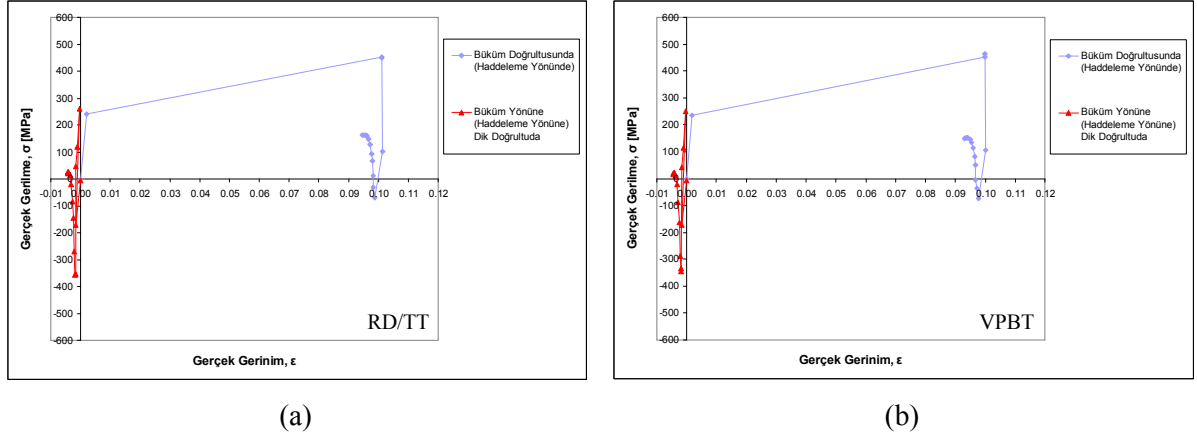


Şekil 4.9 Konkav kenar bükme işlemlerinin FEM simülasyonlarında dış yüzeye ait gerilme ve gerinim değerini almak üzere parçaların merkez (simetri) ekseninde ve büküm kavisinin ortasında seçilen elemanlar

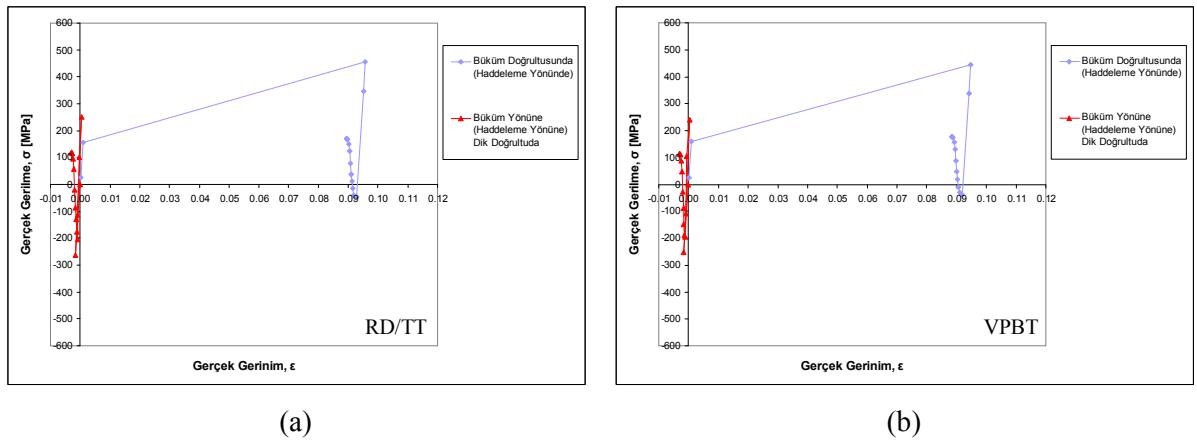
Parçaların üzerinde belirtilen pozisyonda seçilen elemanlar için, sac yüzeyinde birbirine dik olan iki doğrultuda, PAM STAMP 2G ile yürütülen FE analizlerinden öngörülen değerlere dayanarak çizilen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri Şekil 4.10-12’de verilmiştir.



Şekil 4.10 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 12 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemine dair tek eksenli çekme (a) ve şişirme deneyi (b) ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından seçilen nokta üzerinde dış yüzey için haddeleme yönünde ve sac düzleminde buna dik yönde belirlenen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri

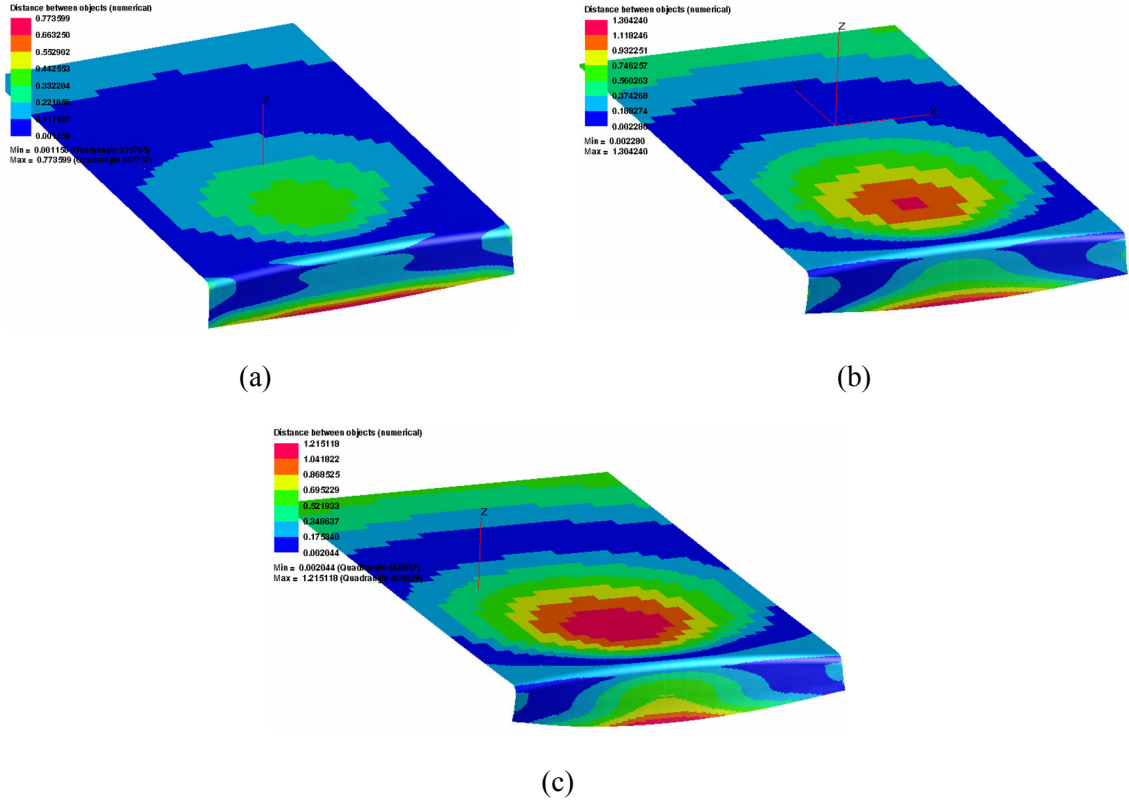


Şekil 4.11 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 19 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemine dair tek eksenli çekme (a) ve şişirme deneyi (b) ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından seçilen nokta üzerinde dış yüzey için haddelenme yönünde ve sac düzleminde buna dik yönde belirlenen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri



Şekil 4.12 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 26 mm’lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemine dair tek eksenli çekme (a) ve şişirme deneyi (b) ile elde edilen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından seçilen nokta üzerinde dış yüzey için haddelenme yönünde ve sac düzleminde buna dik yönde belirlenen gerçek gerilme – gerçek gerinim grafikleri

Üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden belirlenmiş ortalama elastiklik modülü değeri (215500 MPa) ve haddelenme yönündeki tek eksenli çekme deneyinden elde edilen akma gerilmesi eğrisi kullanılmak suretiyle, PAM STAMP 2G yazılımı ile gerçekleştirilen FEM simülasyonlarından öngörülen geri esneme haritaları, birer örnek olarak Şekil 4.13’te verilmiştir. Bunlar, geri esneme ile normal doğrultuda ortaya çıkan deplasmanları ifade eder niteliktedir. Tüm simülasyonlardan elde edilmiş olan haritalar ise Ek 3’te sunulmuştur.



Şekil 4.13 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 12 mm’lik (a), 19 mm’lik (b) ve 26 mm’lik (c) konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işlemlerine dair tek eksenli çekme deneyi ile haddeleme yönünde ortaya konan akma gerilmesi eğrisi ve ortalama elastiklik modülü (215500 MPa) değeri kullanılarak PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarından normal doğrultudaki deplasman olarak elde edilen geri esneme haritaları

Analizlerden öngörülen gerilme – gerinim grafiklerinde, ardışık nokta çiftleri, doğru parçaları ile birleştirilmiştir. Bunların altındaki alanların hesaplanması ile birim malzeme hacmi için yapılan elastik-plastik şekil değiştirme işi ${}^{\text{ep}}W$ değerleri belirlenmiştir. Her iki doğrultu için hesaplanan alan değerlerinin toplamının, yaklaşık olarak $({}^{\text{ep}}D + {}^{\text{ep}}W_u)$ terimine karşılık geldiği kabul edilmiştir. Her bir kademe için yapılan alan hesaplaması ile birim hacim için belirlenen şekil değiştirme işinin, bu adımlarda hesaplanan Von Mises efektif gerilmesi σ_{VM} değerlerine oranlanması ile elastik-plastik deformasyon parametresi ${}^{\text{ep}}\phi$ değerleri elde edilmiştir. Tüm şekillendirme süreçleri için, tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden belirlenen akma gerilmesi eğrileri kullanılarak, PAM STAMP 2G ile yapılan simülasyonlardan hesaplanan maksimum ${}^{\text{ep}}\phi$ değerleri Çizelge 4.2’de görülmektedir. Elde edilen ${}^{\text{ep}}\phi$ değerleri ile (3.89) eşitliği kullanılarak hesaplanan ortalama geri esneme modülü $\bar{E}_{\text{sb}}$ değerleri de aynı çizelgede belirtilmiştir. Hesaplanan bu ortalama modül değerleri, ikinci aşamada yürütülen simülasyon çalışmalarında kullanılmıştır.

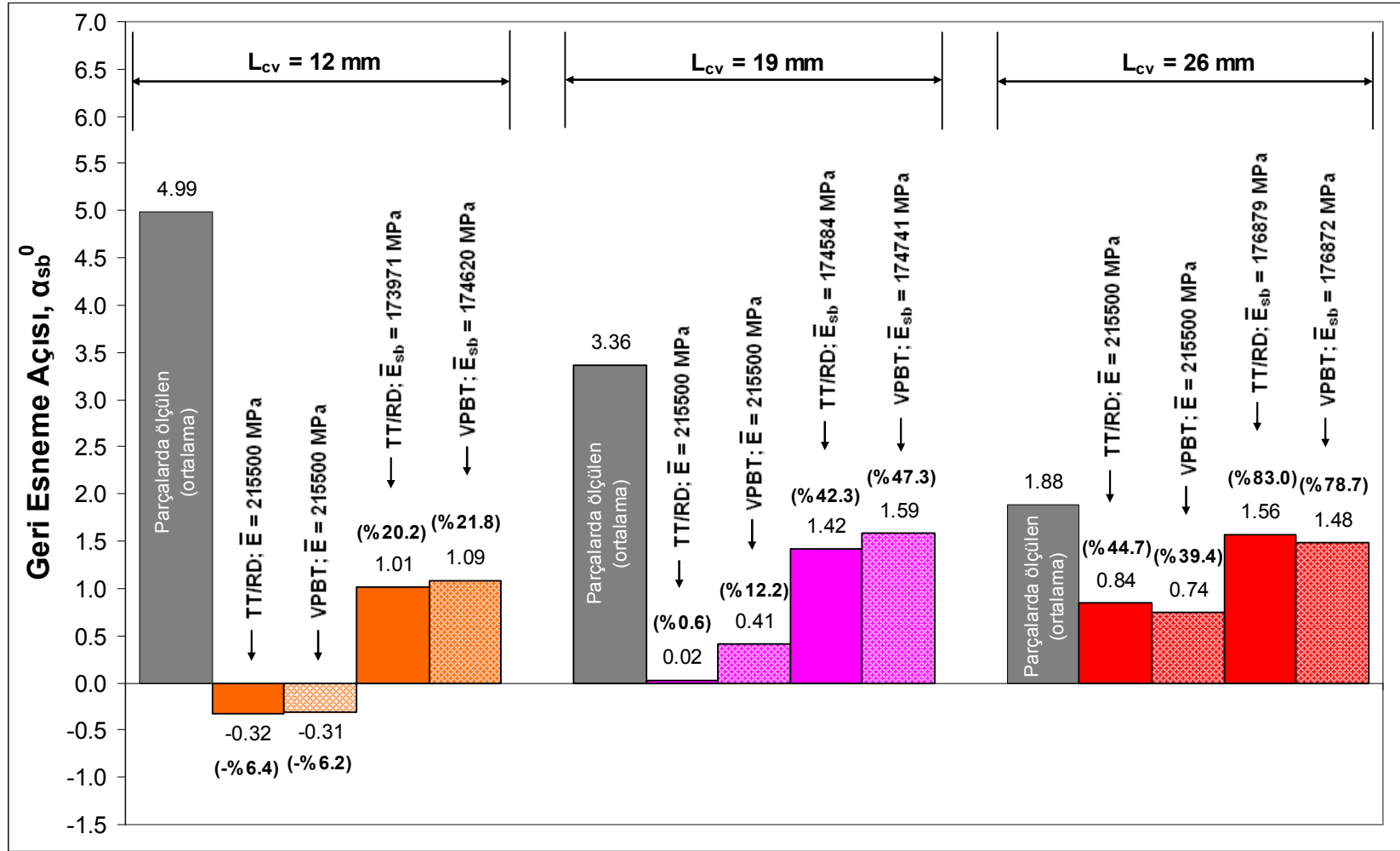
Çizelge 4.2 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarından belirlenen maksimum elastik-plastik deformasyon parametresi ve buna göre hesaplanan ortalama geri esneme modülü değerleri

Akma Gerilmesi Eğrisinin Belirlendiği Deney	$L_{cv} = 12 \text{ mm}$		$L_{cv} = 19 \text{ mm}$		$L_{cv} = 26 \text{ mm}$	
	ϵ^p_{ϕ}	$\bar{E}_{sb} \text{ [MPa]}$	ϵ^p_{ϕ}	$\bar{E}_{sb} \text{ [MPa]}$	ϵ^p_{ϕ}	$\bar{E}_{sb} \text{ [MPa]}$
Tek Eksenli Çekme Deneyi (TT/RD)	0.101	173971	0.096	174584	0.078	176879
Viskoz Basınç ile Şişirme Deneyi (VPBT)	0.096	174620	0.095	174741	0.078	176872

Çalışmamız kapsamında ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacın, tek eksenli çekme deneylerinden 215500 MPa olarak belirlenmiş ortalama elastiklik modülü değeri kullanılmak suretiyle PAM STAMP 2G yazılımı ile yapılan simülasyonlarda, parçanın merkez (simetri) ekseninde geri esneme sonucu ortaya çıkan açısal değişimler Çizelge 4.3'te sunulmuştur. Deformasyon parametresine göre hesaplanan ve Çizelge 4.2'de verilen ortalama geri esneme modülleri ile yürütülen FEM simülasyonlarından tahmin edilen geri esneme açıları da Çizelge 4.3'te sunulmuş; böylelikle, ortalama elastiklik modülü kullanılmak suretiyle tahmin edilen açılar ile karşılaştırma olanağı sağlanmıştır. Söz konusu çizelgede belirtilen geri esneme açısı değerlerinin altında, uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinde parçaların üzerinde aynı konumda ölçülen ve Çizelge 4.1'de verilen geri esneme açılarına yaklaşma adına, FEM simülasyonlarında sağlanan başarı oranları yüzdesel ifade ile belirtilmiştir. Aynı karşılaştırmalar Şekil 4.14'te grafiksel olarak yapılmıştır.

Çizelge 4.3 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerine dair elastiklik modülü değeri ve akma gerilmesi eğrisi değiştirilerek PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarından parçaların merkez (simetri) eksenindeki kesitinde belirlenen geri esneme açıları ve simülasyon sonuçlarının parçalar üzerinde ölçülen geri esneme açılarına yaklaşma düzeyine göre ortaya çıkan başarı oranları

Akma Gerilmesi Eğrisinin Belirlendiği Deney	$L_{cv} = 12 \text{ mm}$		$L_{cv} = 19 \text{ mm}$		$L_{cv} = 26 \text{ mm}$	
	$\bar{E} = 215.5 \text{ GPa}$	$\bar{E}_{sb} = f(\epsilon^p_{\phi})$	$\bar{E} = 215.5 \text{ GPa}$	$\bar{E}_{sb} = f(\epsilon^p_{\phi})$	$\bar{E} = 215.5 \text{ GPa}$	$\bar{E}_{sb} = f(\epsilon^p_{\phi})$
Tek Eksenli Çekme Deneyi (TT/RD)	-0.32^0 -% 6.4	1.01^0 % 20.2	0.02^0 % 0.6	1.42^0 % 42.3	0.84^0 % 44.7	1.56^0 % 83.0
Viskoz Basınç ile Şişirme Deneyi (VPBT)	-0.31^0 -% 6.2	1.09^0 % 21.8	0.41^0 % 12.2	1.59^0 % 47.3	0.74^0 % 39.4	1.48^0 % 78.7



Şekil 4.14 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca merkez eksen üzerinde 12 mm'lik, 19 mm'lik ve 26 mm'lik konkavlık derinliğine sahip kalıplarda uygulanan kenar bükme işlemlerine dair akma gerilmesi eğrisi ve elastiklik modülü değeri değiştirilerek PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarında geri esneme tahminleri açısından sağlanan başarı oranlarının karşılaştırılması

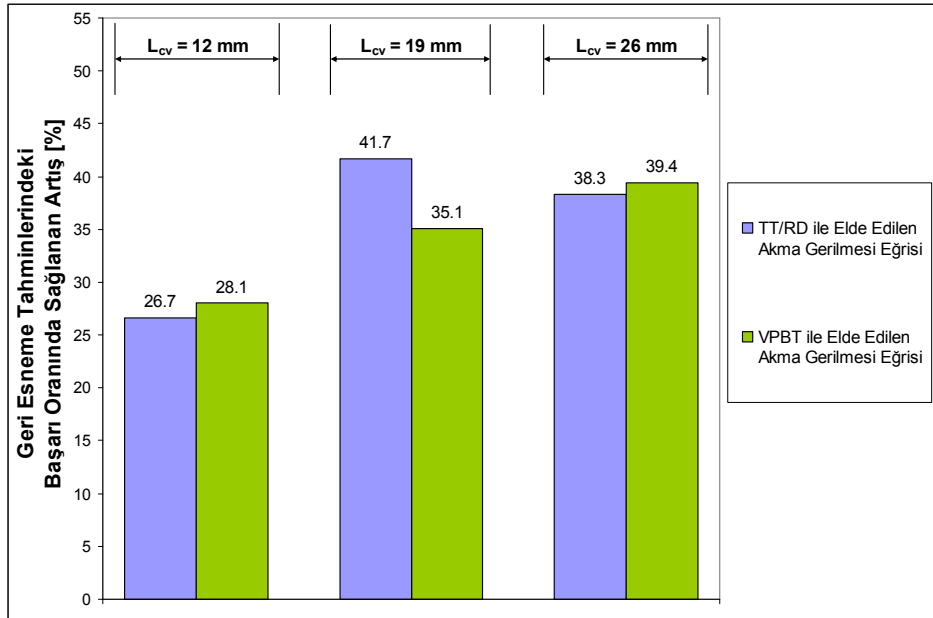
Merkez eksen üzerinde 12 mm'lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta gerçekleştirilen kenar bükme uygulamasının PAM STAMP 2G ile yapılan simülasyonlarında, haddeleme yönündeki tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri ile beraber ortalama elastiklik modülünün kullanılması durumunda, geri esneme açıları, ölçülenler ile ters yönde (negatif değerlerde) tahmin edilmiştir. Ancak, elastik-plastik deformasyon parametresi değerlerine göre hesaplanan ortalama geri esneme modüllerinin kullanılması durumunda, geri esneme açıları, parçalarda ölçülen yöne (pozitif değerlere) dönmüştür. Modülün değiştirilmesi yoluyla analizlerdeki geri esneme tahmininde ortaya çıkan başarı oranları karşılaştırıldığında, tek eksenli çekme deneyinden belirlenmiş olan akma gerilmesi eğrisinin kullanıldığı durumda $- \% 6.4$ 'ten $\% 20.2$ düzeyine, yaklaşık olarak $\% 26.5$ 'lik bir iyileştirmenin; şişirme deneyinden belirlenen akma gerilmesi eğrisi kullanıldığında da $- \% 6.2$ 'den $\% 21.8$ düzeyine, $\% 28$ 'lik bir iyileştirmenin sağlandığı görülecektir.

Merkez eksen üzerinde 19 mm'lik derinliğine sahip kalıpta gerçekleştirilen konkav kenar bükme uygulamasının aynı yazılım ile yürütülen analizlerinde ise, haddeleme yönündeki tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri ile beraber ortalama elastiklik modülünün kullanılması durumunda, geri esnemeler, parçalarda ölçülenler ile aynı yönde (pozitif değerler ile) tahmin edilmiştir. Bununla birlikte, ortalama elastiklik modülü yerine elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan ortalama geri esneme modülü değerleri kullanıldığında, geri esneme tahminlerinde, ölçülen sonuçlara bir miktar daha yaklaşıldığı gözlenmiştir. Modülün değiştirilmesi ile geri esneme tahminine yönelik başarı skalası üzerinde, tek eksenli çekme deneyinden belirlenen eğri kullanıldığında $\% 0.6$ 'dan $\% 42.3$ 'e, yaklaşık $\% 41.5$ düzeyinde bir iyileşme; şişirme deneyinden belirlenen eğri kullanıldığında ise, $\% 12.2$ düzeyinden $\% 47.3$ düzeyine, yaklaşık $\% 35$ 'lik bir iyileşme kaydedilmiştir.

Merkez eksen üzerinde 26 mm'lik konkavlık derinliğine sahip kalıpta uygulanan kenar bükme işleminin PAM STAMP 2G ile gerçekleştirilen simülasyonlarında, haddeleme yönündeki tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri ile beraber, ortalama elastiklik modülünün kullanılması durumunda, geri esneme açılarının, parçalarda ölçülenler ile aynı yönde (pozitif değerler ile) tahmin edildiği görülmüştür. Bununla birlikte, önceki işlemlerde olduğu gibi, modül değerlerinin değiştirilmesi yoluyla geri esneme açısı tahminlerindeki başarı oranlarında belli artışlar kaydedilmiştir. Ortalama elastiklik modülü yerine, elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan ortalama geri esneme modülü değerleri girilerek yürütülen simülasyonlardan tahmin edilen geri esneme açıları karşılaştırılırsa, tek eksenli çekme deneyi ile belirlenen akma gerilmesi eğrisinin kullanılması

durumunda % 44.7'den % 83.0 düzeyine, yaklaşık % 38.5 oranında bir iyileştirmenin; şişirme deneyinden belirlenen eğri kullanıldığında ise, % 39.4'ten % 78.7 düzeyine, yaklaşık % 39.5 oranında bir iyileştirmenin sağlandığı gözlenmiştir.

Ele alınarak incelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacın deneysel olarak saptanmış ortalama elastiklik modülü 215500 MPa değeri yerine, elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan ortalama geri esneme modüllerinin kullanılması ile geri esneme tahminlerindeki başarı oranında sağlanan artışlar Şekil 4.15'te görülmektedir. Tahminlerde bu yolla sağlanan iyileştirme, konkavlığın derinliği ve kullanılan akma gerilmesi eğrisine bağlı olarak, yaklaşık % 26.5 ile % 41.5 arasında değişim göstermektedir.



Şekil 4.15 İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik saca uygulanan konkav kenar bükme işlemlerinin PAM STAMP 2G yazılımı ile yürütülen FEM simülasyonlarında ortalama elastiklik modülü değeri yerine elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan geri esneme modüllerinin kullanılması suretiyle geri esneme tahminlerindeki başarı oranında gözlenmiş olan artışlar

Ortalama elastiklik modülü yerine elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan ortalama geri esneme modülü değerlerinin esas alınması halinde, merkez eksen üzerindeki konkavlık derinliği 12 mm olan kalıpta kenarı bükülen parçaya dair simülasyonlarda, tek eksenli çekme deneyi ve viskoz basınç ile şişirme deneyinden elde edilen akma gerilmesi eğrilerinin geri esneme tahminleri açısından birbirine yakın sonuçlar sağladığı, tahminlerdeki başarı oranları arasındaki farkın da % 1.5 gibi küçük bir düzeyde olduğu görülmüştür. Merkez eksenindeki konkavlık derinliği 19 mm olan kalıpta kenarı bükülen parça için, şişirme deneyine

dayalı eğrinin gerçeğe daha yakın sonuçlar sağladığı ve geri esneme modülü değeri ile beraber kullanılması durumunda, tek eksenli çekmeden elde edilen eğriye kıyasla % 5 oranında daha başarılı bir sonuç sunduğu saptanmıştır. Merkezdeki eksende konkavlık derinliği 26 mm olan kalıpta kenarı bükülen parça için ise bunun tam tersi bir durum gözlenmiştir. Hesaplanan geri esneme modülü ile birlikte tek eksenli çekme deneyinden elde edilen eğrinin kullanılması sonucunda, şişirme deneyi ile belirlenen eğrinin kullanıldığı simülasyona göre, geri esneme tahmininde yaklaşık % 4.5 düzeyinde daha yüksek bir başarı kaydedilmiştir.

Konkav kenar bükme işlemi olarak seçilen uygulamalarda, parçaların merkez (simetri) ekseninde ve büküm kavisinin ortasında bir eleman alınarak, bu eleman için FE analizlerinden öngörülen gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerlerine göre elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri belirlenmiş; analizlerde kullanılan ortalama geri esneme modülü de belirlenen bu değerlere göre hesaplanmıştır. Yazılıma elastiklik modülünün tek ve sabit bir değer olarak tanıtılması nedeniyle, söz konusu işlemlerin, parçaların merkez ekseninde bükme momenti hesaplaması için en uygun bölgede seçilmiş bir eleman ile yürütülmesi ve geri esnemenin bu simetri hattı üzerinde değerlendirilmesi şeklinde pratik bir yaklaşımda bulunulmuştur. Oysa deformasyon parametresi ve geri esneme modülü, parçaların farklı bölgelerinde farklı değerlere sahip olacaktır. Dolayısıyla, birim hacim için şekil değiştirme işinin ve deformasyon parametresinin parça üzerindeki tüm elemanlar için hesaplanması; bu değerlere göre de her bir eleman için hesaplanan geri esneme modülleri ile işlemlerinin yürütülmesi, ortaya çıkan geri esnemelerin tahmini açısından daha uygun bir yöntem olarak değerlendirilmektedir.

5. SONUÇLAR

Soğuk haddeleme sonrası tavllanmış yapıda ve kaplamasız rulo halinde temin edilen, yüksek dayanımlı düşük alaşımlı (HSLA, High-Strength Low-Alloy) çelikler sınıfında yer alan ve üretici firma ERDEMİR tarafından nominal kalınlığı 1.01 mm olarak verilen H 320 LA kalite standardındaki sac malzeme ile gerçekleştirilen metodolojik çalışma, geri esneme üzerine etki eden temel bazı malzeme özelliklerinin belirlenmesine yönelik, tek eksenli çekme ve viskoz basınç altında gerçekleştirilen şişirme deneyleri ile yürütülmüştür.

Deneysel çalışmaların ardından, uygulama ile ilgili son aşamaya geçilmiştir. Uygulama olarak konkav kenar bükme işlemi seçilmiştir. Burada, ele alınan sac malzeme üzerinde yürütülen deneylerden saptanan sonuçların, sonlu elemanlar yöntemi (FEM) tabanlı simülasyonlarda kullanılması suretiyle, kenarı konkav formlarda bükülen parçalarda ölçülen açısız geri esneme değerlerine yaklaşma adına sağlanan başarı oranının gözlenmesi amaçlanmıştır. Simülasyon çalışmaları için PAM STAMP 2G yazılımından faydalanılmıştır. Sac malzemenin elastiklik modülü olarak yazılıma tanıtılan ortalama geri esneme modülü değerleri ile tek eksenli çekme deneyi ve şişirme deneyinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri, uygulamalar için seçilen parametreleri ifade etmektedir.

Çalışmamızda incelenen 1.01 mm'lik nominal kalınlık değerine sahip H 320 LA kalitesindeki çelik sacda tek eksenli çekme deneylerinin tümü, haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda yürütülmüştür.

Tek eksenli çekme deney serilerine, başlangıç yüklemesi sürecinde deney yazılımının elastiklik (Young) modülü olarak sunduğu değerlerin belirlenmesine yönelik çalışma ile başlanmıştır. Söz konusu değerler için, uygulanan zorlamanın statik tek eksenli çekme olması ve gerinim ölçümündeki doğruluk ve hassasiyet açısından muhtemel olumsuzluklar gözönüne alınarak, efektif modül terimi kullanılmıştır. Deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat başlangıç yüklemesindeki efektif modül olarak nitelenen değerlerin tekrarlanmış deneyler için ortalamaları hesaplandığında, bunların, haddeleme yönüne göre 0^0 'lik doğrultuda 209 GPa; 45^0 'lik doğrultuda 204.5 GPa; 90^0 'lik doğrultuda ise 243 GPa değerleri ile ifade edilebileceği anlaşılmıştır.

Söz konusu modül değerleri, düşük karbonlu yüksek dayanımlı çelik sac malzeme üzerinde Choi ve Chin (2006) tarafından yapılan çalışmada farklı tekstür bileşenleri için belirlenen elastiklik modülleri ile karşılaştırılmış ve bu çeliklerde tipik olduğu ifade edilen α -lifi ve γ -lifi yönlenmelerinin tekstür bileşenleri içerisinde, özellikle α -lifi bileşenlerine dair, elastik kendi içinde tutarlı model çerçevesinde öngörülen modül değerlerine yakın bulunmuştur. Anılan

çalışmada, α -lif yönlenmesini ifade eden $\{001\}<110>$ ve $\{112\}<110>$ tekstür bileşenleri ile γ -lif yönlenmesini ifade eden $\{111\}<110>$ ve $\{111\}<112>$ tekstür bileşenlerine dair ortalama bir yaklaşıma gidildiğinde, elastik kendi içinde tutarlı modele göre elastiklik modüllerinin sac düzlemindeki ortalaması 217.5 GPa olarak belirmiştir. İncelenen H 320 LA kalitesindeki çelik sacda, başlangıçtaki tek eksenli çekme yüklemesinde saptanan ve efektif modül olarak anılan değerlerin yönsel ortalaması ise 215.5 GPa değeri ile hesaplanmıştır. Bu iki değer birbirine yakınlığına dayanarak, tek eksenli çekme yüklemesinde başlangıçta ölçülen ve efektif modül terimi ile anılan değerlerin sac düzlemindeki ortalamasının, malzemenin ortalama elastiklik modülü olarak alınmasında bir sakınca görülmemiştir.

Tek eksenli çekme deneylerinde yüklemeler, üniform deformasyon bölgesinde belli gerinim düzeylerine kadar sürdürülmüş olup; bu noktalardan itibaren yük boşaltmalar yapılmıştır. Yük boşaltmaya başlanan nokta ile yük tamamen boşaltıldığında numunede çekme doğrultusunda kalan plastik gerinimi eksende temsil eden nokta arasındaki gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerleri arasında uygulanan lineer regresyondan belirlenen eğimler, geri esneme modülü olarak tanımlanmıştır. Yükün boşaltılmasıyla numune üzerinde kalan plastik (ön) gerinim düzeylerinden itibaren tekrar yapılan tek eksenli çekme yüklemelerinde de deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu fakat efektif olarak nitelenen modül değerleri belirlenmiştir.

Tek eksenli çekme yüklemesinde ölçülen efektif modül ve yük boşaltmada yine efektif olarak belirlenen geri esneme modülünün, çekme yönündeki gerinim ile üslü fonksiyonlara uyarak üç doğrultuda da azaldığı görülmüştür. Üniform deformasyon bölgesinin sonlarında, yükleme süreçlerinde ölçülen efektif modül değerinin, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultuda yaklaşık 168.5 GPa düzeyine; 45^0 'lik doğrultuda yaklaşık 164.5 GPa düzeyine; 90^0 'lik doğrultuda ise yaklaşık 174.5 GPa düzeyine kadar düştüğü gözlenmiştir. Tek eksenli yüklemelerdeki efektif modüle göre, aynı gerinim düzeylerinden yapılan yük boşaltmalarda belirlenen geri esneme modülü değerleri arasındaki en büyük farkın, geri esneme modülü daha yüksek olmak üzere, haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda ortaya çıktığı görülmüştür. Bu doğrultuda, geri esneme modülü değerlerinin yüklemedeki efektif modüle göre farklılaşmasının, üniform deformasyon bölgesinde gerçek çekme geriniminin düzeyine bağlı olarak, % 0.8 ile % 1.7 arasında değiştiği saptanmıştır. Diğer iki doğrultuda farklar daha küçük (en fazla % 1.0 düzeyinde) olup; düşük gerinim miktarlarında daha düşük değerlerde olan geri esneme modülünün, artan gerinim ile yüklemedeki efektif modül değerlerini az da olsa aştığı gözlenmiştir. Bu veriler çerçevesinde, çekme doğrultusundaki eş gerinim düzeyleri için, yükleme ve yük boşaltmalardaki efektif modüllerin eş değerlerde kabul edilmesinin, geri esneme tahminleri bakımından önemli bir hataya yol açmayacağı düşünülmektedir.

Efektif modüllerin çekme yönündeki gerinim ile sergilediği düşüş eğiliminin açıklanmasında, Cleveland ve Ghosh (2002) ile Luo ve Ghosh (2003) tarafından yapılmış olan yorumlamalar benimsenmiştir. Buna göre, yük boşaltma ile birlikte önce mobil dislokasyonların anlık ters yönde hareketi veya ters kavislenmesi; daha sonra tane ve alt taneler içinde deformasyonda oluşmuş bariyerler önünde yığılan dislokasyonların serbest kalarak hareket etmesi; yük boşaltmanın ilerleyen aşamalarında da alt yapıyı oluşturan hücre duvarları veya düğümlerde karşılıklı ikizlenmiş dislokasyonlarda, bunların arasındaki iç itme kuvvetlerinden ötürü ortaya çıkan gevşeme ve bozulmalar ile daha fazla mobil dislokasyonun serbest kalarak hareket etmesi, söz konusu süreçte gerilme – gerinim bağıntısının elastik dışı bir etkiye dayalı olarak lineer davranıştan sapmasına neden olmaktadır. Sac malzemeye uygulanan deformasyon ile mobil ve ağ içerisindeki dislokasyonların yoğunluğu arttığından, yük boşaltmalarda anelastik etki olarak da değerlendirilebilen ve elastik geri dönüşe ilave olan mikroplastik gerinimlerin miktarı artmaktadır. Sonuç itibariyle, deformasyon ile dislokasyon yoğunluğunda ortaya çıkan artışlar, yük boşaltma ve sonraki yükleme süreçlerinde söz konusu olan efektif modüllerin, elastiklik modülünden daha düşük değerlerde gözlenmesine yol açmaktadır.

Tek eksenli çekme deneylerinde yükleme, üniform deformasyon bölgesinde yük boşaltma ve tekrar yükleme şeklinde uygulanan çevrimlerin adımları arasında, numune kesit alanının ölçülmesi ve ölçüm uzunluğunun video ekstensometre ile manüel olarak saptanması amacıyla, 5-10 dakikalık duraksamalar yaşanmıştır. Bu kısa sürede arayer karbon ve azot atomlarının dislokasyonlara göç ederek, modül değerlerine herhangi bir toparlanma etkisi oluşturmadığı, Morestin ve Boivin (1996) tarafından belirtilen sürelerle dayanarak tahmin edilmiştir.

Anelastik ya da geri dönebilen mikroplastik gerinimlerin yanı sıra, uygulanan deformasyon ile malzeme yapısındaki mikroçatlakların büyümesi sonucunda malzemenin rijitliğinde gözlenen zayıflamanın, gevrek bir malzemedeki kadar olmasa da incelenen sac malzemeye, özellikle de haddeleme yönüne 90^0 'lık doğrultu için belli oranda yansıdığı düşünülmektedir. Malzemenin haddelenmesinde, yapıda inklüzyon, boşluk, empürite, sekonder faz gibi süreksizlik arz eden unsurların haddeleme yönünde dizilmesi ve/veya ezilerek uzaması ile ortaya çıkan mekanik anizotropinin (liflenmenin), haddeleme yönüne dik doğrultudaki sünekliğe olumsuz etkide bulunduğu bilinmektedir. Başlangıç yüklemesinde ölçülen modül ile üniform deformasyon bölgesinin sonlarında ölçülen modül değeri arasındaki en keskin farkın haddeleme yönüne 90^0 'lık doğrultuda gözlenmesinde, dislokasyon yoğunluğuna bağlı mikroplastisitedeki artışın yanı sıra, bu doğrultudaki zorlama altında, süreksizliklere bağlı mikroçatlak veya boşlukların deformasyon ile büyümesinin diğer yönler göre daha fazla olması ve rijitliği daha fazla zayıflatması ihtimalini akla getirmektedir.

Modül değerlerini belirleme ile ilgili çalışmaların tamamlanmasının ardından 0.55 mm/dak, 2.20 mm/dak, 8.80 mm/dak ve 35.20 mm/dak'lık sabit çekme (çene) hızları altında uygulanan tek eksenli çekme deneylerine geçilmiştir. Modül ölçümlerine yönelik uygulanan deneyler, yaklaşık olarak 0.55 mm/dak'lık bir çekme hızı ile yürütülmüştür. Bu nedenle, programlanan yeni deney grubunda en düşük çekme hızı 0.55 mm/dak olarak seçilmiş; söz konusu değer dörder kat artırılması suretiyle 35.20 mm/dak'lık hıza kadar çıkılmıştır.

Haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda ve dört farklı sabit çekme hızı altında uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, ele alınan sacın, başlangıçta belirgin (süreksiz) akma davranışı sergilediği gözlenmiştir. Demirin kafes yapısında arayer olarak çözünmüş karbon, azot gibi atomlarının oluşturduğu atmosfer ile dislokasyonların etkileşim modeline göre açıklanabilen belirgin akma davranışı, ölçülen üst akma dayanımı, alt akma dayanımı ve akma noktası uzaması (Lüders gerinimi) değerleri ile irdelenmiştir.

Genel itibariyle, deneylerde çekme hızının artırılması ile malzemenin üç yöndeki üst ve alt akma dayanımı değerlerinde artışlar gözlenmiştir. Malzemenin akma dayanımı olarak, alt akma noktasındaki nominal gerinim değeri alınmıştır. Çalışılan çekme hızı aralığında, sac malzemenin alt akma dayanımının, yaklaşık olarak, haddeleme yönüne göre 0^0 'lik doğrultuda 333 MPa ile 350 MPa arasında; 45^0 'lik doğrultuda 348.5 MPa ile 365 MPa arasında; 90^0 'lik doğrultuda ise 364 MPa ile 391.5 MPa arasında değiştiği gözlenmiştir. Akma dayanımındaki bu artışlar, oda sıcaklığında malzemenin deformasyon hızına karşı düşük değerlerde de olsa sergilediği pozitif duyarlılıktan kaynaklanmaktadır.

İncelenen sacda geniş bir değer aralığında dağılım sergileyen akma noktası uzaması veya Lüders gerinimi ile çekme hızı arasında herhangi bir korelasyon saptanamamıştır. Söz konusu uzamanın çalışılan üç doğrultu içerisindeki en düşük değerlerini, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultuda uygulanan deneylerde, % 1.73 ile % 2.98 arasında değişmek suretiyle sergilediği gözlenmiştir. Haddeleme yönüne göre 45^0 'lik doğrultuda % 3.30 ile % 4.13 arasında; 90^0 'lik doğrultuda ise % 3.02 ile % 4.74 arasında akma noktası uzaması değerleri kaydedilmiştir.

Kopmaya kadar sürdürülen deneylerde malzemenin pekleşme davranışı da irdelenmiş; bunun için üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki nominal gerilme ve nominal gerinim değerlerinden gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim eğrilerine geçilmiştir.

Üniform deformasyon alanında gerçek toplam gerinim ile zaman değerleri arasında yapılmış olan lineer regresyonlarda, tama yakın korelasyonlar sağlayan bağıntılar elde edilmiştir. Bu bağıntıların eğimi, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki ortalama gerçek toplam gerinim hızı (gerçek üniform toplam gerinim hızı) olarak anılmıştır. Seçilen en küçük

çekme hızı 0.55 mm/dak'ta çekme doğrultusundaki ortalama gerçek üniform toplam gerinim hızı $0.915 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ olarak belirlenirken; çalışılan en yüksek çekme hızı 35.20 mm/dak'ta söz konusu gerinim hızı $59.839 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ değeri ile saptanmıştır. Çekme hızında 64 katlık artışa karşılık, ortalama değerler itibariyle, çekme yönünde söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızında yaklaşık 65.4 katlık bir artışın meydana geldiği görülmektedir.

Üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinde üniform deformasyon bölgesi içinde yer alan, çekme doğrultularındaki % 5'lik ve % 18'lik nominal toplam gerinim değerleri ele alınırsa, aynı doğrultularda gerçek üniform toplam gerinim hızında gerçekleştirilen 65.4 katlık bir artış sonucunda, sacın haddelenme yönüne 0^0 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 13.5 MPa ve 17 MPa; 45^0 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 14 MPa ve 18 MPa; 90^0 'lik doğrultuda ise yaklaşık olarak 14 MPa ve 21 MPa düzeylerinde gerçek gerilme artışlarının kaydedildiği görülmüştür. Hızda bu derecede yüksek bir artışa karşılık, gerçek gerilme değerlerinde, malzeme dayanımına göre küçük sayılabilecek düzeylerde ortaya çıkan artışlar da gerinim hızına karşı duyarlılığın oda sıcaklığında küçük fakat pozitif değerlerini yansıtmaktadır.

Üç yönde uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultularındaki gerçek gerilme ve gerçek toplam gerinim değerlerine göre pekleşmenin tanımlanmasında, önce $\sigma = K\epsilon^n$ bağıntısı ele alınıp denenmiştir. Ancak, üniform deformasyon bölgesindeki veriler ile yapılan regresyonlarda bu denklem yetersiz bulunmuş; yerine, daha yüksek korelasyonlar sunan $\sigma = K(c+\epsilon)^n$ bağıntısı tercih edilmiştir.

Tercih edilen $\sigma = K(c+\epsilon)^n$ bağıntısında yer alan c sabiti, korelasyonu maksimum kılan değer olarak, yapılan regresyonlardan denemeler yoluyla belirlenmiştir. Bu bağıntıya göre pekleşme üssü durumundaki n değerinin, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultuda 0.173 ile 0.188 arasında; 45^0 'lik doğrultuda 0.177 ile 0.195 arasında; 90^0 'lik doğrultuda ise 0.162 ile 0.185 arasında değişim sergilediği saptanmıştır. Çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı ile esas alınan pekleşme bağıntısındaki n değerinin üç yönde de azaldığı gözlenmiştir.

Aynı bağıntıya göre dayanım katsayı K ise, haddeleme yönüne göre 0^0 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 695 MPa ile 713 MPa; 45^0 'lik doğrultuda yaklaşık olarak 688.5 MPa ile 706 MPa; 90^0 'lik doğrultuda ise yaklaşık olarak 698.5 MPa ile 723.5 MPa değerleri arasında değişim sergilemiştir. Artan gerinim hızı ile belli bir değere kadar artış gösteren K, çalışılan dört hız içerisinde 8.80 mm/dak'ın karşılığı olan çekme doğrultusundaki $14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 'lik gerçek üniform toplam gerinim hızından sonra yaklaşık sabit kalmakta veya bir miktar azalmaktadır.

Tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesindeki verilere göre esas alınan $\sigma = K(c+\epsilon)^n$ bağıntısındaki c sabiti, akma uzamasının (Lüders deformasyonu bölgesinin) sona

erdiği noktadaki gerinime bağlı olarak değişim göstermektedir. Söz konusu noktadaki gerçek gerinim $\varepsilon_{YP/f}$ değerlerinin ise, üç yöndeki deneylerde, geniş sayılabilecek bir aralıkta ve hız ile kurlsız değişimler sergilediği gözlenmiştir. Bu değişimlerden, sonraki üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusundaki gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim denklemleri de etkilenmektedir. Söz konusu denklemlerde yer alan c sabitinin değeri, korelasyonu maksimize edecek şekilde, denenerek belirlenmiştir. Bununla birlikte, çalışmamızda $\psi = \varepsilon_{YP/f} / (c + \varepsilon_{YP/f})$ olarak bir ψ oranı tanımlanmıştır. Söz konusu oranın, çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı değerleri ile üç yönde de gayet iyi korelasyonlar sunan bağıntılara uyarak artışlar sergilediği görülmüştür. Ayrıca, $\sigma = K(c + \varepsilon)^n$ bağıntısındaki pekleşme üssü n değerinin, artan ψ oranı ile üç yönde de lineer olarak azaldığı belirlenmiştir. Tanımlanan ψ oranına dair elde edilen ampirik bağıntıların kullanılması suretiyle c değerinin hesaplamasının, bu sabitin denemeler yoluyla belirlenmesi yöntemine göre bir kolaylık sağlayacağı düşünülmektedir.

Uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, çalışılan hız aralığında çekme doğrultusunda ölçülen maksimum gerçek üniform toplam gerinimin, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultuda 0.174 ile 0.191 değerleri; 45^0 'lik doğrultuda 0.178 ile 0.197 değerleri; 90^0 'lik doğrultuda ise 0.169 ile 0.186 değerleri arasında değiştiği belirlenmiştir. Üniform deformasyonun sınırını tanımlayan çekme doğrultusundaki bu gerçek toplam gerinimin, aynı doğrultuda söz konusu olan gerçek üniform toplam gerinim hızı değerleri ile genel itibariyle düşüş eğilimi sergilediği gözlenmiştir. Söz konusu düşüşler, yüksek hızlarda malzemenin sünekliğinde meydana gelen azalmayı ifade etmektedir. Bunun nedeni, yüksek deformasyon hızlarında dislokasyonların tane sınırı, çökelmiş partiküller veya dislokasyon kümeleri gibi bariyerler önünde yığılması ve oluşan lokal gerilmeler ile yapıda çatlakların daha erken başlaması veya küçük çatlakların büyümesi olarak tahmin edilmiştir. Ayrıca, hızdaki artış ile beraber, farklı sistemlerde kayan dislokasyonların birbirleri ile etkileşip mobilitelerinin azalmasına bağlı olarak, dislokasyon yoğunluğunda ve pekleşme hızında ortaya çıkabilecek erken artışların da dikkate alınmasının gerektiği düşünülmektedir. Pekleşme hızındaki artış, malzeme dayanımını ve boyunlanmaya karşı direnci artırmakla birlikte, bu artışın düşük deformasyon düzeylerinde meydana gelmesi, pekleşme kapasitesinin çabuk tükenişini ifade etmektedir. Hızlı pekleşme faktörünün yanı sıra, tane sınırı ve partiküllerin, özellikle yüksek hızlarda, yığılmalarda ortaya çıkan çatlaklar ile boyunlanmanın daha erken başlamasında rol oynadığına inanılmaktadır.

Tek eksenli çekme deneylerinde yükün maksimum düzeye ulaşarak boyunlanmanın başladığı dengesizlik anındaki gerçek gerilme değerleri, çalışılan hız aralığında, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultuda yaklaşık 509.5 MPa ile 522.5 MPa arasında; 45^0 'lik doğrultuda yaklaşık 502.5 MPa ile 517.5 MPa arasında; 90^0 'lik doğrultuda ise yaklaşık 512.5 MPa ile 532 MPa

arasında saptanmıştır. Söz konusu noktada belirlenen gerçek gerilmenin, üç yönde de çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı ile belli bir değere kadar arttığı; sonrasında da yaklaşık sabit kaldığı veya çok az bir miktarda düşüş ya da artış sergilediği gözlenmiştir. Buradaki kırılma noktasının, çalışılan dört hız arasında 8.80 mm/dak'lık çekme hızına veya bunun karşılığı olan, çekme doğrultusundaki $14.803 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 'lik gerçek üniform toplam gerinim hızı değerine denk geldiği görülmüştür. Söz konusu hız değerinin üzerindeki hızlarda yürütülen deneylerde, gerinim hızına duyarlılık nedeniyle malzeme dayanımında meydana gelen artışın, boyunlanmanın başladığı gerinim değerinde meydana gelen düşüşü, üç yöndeki deneyde de karşılayamadığı söylenebilir. Malzemenin çekme dayanımını ifade eden nominal gerilme değerinin veya maksimum yükün, çalışılan hız aralığında hız ile daima arttığı gözlenmesine rağmen, kırılma noktasını ifade eden gerinim hızının sonrasında, maksimum üniform gerinim değerinde hız ile ortaya çıkan düşüşün daha baskın olması, diğer bir ifadeyle boyunlanma başlangıcının daha düşük gerinim düzeylerine kayması, dengesizlik anındaki gerçek gerilme değerlerini de düşürmektedir.

Pekleşme davranışı, üniform deformasyon bölgesinde $\sigma = K\epsilon^n$ denklemi ile tanımlandığında, pekleşme üssünü ifade eden n değerinin, sayısal olarak, çekme doğrultusundaki maksimum gerçek üniform toplam gerinime eşit olması gerekmektedir. Ancak, incelenen sacda denenen söz konusu bağıntıya göre anılan eşitliğin uzağında kalındığı gözlenmiştir. Buradaki n değeri, çekme doğrultusundaki maksimum gerçek üniform toplam gerinimin hız ile düşüşüne eşlik edememiştir. Aynı bağıntıya göre dayanım katsayısı K ise, çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı ile üslü fonksiyonlara uyarak arttığından, nominal gerilme olarak ifade edilen çekme dayanımına benzer bir eğilim arz etmiştir.

Pekleşmeye dair seçilen $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısına göre, tek eksenli çekme deneyinde çekme doğrultusundaki maksimum gerçek üniform toplam gerinimin, sayısal yaklaşıma göre $(n - c)$ değerine eşit olması gerekmektedir. Bu konuda, $\sigma = K\epsilon^n$ denklemine göre daha iyi sonuçların sağlandığı gözlenmiştir. Seçilen bağıntıdaki n değerinin, çekme doğrultusundaki maksimum gerçek üniform toplam gerinim gibi, deformasyon hızı ile azaldığı ve bu sınır gerinimin hız ile değişim eğilimini temsil ettiği saptanmıştır. Benzer şekilde, $\sigma = K(c + \epsilon)^n$ bağıntısında dayanım katsayısı durumundaki K değerlerinin çekme doğrultusundaki gerçek üniform toplam gerinim hızı ile değişiminin, yükün maksimumuna ulaştığı dengesizlik anındaki gerçek gerilmenin hız ile değişim eğilimine benzerlik arz ettiği gözlenmiştir.

Haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda 8.80 mm/dak'lık sabit çekme hızı altında tek eksenli çekme deneylerinin yürütüldüğü diğer bir grupta, üniform deformasyon

alanında seçilen gerinim düzeylerine kadar yükleme ve yük boşaltmalar yapılarak, sacın plastik gerinim oranı (Lankford katsayısı) değerleri belirlenmiş, bunların çekme yönündeki gerçek gerinim ile değişimi incelenmiştir. Sacın normal anizotropisi olarak da nitelendirilen üç yöndeki plastik gerinim oranı değerlerinin, gerinim ile ikinci ve üçüncü dereceden polinom fonksiyonları şeklinde belli düzeyde değişimler sergilediği görülmüştür. Özellikle haddeleme yönüne paralel (0^0 'lik) doğrultuda 0.60 ile 0.88 değerleri arasında kaydedilen değişim dikkat çekicidir. Plastik gerinim oranı değerlerinin haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultuda sergilediği değişim 1.10 ile 1.28 arasında; 90^0 'lik doğrultuda ise 0.88 ile 1.01 arasında belirlenmiştir.

Genellikle, malzemelerin tek eksenli çekme deneylerinden belirlenen mekanik özelliklerinin deformasyon ile değişimini ifade etmek üzere, bu deneylerde çekme doğrultusunda uygulanan gerinim değerleri kullanılmaktadır. Ancak, çalışmamızda, birçok sac şekillendirme işleminde olduğu gibi, gerilmenin çok eksenlilik sergilediği durumlarda deformasyonun miktarını temsil etme adına bir parametrenin tanımlanması ihtiyacı belirmiştir. Böylelikle, incelenen sacın tek eksenli çekme zorlaması altında yüklenmesi ve yük boşaltma süreçlerinde sergilediği efektif modülün veya plastik gerinim oranı gibi özelliklerinin deformasyona bağlı olan değişiminin, tanımlanacak bu parametre ile değerlendirilebilmesi hedeflenmiştir.

Saca haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lik doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, üniform deformasyon bölgesinde çekme doğrultusunda elde edilen $\sigma = K(c+\varepsilon)^n$ bağıntıları kullanılarak, eğrilerin altındaki alanlardan, birim hacim için yapılan üniform şekil değiştirme işi W_u değerleri hesaplanmış; W_u değerleri ile çekme doğrultularındaki σ değerleri arasında $\sigma = K''(D+W_u)^{n''}$ bağıntısının geçerli olduğu görülmüştür. Bu bağıntıda yer alan ve W_u ile aynı birimde olması gereken D , üslü regresyonda korelasyonu maksimize eden sabiti ifade etmektedir. Denklemin katsayısını gerilme ile aynı birimde, tabanını ve üssünü birimsiz kılmak üzere, $(D+W_u)$ terimi, σ_{VM} olarak belirtilen Von Mises efektif gerilmesine oranlanmış; bir başka deyişle Von Mises efektif gerilmesine göre normalize edilmiştir. Yapılan bu işlem ile elde edilen $(D+W_u)/\sigma_{VM}$ oranı deformasyon parametresi olarak adlandırılmış ve ϕ ile ifade edilmiştir. Deformasyon parametresinin tanımlanması ile $\sigma = K'\phi^{n'}$ bağıntısına geçiş mümkün kılınmıştır. Söz konusu bağıntının üssü olan n' değerinin, tek eksenli çekmede, $\sigma = K(c+\varepsilon)^n$ bağıntısındaki pekleşme üssü n değerine eşit olduğu saptanmıştır. Ayrıca, tek eksenli çekme deneylerinin verilerine göre, D değerini hesaplanmada kullanılan ve tanımlanan ψ oranını da içeren bir denklem ortaya konmuştur. Elde edilen bu denkleme dayanarak, D değerinin akma uzaması bölgesinde birim malzeme hacmi için yapılan şekil değiştirme işi $W_{YP/f}$ değerine eşit olduğu kabul edilmiştir. Üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinde, ilgili bölgenin altında yaklaşık olarak hesaplanan alalar da D değerine yakın bulunmuştur.

Tek eksenli çekme deneylerinden, birim malzeme hacmi için yapılan şekil değiştirme işine göre tanımlanan deformasyon parametresi, skaler (yönden bağımsız) bir yaklaşım ile çok eksenli gerilme hali için genelleştirilmiştir. Buradaki yaklaşım, Lüders deformasyonunun tüm eksenlerdeki gerilme – gerinim sisteminde aynı anda sona ermesine ve kesitin, tüm eksenler için aynı anda üniform deformasyona başlamasına dayanmaktadır. Gerilme ve gerinimin tüm eksenlerdeki normal ve kayma bileşenleri arasında belirlenen bağıntılara göre hesaplanan deformasyon parametresi bileşenleri, birim hacim için şekil değiştirme işinin eksenlerdeki bileşenleri gibi skaler olarak toplanabilmektedir.

Mevcut anizotropiye göre ortaya çıkan gerilme ve gerinim değerlerinden hesaplanan $(D+W_u)$ teriminin izotropik Von Mises efektif gerilmesine oranlanması ile elde edilen deformasyon parametresi, malzemenin anizotropisini de yansıtan veya anizotropik özelliklerden etkilenen bir büyüklük olarak değerlendirilmiştir. Uygulanan gerilme ve gerinimin tüm bileşenlerini içerecek şekilde hesaplanan toplam deformasyon parametresinin, deformasyonu temsil etme amacıyla kullanılması uygun görülmüştür.

Yük altında söz konusu olan toplam gerinim değerlerinden hesaplanan birim hacim için şekil değiştirme işi, deformasyon parametresi ve D değerleri elastik-plastik olarak nitelenmiştir. İncelenen sacın haddelme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 ’lik doğrultularda tek eksenli çekmedeki akma dayanımı, yüklemelerde sergilediği efektif modül, yük boşaltmalarda tanımlanan geri esneme modülü ve plastik gerinim oranı değerlerinin elastik-plastik deformasyon parametresi ile değişiminin, tek eksenli çekme deneylerinde çekme doğrultularındaki gerinimlere göre sergilenen eğilimler ile aynı karakterde olduğu gözlenmiştir.

Tek eksenli çekme yüklemelerindeki efektif modüllerin ve yük boşaltmalardaki geri esneme modüllerinin eş elastik-plastik deformasyon parametresi için üç yöndeki değerlerinden, sac düzlemindeki ortalamaları hesaplanmıştır. Her iki ortalama efektif modülün de elastik-plastik deformasyon parametresi ile üslü fonksiyonlar halinde azaldığı saptanmıştır. Aralarındaki farklılaşmanın, elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri ile artış sergilediği; ancak, üniform deformasyon bölgesinde, ortalama geri esneme modülünün yüklemadaki ortalama efektif modüle göre farklılaşmasının, ortalama geri esneme modülü daha yüksek olmak üzere, en fazla % 0.7 düzeyine ulaştığı görülmüştür.

Yine eş elastik-plastik deformasyon parametresi değerleri esas alınıp, plastik gerinim oranının sac düzleminde sergilediği ortalama değer hesaplanmıştır. Ortalama plastik gerinim oranının, elastik-plastik deformasyon parametresine göre 0.99 ile 1.02 değerleri arasında, bir polinom fonksiyonu şeklinde değişim sergilediği görülmüştür. Dar bir aralıktaki bu değişim nedeniyle,

sac malzemenin ortalama normal anizotropi faktörü 1.0 olarak kabul edilebilir. Bu da sacın ortalama bir yaklaşım ile normal izotropik olduğunu ifade etmektedir. Ancak, düzlemsel anizotropi faktörü, elastik-plastik deformasyon parametresi ile yaklaşık olarak -0.45 ile -0.25 değerleri arasında bir değişim göstermiştir. Deformasyonun tüm düzeylerinde negatif değerler sunan düzlemsel anizotropi, silindirik bir kabın derin çekilmesinde ortaya çıkacak kulaklanma davranışında, yükseltilerin haddeleme yönüne 45^0 'lık doğrultuda; çukurların ise 0^0 ve 90^0 'lık doğrultularda oluşacağına dair bir işaret vermektedir.

Sac malzemenin plastik anizotropisi, Hill-1948 akma kriterine göre değerlendirilmiştir. Söz konusu değerlendirmeler için, plastik gerinim oranlarının belirlendiği ve 8.80 mm/dak'lık çekme hızı ile gerçekleştirilen tek eksenli çekme deneyleri esas alınmıştır. Akma kriterindeki akış kanunları plastik gerinimler için düzenlendiğinden, öncelikle çekme doğrultularındaki gerçek gerilme – gerçek toplam gerinim eğrilerinden, gerçek gerilme – gerçek plastik gerinim bağıntıları ayrıştırılmıştır. Üç yönde gerçekleştirilen bu işlemlerde, geri esneme modülü ile çekme doğrultularındaki gerçek toplam gerinim arasında saptanan bağıntılar kullanılarak, geri esneme modülünün anlık değerleri belirlenmiş; belirlenen bu değerler ile eğrilerin üzerindeki her bir noktada geri esneme gerinimleri hesaplanmıştır. Yük boşaltmalarda elastiklik modülü yerine geri esneme modülü kullanılarak, yalnızca atomik bağ daralmasından kaynaklanan elastik geri dönüşler değil; anelastik veya geri dönebilen mikropplastik gerinim katkıları da dikkate alınmış olmaktadır. Elde edilen gerçek gerilme – gerçek plastik eğrilerinden, üniform deformasyon bölgesinde birim hacim için yapılan plastik şekil değiştirme işi (plastik iş) ve plastik deformasyon parametresi değerleri hesaplanarak, tanımlanan modele geçilmiştir.

Öncelikle, sacın kalınlık doğrultusunda tek eksenli çekmedeki akma dayanımı, birim hacim için yapılan üniform plastik işe göre Hill-1948 akma kriterinden hesaplanmış; bu dayanımın plastik deformasyon parametresi ile değişimine dair bağıntı öngörülmüştür. Sonrasında, sacın anizotropi katsayılarından F, G, H ve N değerleri hesaplanmış ve deformasyon parametresi ile değişimleri ortaya konmuştur. Katsayıların tümünün, plastik deformasyon parametresi ile üslü fonksiyonlar halinde azaldığı ve $N > G+2H > F+2H$ durumunun geçerli olduğu saptanmıştır. Böyle bir durum ve hesaplanan anizotropi katsayıları, sacda minimum akma gerilmesinin yer aldığı doğrultunun, plastik deformasyon parametresine bağlı olarak, haddeleme yönüne göre 42.4^0 ile 43.2^0 arasında uzandığını belirtmektedir. Haddeleme yönüne göre 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde, plastik deformasyon parametresi esas alınarak yapılan karşılaştırmada, akma gerilmesinin en düşük değerini 45^0 'lık doğrultuda sergilemesi, incelenen sac malzemede Hill-1948 akma kriterinin, bu bakımdan ve uygulanan deneyler çerçevesinde tutarlı bir sonuç vermesi olarak değerlendirilmiştir.

Haddeleme yönüne 0^0 , 45^0 ve 90^0 'lık doğrultularda uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntıları, tanımlanan plastik deformasyon parametresi ile değişimi ortaya konan anizotropi katsayılarına bağlı olarak saptanmıştır. Üniform bölgedeki efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrileri, her bir yöndeki deney için, Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre yapılan yaklaşım ile de belirlenmiştir. İzotropik akma kriterlerine ve Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerine dair saptanan efektif gerilme – efektif plastik gerinim eğrilerinin sac düzlemindeki ortalamaları karşılaştırıldığında, Hill-1948 anizotropik akma kriterinin, izotropik olan Von Mises ve Tresca akma kriterlerine göre bir miktar daha yüksek efektif gerilme değerleri sunduğu görülmüştür.

Tek eksenli çekme deneyleri ile ilgili çalışmaların ardından, sac malzemeye viskoz basınç ile şişirme deneylerinin uygulanması suretiyle, dengelenmiş (eş) iki eksenli gerilme hali altındaki efektif gerilme – efektif gerinim eğrileri belirlenmiştir. Çalışmamız kapsamında hazırlanan deney düzeneğinde kalıp iç çapı 275 mm; kalıp profil yarıçapı ise 25 mm olarak seçilmiştir. Şişirme işleminde viskoz ortam olarak gres yağından faydalanılmıştır.

Hidrostatik gerilmenin akmayı etkilemediği kabulüyle, tek eksenli çekme deney sonuçlarına göre, Hill-1948 anizotropik akma kriteri esas alınarak ve anizotropi katsayılarının plastik deformasyon parametresi ile değişimine dair belirlenmiş bağıntılar kullanılarak, dengelenmiş iki eksenli gerilme halinde ortaya çıkabilecek bir efektif gerilme – efektif plastik gerinim bağıntısı tahmin edilmiştir. Dengelenmiş iki eksenli çekme hali için, tek eksenli çekme deney sonuçlarından Hill-1948 anizotropik akma kriterine göre teorik olarak hesaplanan efektif eğri ile izotropik akma kriterlerine göre üç yöndeki tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen ortalama efektif eğri karşılaştırıldığında, bunların birbirine yakın gerilme değerleri sunduğu görülmüştür. Ortalama plastik gerinim oranı 1.0 olarak alınabilecek bu sacda, Hill-1948 akma kriterinin, efektif gerilmeyi bir miktar daha yüksek değerler ile öngördüğü söylenebilir.

Viskoz basınç ile şişirme deneylerinden elde edilen ham verilere göre, incelenen sacın söz konusu işlemde sergilediği efektif gerilme – efektif gerinim bağıntısının elde edilmesi için, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM) adlı araştırma birimi tarafından geliştirilmiş olan ve FEM veri tabanına dayalı tekniği ifade eden bir yöntemden faydalanılmıştır. Kullanılan deney düzeneğinin boyutlarına göre, anılan birim tarafından FEM simülasyonları ile oluşturulan veri tabanından geliştirilmiş bir program, söz konusu bağıntıları öngörebilmektedir. Şişirme deneylerinden elde edilen basınç – şişme yüksekliği profili ile birlikte, seçilen Hill-1948 akma kriterinin ve sacın kalınlık değerinin programa girilmesi ve

bu programın gerçekleştirdiği iterasyonlar sonucunda, üniform deformasyon bölgesindeki efektif gerilme – efektif toplam gerinim eğrisi elde edilmiştir. Söz konusu tersine yöntem ile saptanan bu eğrinin, dengelenmiş iki eksenli gerilme hali için tek eksenli çekme deneylerinin sonuçlarından teorik olarak elde edilen eğriler ile yakın gerilme değerleri sağladığı; Hill-1948 akma kriterine göre tek eksenli deneylerden belirlenen ortalama eğrinin ise bir miktar altında kaldığı görülmüştür. Şişirme deneylerine dair akma gerilmesi eğrisi olarak, FEM veri tabanına dayalı bu yöntem (ERC/NSM tekniği) ile ortaya konan bağıntı dikkate alınmıştır.

Şişirme deneyinin FEM simülasyonu, PAM STAMP 2G yazılımı ve hidro-şekillendirme işlemleri için geliştirilen Aquadraw arayüzü kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Kubbe formu deney parçalarında, dengelenmiş iki eksenli gerilme hali için temsilci durumundaki tepe noktasında gerçek inceltme gerinimlerinin FEM tahminlerine bakıldığında, parçaların üzerinde ölçülen kalınlıklardan hesaplanarlara göre en fazla ± 0.006 düzeyinde farklılaşmanın ortaya çıktığı görülmüştür. Aynı zamanda, analizlerin öngördüğü gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerlerinden, birim hacim için üniform elastik-plastik şekil değiştirme işine dayalı modele geçişilmiş; elastik-plastik özellikteki deformasyon parametresi ve D değerinin eksenlerdeki bileşenleri başarıyla hesaplanarak, söz konusu modelin iki eksenli gerilme halinin hüküm sürdüğü bir sac şekillendirme işleminde uygulanabilirliği ortaya konmuştur.

Çalışmanın son adımında, uygulama olarak seçilen konkav kenar bükme işlemlerindeki geri esnemelerin FEM simülasyonlarından tahmin edilmesi üzerinde durulmuştur. Uygulamalar için hazırlanan düzenekte, merkez eksenindeki konkavlık derinliği 12 mm, 19 mm ve 26 mm olan üç kalıp seti ile çalışılmış; diğer tüm boyutlar sabit tutulmuştur. Büküm işlemleri sonrası kenarlardaki açılmal geri esnemeler ölçülmüştür. Bu ölçümler, merkez (simetri) ekseninde yapılmıştır. Parçalar, kalıpların merkez eksenlerindeki konkavlık derinliği ile anıldığında, ortalama değerler itibariyle geri esneme açıları, 12 mm’lik parçada 4.99^0 olarak; 19 mm’lik parçada 3.36^0 olarak; 26 mm’lik parçada ise 1.88^0 olarak belirlenmiştir.

Konkav kenar bükme işlemlerine dair FEM simülasyonları, PAM STAMP 2G yazılımı kullanılarak, “explicit” çözüm yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Simülasyonlarda, malzemenin akma gerilmesi eğrisi olarak, haddeleme yönüne paralel doğrultuda uygulanan tek eksenli çekme deneyinden belirlenen eğri ile beraber, şişirme deneyinden ERC/NSM tekniğine göre belirlenen eğri denenmiştir. Ayrıca, ortalama elastiklik modülü 215.5 GPa değeri ile yapılan simülasyonlarda, parçaların merkez ekseninde ve büküm kavisinin ortasında alınan bir elemanın dış yüzeyinde öngörülen gerçek gerilme ve gerçek gerinim değerleri kullanılarak, söz konusu eleman için işlemlerdeki elastik-plastik deformasyon parametreleri hesaplanmış;

hesaplanan bu değerlere göre belirlenen ortalama geri esneme modülleri ile analizler tekrar edilmiştir. Böylelikle, ortalama elastiklik modülünün kullanıldığı durum ile elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan ve daha düşük değerler arz eden ortalama geri esneme modülünün kullanıldığı durumlarda öngörülen geri esneme açıları, parçalarda ölçülen açılar ile karşılaştırılmış; ölçülen açı değerlerine yaklaşma adına, geri esneme tahminlerindeki başarı oranında ortaya çıkan değişimler araştırılmıştır.

Ortalama elastiklik modülü 215.5 GPa değeri kullanılarak yapılan simülasyonlarda, genel itibariyle geri esneme tahminindeki başarı düzeyinin düşük olduğu gözlenmiştir.

Konkavlık derinliği en küçük olan ve en fazla geri esnemenin ölçüldüğü 12 mm'lik parçada, ortalama elastiklik modülü ile beraber, tek eksenli çekme ve şişirme deneylerinden elde edilen akma gerilmesi eğrilerinin kullanıldığı durumlarda, küçük değerlerde ve ölçülenler ile ters yönde tahmin edilen geri esneme açıları dikkat çekmiştir. Söz konusu parça için yapılan FEM simülasyonlarında, elastiklik modülü olarak, elastik-plastik deformasyon parametresine göre hesaplanan ortalama geri esneme modülleri kullanıldığında, tahminlerdeki başarı skalasında % 26.5 ve % 28 düzeyinde artışlar sağlanmış; geri esneme açıları, her iki eğrinin kullanıldığı durumda da parçalarda ölçülen açılar ile aynı yöne dönmüştür. Ancak, sağlanan iyileştirmeye rağmen, tahminlerdeki başarı oranları % 20 ve % 22 düzeyinde kalmıştır.

Benzer işlemler, konkavlık derinliği 19 mm olan kalıpta bükülen parçanın simülasyonlarında uygulanmış; tek eksenli çekme ve şişirme deneyi ile elde edilen akma gerilmesi eğrilerinin kullanıldığı analizlerde, geri esneme tahminlerinde % 41.5 ve % 35 oranlarında iyileştirmeler kaydedilmiş ve tahminlerdeki başarı oranları % 42.5 ve % 47.5 düzeyine ulaşmıştır.

Konkavlık derinliğinin en yüksek olduğu, geri esnemelerin ise en düşük düzeyde ölçüldüğü 26 mm'lik kalıpta basılan parçada ise, ortalama elastiklik modülü yerine ortalama geri esneme modülü değerleri kullanılmak suretiyle ulaşılan başarı oranları, tek eksenli çekme deneyine dayalı eğri kullanıldığında % 83 olarak; şişirme deneyine dayalı eğri kullanıldığında % 78.5 olarak gözlenmiştir. Söz konusu parçada modül değiştirme ile geri esneme tahminlerindeki başarı oranında sağlanan iyileştirmeler ise % 38.5 ve % 39.5 olarak kaydedilmiştir.

Genel olarak belirtilirse, artan konkavlık derinliği veya azalan geri esneme açısı değeri ile FEM geri esneme tahminlerindeki başarıda bir artış söz konusudur. Sac malzemenin ortalama elastiklik modülü yerine, deformasyon parametresine göre hesaplanan ortalama geri esneme modüllerinin kullanılması suretiyle, geri esneme açısı tahminlerinde sağlanan iyileştirmenin, parçalardaki konkavlık derinliği ve simülasyonlarda kullanılan akma gerilmesi eğrisine göre, yaklaşık olarak % 26.5 ile % 41.5 arasındaki oranlarda belirlediği görülmüştür.

Ortalama geri esneme modülü değerleri ile yapılan simülasyonlarda, 12 mm'lik ve 19 mm'lik konkavlık derinliğine sahip parçalar için, viskoz basınç ile şişirme deneyinden elde edilen akma gerilmesi eğrisinin daha iyi sonuçlar sunduğu gözlenmiştir. Derinliğin 26 mm değerine artması ile haddelendirme yönündeki tek eksenli çekme deneyine dayalı eğrinin kullanılmasının gerçeğe daha yakın sonuçlar sağladığı saptanmıştır. Simülasyonlarda elastiklik modülünün değiştirilmesi ile birlikte, bu iki eğrinin kullanımı halinde, geri esneme tahminlerindeki başarı oranında gözlenen farklılaşmanın düzeyi, yaklaşık % 1.5 ile % 5 arasında kaydedilmiştir.

Ele alınan 1.01 mm'lik nominal kalınlıkta ve H 320 LA kalitesindeki soğuk haddelenmiş ve tavllanmış çelik sac ile ilgili olarak, lineer elastik davranışı karakterize eden elastiklik modülü yerine, yük boşaltma sürecinde geri dönen mikroplastik gerinimlerin etkisini belli oranda yansıtan geri esneme modülü değerleri kullanılarak, konkav kenar bükme uygulamalarında ölçülen geri esneme açılarına yaklaşma adına FEM tahminlerdeki başarı oranında sağlanan değişimlerin incelenmesi; aynı zamanda, tek eksenli çekme ve sac şişirme deneylerinden elde edilen akma gerilmesi eğrilerinin kullanılması ile tahminlerde ortaya çıkan farklılaşmaların gözlenmesi, çalışmamızın ana konusunu oluşturmaktadır.

Sacların şişirilmesi işlemi, hidrolik deneylerdeki gibi pompalanan bir akışkanın oluşturduğu basınç sayesinde değil; bunun yerine sac, bastırıcı ve stampa arasındaki bir viskoz ortamda, pres tablasının hareketi ile oluşturulan basınç ile sağlanmıştır. Söz konusu sistem ERC/NSM birimi tarafından kullanılmakta; bu deneyler de özel bir viskoz malzeme ile yürütülmektedir. Çalışmamızda kullanılan deney düzeneği, ERC/NSM merkezindekinden daha büyük olarak hazırlanmıştır. Anılan birimde kullanılan VPB deney düzeneğindeki kalıbın iç çapı 105.7 mm, profil yarıçapı ise 6.35 mm iken; çalışmamızda hazırlanan düzenekte söz konusu çap 275 mm, kalıp profil yarıçapı ise 25 mm seçilmiş; viskoz ortam olarak gres yağından faydalanılmıştır. Kalıp ve parça boyutunun büyük seçilmesi suretiyle, söz konusu deneylerde geri esnemeye yönelik bazı çalışmaların daha kolay uygulanabilir kılınması amaçlanmıştır. Bu deneylerden akma gerilmesi eğrisinin elde edilebilmesi için, ERC/NSM tarafından geliştirilen ve FEM veri tabanına dayanan bir yöntemden faydalanılmış; bir tersine uygulama durumundaki söz konusu yöntem için gerekli olan program da yeni düzeneğin boyutlarına göre ve PAM STAMP 2G yazılımından faydalanılarak, ERC/NSM birimi tarafından hazırlanmıştır.

Şişirme deneyi ve tek eksenli çekme deneyinden elde edilen akma gerilmesi eğrileri, konkav kenar bükme işlemlerindeki geri esnemelerin FEM tahminlerinde karşılaştırılmış; iki eğri ile sağlanan başarı oranları arasında, elastiklik modülü ile gerçekleştirilen simülasyonlarda en fazla % 11.5; geri esneme modülleri ile gerçekleştirilen simülasyonlarda ise en fazla % 5

düzeyinde farklılaşmalar gözlenmiştir. Şişirme deneyleri, malzeme davranışını iki eksenli olarak ve yüksek gerinim değerlerinde ekstrapolasyona gerek kalmadan modelleyebilme gibi bazı avantajlar sunmaktadır. Ancak, standartlaştırılmış numune ve prosedürler ile yürütülen, deneysel parametrelerin daha kontrollü olduğu; deney makinesi ve kontrol sistemi özellikleri, ölçüm doğruluğu ve hassasiyeti, hesaplama kolaylığı gibi konularda daha üstün durumdaki tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen eğriler, her zaman bir hata ihtimalinin yer aldığı FEM veri tabanından belirlenen eğrilere göre daha güvenilir bulunmuştur.

Çalışmamızdaki tek eksenli çekme deneylerinde deformasyon ölçümü için INSTRON AVE gelişmiş (ileri) video ekstensometre (Advanced Video Extensometer) kullanılmıştır. Bu video sistem ile ölçülen gerinime dayanarak, Bluehill deney yazılımının elastiklik modülü olarak sunduğu değerlerin, literatürde benzer çelik kaliteleri için verilenlere yakın değerlerde elde edilmesi ve eğilimlerinin literatürde yer alan çalışmalar ile tutarlılık sergilemesi de dikkat çekici bulunmuştur.

Planlanan program ile çalışmamızın yürütülmesi esnasında, tek eksenli çekme deneylerinden gerilme – gerinim davranışının elde edilmesine yönelik bir genellemenin ortaya konması ve deformasyon miktarını temsil etme amacıyla, bazı tanımlamalara ihtiyaç duyulmuştur.

Tek eksenli çekme deneyleri, standartlarda önerilen değerleri aşmayan dört farklı hız altında gerçekleştirilmiştir. Tüm deneylerde, üniform deformasyon bölgesinde ortaya çıkan gerçek gerilme ve gerçek gerinim verileri, öncelikle, Holloman bağıntısı olarak da belirtilen $\sigma = K\epsilon^n$ denklemi ile değerlendirilmiştir. Ancak, söz konusu modele göre korelasyonlar tatmin edici düzeyde bulunmamıştır. Daha sonra $\sigma = K(c+\epsilon)^n$ bağıntısı denenmiştir. Öncekine kıyasla daha iyi ve tatmin edici korelasyonlar sağlayan bu denklem, pekleşme davranışının matematiksel olarak ifade edilmesinde esas alınmıştır. Söz konusu denklem, Swift eşitliği olarak da bilinen $\sigma = K(\epsilon_0 + \epsilon)^n$ bağıntısına benzerlik arz etmektedir. Bu modeldeki ϵ_0 terimi, malzemeye çekme veya haddeme gibi işlemler ile uygulanmış ön gerinimi temsil eden bir sabit durumundadır. Ancak, çalışmamızda ele alınan H 320 LA kalitesindeki çelik sac, tavllanmış durumda temin edilmiş olup; tavlama sonrası malzemeye herhangi bir ön deformasyon uygulanmamıştır. Bununla birlikte, tüm doğrultu ve hızlardaki deneylerde malzemenin belirgin akma davranışı sergilediği gözlenirken, akma noktası uzaması ya da Lüders geriniminde hıza veya yöne bağlı genel bir kural belirlenememiştir. Ayrıca, söz konusu heterojen sürecin kuralsız olarak geniş bir aralıkta dağılan gerinim değerlerinde sona ermesinin, sonraki süreci ifade eden üniform deformasyona dair, $\sigma = K(c+\epsilon)^n$ olarak seçilen gerilme – gerinim bağıntısını da belli düzeyde etkilediği görülmüştür. Tek eksenli çekme deneyleri için tanımlanan bir ψ oranı ile bu etkiye

karşı çözüm üretilmeye çalışılmıştır. Deneysel sonuçlardan, ψ oranı ile ilgili olarak, gayet iyi korelasyon sergileyen bağıntılar elde edilmiş; Lüders deformasyonundaki kuralsızlığa karşılık bazı kurallar ortaya konabilmiştir.

Malzemeye uygulanan deformasyonun temsil edilmesine dair beliren ihtiyacın giderilmesi adına da bazı yaklaşım ve tanımlamalarda bulunulmuştur. Bir tek eksenli çekme deneyinde çekme doğrultusunda uygulanan gerinim veya bir haddelme işleminde uygulanan ezme miktarı, deformasyonu temsil etmede yeterli olabilmektedir. Ancak, sacların şekillendirilmesi işleminde, sacın kalınlığı doğrultusundaki gerilme ihmal edilirse, genelde iki eksenli gerilme hali belirmekte; daha genel veya detaylı bir yaklaşım ise üç eksenli gerilme halini işaret etmektedir. Konuya sac şekillendirme açısından bakıldığında, gerilmenin tek eksenlikten çıkması ile malzemeye uygulanan gerinimi temsil edebilmek için, önce efektif gerinimden faydalanılabileceği düşünülmüştür. Ancak, ele alınan Hill-1948 akma kriterine göre efektif gerinimin hesaplanabilmesi için anizotropi katsayılarının biliniyor olması; bununla birlikte, söz konusu katsayıların deformasyon ile değişiminin belirlenmesi gerekmektedir. Dolayısıyla, malzemeye uygulanan deformasyonun miktarını temsil etmek üzere bir başka parametrenin tanımlanmasına ihtiyaç duyulmuştur. Üniform deformasyon alanındaki verilere göre pekleşme davranışı $\sigma = K(c+\epsilon)^n$ bağıntısı ile ifade edilen sac malzemede, üniform bölgede birim hacim için yapılan şekil değiştirme işine dayanan ve ϕ olarak simgelenen deformasyon parametresi tanımlanmıştır. Deformasyon miktarını, gerilme ve gerinimin tüm bileşenlerini hesaba katarak temsil eden ϕ için, daha önceden tanımlanan ψ oranını içeren bağıntılar elde edilmiş; bunlara yönelik de bazı kabul veya yaklaşımlarda bulunulmuştur.

Yapılan literatür incelemesinde, çalışmamızda beliren ihtiyaçları gidermek üzere tanımlanan ψ ve ϕ kavramlarına rastlanmamıştır. Söz konusu kavramlara dair yaklaşımların ve ortaya konan bağıntıların değişik malzemeler için de gözlenmesinin ve değerlendirilmesinin fayda sağlayacağı ve yeni açılımlar kazandırabileceği düşünülmektedir.

Kenarları konkav formlarda bükülen parçaların simülasyonlarında, merkez eksen üzerinde ve büküm kavisinin orta kısmında bir eleman alınarak, elemanın dış yüzeyinde elde edilen veriler doğrultusunda deformasyon parametresi ϕ değerleri belirlenmiş; bu değerlere göre hesaplanan geri esneme modülleri de yazılıma elastiklik modülü olarak tanıtılmak suretiyle kullanılmıştır. Zira FEM simülasyonlarına yönelik ticari yazılımların çoğunda modül değeri, elastiklik veya Young modülü olarak, sabit bir malzeme verisi şeklinde yazılıma girilmektedir. Ancak, geri esneme modülü veya efektif modülün deformasyon ile sergilediği değişime dair elde edilen bağıntıların kodlara tanıtılması ve ϕ hesaplamasının tüm elemanlar ve sac kalınlığı itibariyle

farklı katmanlar için gerçekleştirilmesi; böylelikle de geri esneme modülünün tüm noktalar için belirlenebilmesi, geri esneme analizleri açısından daha uygun bir yaklaşım olacaktır. Söz konusu yaklaşım, yalnız geri esneme modülü değil, deformasyon parametresine göre değişimi ortaya konabilen malzeme özelliklerinin tümü için de değerlendirilebilir.

Klasik FEM simülasyonları, malzemenin elastiklik modülü değerleri kullanılarak, örneğin, çeliklerde yazılıma 200-210 GPa değeri girilerek uygulanmakta; birçok yazılımın da lineer elastik davranışı esas aldığı; geri dönebilen mikropplastik gerinim veya anelastik etkiyi ihmal ettiği bilinmektedir. Konu üzerinde çalışan araştırmacıların da ifade ettiği üzere, geri esneme modülünün deformasyon ile değişiminin dikkate alınması, analizlere, yük boşaltma sürecinde ihmal edilen söz konusu etkiyi belli oranda yansıtmaktadır. Çalışmamızdaki konkav kenar bükme uygulamalarının geri esneme modülü ile yapılan simülasyonlarında, ortaya çıkan bu yansımalar tatmin edici bulunmuş; tahminlerde belirgin iyileşmelerin sağlandığı görülmüştür.

Ancak, malzemenin deneysel olarak 215.5 GPa değeri ile belirlenmiş ortalama elastiklik modülünün kullanılması ile yürütülen simülasyonlarda, geri esneme tahminleri açısından çok düşük başarı oranlarının gözlenmesi de dikkat çekici bulunmuştur. Buradaki başarı oranının düşük olmasının nedeni, modül etkisinin dışında, ele alınıp incelenebilecek diğer faktörlere de dayandırılabilir. Örneğin, yürütülen çalışmada seçilen ve çelikler için tatmin edici sonuçlar sağladığı belirtilen Hill-1948 akma kriteri yerine, daha gelişmiş ve kompleks akma kriterleri denenebilir. Çelikte, alüminyumdaki kadar belirgin olmasa da Bauschinger etkisinin dikkate alınması ve çeşitli sertleşme kurallarının denenmesi de bir diğer araştırma konusu olabilir. Sürtünme, deformasyon hızı, sacın ısınması, kalıntı gerilme, Lüders deformasyonu ya da düzensiz akma gibi faktörlerin etkisi de ayrıca araştırılabilir. Bunlarla birlikte, şekillendirme işlemlerinde sacdaki boyunlanma ya da aşırı incelme ve kırışma gibi konularda gayet başarılı tahminlerde bulunduğu gözlenen yazılımların geri esneme tahminindeki başarısının, özellikle bazı sac malzemelerde ve parça geometrilerinde daha düşük düzeylerde kaldığı da birçok uygulamacı tarafından ifade edilen bir gerçektir. Dolayısıyla, şekillendirme işlemlerindeki hemen tüm faktörlerden belli oranlarda etkilenebilen geri esneme davranışının doğru tahmin edilmesine yönelik, ticari FEM kodları üzerinde de yapılabilecek çok sayıda çalışmanın söz konusu olduğu düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

ASM Handbook Committee, (1990), “High-Strength Structural and High-Strength Low-Alloy Steels”, ASM Handbook Vol.1 – Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys, Materials Park, Ohio.

Asnafi, N., (2001), “On Springback of Double-Curved Autobody Panels”, International Journal of Mechanical Sciences, 43:5-37.

ASTM E 111, (1988), “Standard Test Method for Young’s Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus”, Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low-Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

ASTM E 132, (1986), “Standard Test Method for Poisson’s Ratio at Room Temperature”, Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low-Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

ASTM E 517, (1992), “Standard Test Method for Plastic Strain Ratio r for Sheet Metal”, Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low-Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

ASTM E 646, (1984), “Standard Test Method for Tensile Strain-Hardening Exponents (n -Values) of Metallic Sheet Materials”, Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low-Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

ASTM E 855, (1984), “Standard Methods of Bend Testing of Metallic Flat Materials for Spring Applications”, Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low-Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

ASTM E 8M, (1989), “Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]”, Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low-Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

Atkinson, M., (1997), “Accurate Determination of Biaxial Stress-Strain Relationships from Hydraulic Bulging Tests of Sheet Metals”, International Journal of Mechanical Sciences, 39(7):761-769.

Banabic, D., Cazacu, O., Barlat, F., Comsa, D.-S., Wagner, S. ve Siegert, K., (2002), “Recent Anisotropic Yield Criteria for Sheet Metals”, Proceedings of The Romanian Academy, Series A, 3(3):1-9.

Barlat, F., (2005), “Constitutive Modeling for Sheet Metal Forming”, NUMISHEET 2005 Conference, 15-19 August 2005, Detroit, Michigan.

Béranger, G., Henry, G. ve Sanz G., (1996), The Book of Steel, Sollac Usinor Sacilor Group, Lavoisier Publishing, Intercept Limited, Hampshire, 1996.

- Chirita, B., (2003), "Experimental Study of The Influence of Blankholder Force on Spring-back of Sheet Metal", *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 3(1):5-12.
- Choi, S.-H. ve Chin, K.-G., (2006), "Prediction of Spring-back Behavior in High Strength Low Carbon Steel Sheets", *Journal of Materials Processing Technology*, 171(3):385-392.
- Chun, B.K., Jinn, J.T. ve Lee, J.K., (2002a), "Modeling The Bauschinger Effect for Sheet Metals, Part I: Theory", *International Journal of Plasticity*, 18:571-595.
- Chun, B.K., Kim, H.Y. ve Lee, J.K., (2002b), "Modeling The Bauschinger Effect for Sheet Metals, Part II: Applications", *International Journal of Plasticity*, 18:597-616.
- Chung, K. ve Shah, K., (1992), "Finite Element Simulation of Sheet Metal Forming for Planar Anisotropic Metals", *International Journal of Plasticity*, 8:453-476.
- Cleveland, R.M. ve Ghosh, A.K., (2002), "Inelastic Effects on Springback in Metals", *International Journal of Plasticity*, 18:769-785.
- Dieter, G.E., (1988), *Mechanical Metallurgy*, McGraw-Hill, Singapur.
- Flores, P., Duchene, L., Lelotte, T., Bouffioux, C., Houdaigui, F.E., Bael, A.V., He, S., Duflou, J. ve Habraken, A.M., (2005), "Model Identification and FE Simulations: Effect of Different Yield Loci and Hardening Laws in Sheet Forming, NUMISHEET 2005 Conference, 15-19 August 2005, Detroit, Michigan.
- Gau, J.-T. ve Kinzel, G.L., (2001a), "A New Model for Springback Prediction in Which The Bauschinger Effect Is Considered", *International Journal of Mechanical Sciences*, 43:1813-1832.
- Gau, J.-T. ve Kinzel, G.L., (2001b), "An Experimental Investigation of The Influence of The Bauschinger Effect on Springback Simulations", *Journal of Materials Processing Technology*, 108:369-375.
- Geng, L. ve Wagoner, R.H., (2002), "Role of Plastic Anisotropy and Its Evolution on Springback", *International Journal of Mechanical Sciences*, 44:123-148.
- Gutscher, G., Wu, H.C., Ngaile, G. ve Altan, T., (2004), "Determination of Flow Stress for Sheet Metal Forming Using The Viscous Pressure Bulge (VPB) Test", *Journal of Materials Processing Technology*, 146:1-7.
- Hahm, J.-H., Kim, K.-H. ve Yin, J.-J., (2000), "Hardening of Steel Sheets with Orthotropy Axes Rotations and Kinematic Hardening", *International Journal of The Korean Society of Precision Engineering*, 1(1):91-97.
- Hertzberg, R.W., (1989), *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*, John Wiley & Sons, Singapur.
- Hill, R., (1950), *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford University Press, Oxford.
- Hill, R., (1990), "Constitutive Modelling of Orthotropic Plasticity in Sheet Metals", *Journal of The Mechanics and Physics of Solids*, 38(3):405-417.

Holt, J.M.(T.), (2000), “Uniaxial Tensile Testing”, ASM Handbook Vol.8 – Mechanical Testing and Evaluation, Materials Park, Ohio.

Horta, R.M.S.B., Roberts, W.T. ve Wilson, D.V., (1970), “Effects of Plastic Anisotropy on The Biaxial Stretching Performance of Low-Carbon Steels”, International Journal of Mechanical Sciences, 12:231-243.

Hosford, W.F. ve Caddell, R.M., (1983), Metal Forming – Mechanics and Metallurgy, Prentice-Hall, New Jersey.

Hosford, W.F., (1985), “Comments on Anisotropic Yield Criteria”, International Journal of Mechanical Sciences, 27(7-8):423-427.

Hosford, W.F., (1992), “Overview of Tensile Testing”, Tensile Testing (Edited by Han, P.), American Society for Metals, Materials Park, Ohio.

Huang, Y.-M. ve Leu, D.-K., (1995), “An Elasto-Plastic Finite Element Analysis of Sheet Metal U-Bending Process”, Journal of Materials Processing Technology, 48:151-157.

IISI Committee on Automotive Applications, (2005), Advanced High Strength Steel (AHSS) Application Guidelines, International Iron & Steel Institute.

Jastrzebski, Z.D., (1987), The Nature and Properties of Engineering Materials, John Wiley & Sons, Singapur.

Kalpajian, S., (2000), “Mechanical Testing for Metalworking Processes”, ASM Handbook Vol.8 – Mechanical Testing and Evaluation, Materials Park, Ohio.

Kim, S.A. ve Johnson, W.L., (2007), “Elastic Constants and Internal Friction of Martensitic Steel, Ferritic-Pearlitic Steel, and α -Iron”, Materials Science and Engineering A, 452-453: 633-639.

Kobayashi, S., Caddell, R.M. ve Hosford, W.F., (1985), “Examination of Hill’s Latest Yield Criterion Using Experimental Data for Various Anisotropic Sheet Metals, International Journal of Mechanical Sciences, 27(7/8):509-517.

Kuhn, H.A., (2000), “Overview of Mechanical Properties and Testing for Design”, ASM Handbook Vol.8 – Mechanical Testing and Evaluation, Materials Park, Ohio.

Kuwabara, T., Bael, A.V. ve Iizuka, E., (2002), “Measurement and Analysis of Yield Locus and Work Hardening Characteristics of Steel Sheets with Different r-Values”, Acta Materialia, 50: 3717-3729.

Lauwagie, T., Sol, H., Roebben, G., Heylen, W., Shi, Y., ve Biest, O.V., (2003), “Mixed Numerical-Experimental Identification of Elastic Properties of Orthotropic Metal Plates”, NDT&E International, 36:487-495.

Leu, D.-K., (1997), “A Simplified Approach for Evaluating Bendability and Springback in Plastic Bending of Anisotropic Sheet Metals”, Journal of Materials Processing Technology, 66:9-17.

- Li, X., Yang, Y., Wang, Y., Bao, J. ve Li, S., (2002), "Effect of The Material-Hardening Mode on The Springback Simulation Accuracy of V-Free Bending", *Journal of Materials Processing Technology*, 39:209-211.
- Livatyali, H. ve Altan, T., (2001), "Prediction and Elimination of Springback in Straight Flanging Using Computer Aided Design Methods – Part 1. Experimental Investigations", *Journal of Materials Processing Technology*, 117:262-268.
- Livatyali, H., Wu, H.C., ve Altan, T., (2002), "Prediction and Elimination of Springback in Straight Flanging Using Computer-Aided Design Methods – Part 2. FEM Predictions and Tool Design", *Journal of Materials Processing Technology*, 120:348-354.
- Louthan, M.R., (1992), "Tensile Testing of Metals and Alloys", *Tensile Testing* (Edited by Han, P.), American Society for Metals, Materials Park, Ohio.
- Luo, L. ve Ghosh, A.K., (2003), "Elastic and Inelastic Recovery after Plastic Deformation of DQSK Steel Sheet", *Journal of Engineering Materials and Technology*, 125:237-246.
- Marciniak, Z. ve Duncan, J., (1992), *The Mechanics of Sheet Metal Forming*, Edward Arnold, London.
- Mentink, R.J., Lutters, D., Streppel, A.H. ve Kals, H.J.J., (2003), "Determining Material Properties of Sheet Metal on A Press Brake", *Journal of Materials Processing Technology*, 141:143-154.
- Mielnik, E.M., (1991), *Metalworking Science and Engineering*, McGraw-Hill, New York.
- Moon, Y.H., Kang, S.S., Cho, J.R. ve Kim, T.G., (2003), "Effect of Tool Temperature on The Reduction of The Springback of Aluminum Sheets", *Journal of Materials Processing Technology*, 132:365-368.
- Morestin, F. ve Boivin, M., (1996), "On The Necessity of Taking into Account The Variation in The Young Modulus with Plastic Strain in Elastic-Plastic Software", *Nuclear Engineering and Design*, 162:107-116.
- Morestin, F., Boivin, M. ve Silva, C., (1996), "Elasto Plastic Formulation Using A Kinematic Hardening Model for Springback Analysis in Sheet Metal Forming", *Journal of Materials Processing Technology*, 56:619-630.
- Mróz, Z., (1967), "On The Description of Anisotropic Workhardening", *Journal of The Mechanics and Physics of Solids*, 15:163-175.
- Mumford, P.M., (1992), "Test Methodology and Data Analysis", *Tensile Testing* (Edited by Han, P.), American Society for Metals, Materials Park, Ohio.
- Newby, J.R., (1978), "Formability of Steel Sheet", *Metals Handbook Vol. 1 – Properties and Selection: Irons and Steels*, Metals Park, Ohio.
- Ragai, I. ve Nemes, J.A., (2005), "Experimental Investigation of Springback of Dual-Phase Steels", 2005 SAE World Congress, 11-14 April 2005, Detroit, Michigan.

Ranta-Eskola, A.J., (1979), "Use of The Hydraulic Bulge Test in Biaxial Tensile Testing", *International Journal of Mechanical Sciences*, 21:457-465.

Samuel, M., (2000), "Experimental and Numerical Prediction of Springback and Side Wall Curl in U-Bendings of Anisotropic Sheet Metals", *Journal of Materials Processing Technology*, 105:382-394.

Shang, H.M. ve Shim, V.P.W., (1984), "A Model Study of The Effect of The Size of The Die Shoulder in Hydroforming", *Journal of Mechanical Working Technology*, 10: 307-323.

Smith, W.F., (1990), *Principles of Materials Science and Engineering*, McGraw-Hill, Singapur.

Tan, Z. ve Magnusson, C. ve Persson, B., (1994), "The Bauschinger Effect in Compression-Tension of Sheet Metals", *Materials Science and Engineering A*, 183: 31-38.

Tan, Z., Persson, B. ve Magnusson, C., (1992), "An Empiric Model for Controlling Springback in V-Die Bending of Sheet Metals", *Journal of Materials Processing Technology*, 34:449-455.

Taylor, B., (1985), "Sheet Formability Testing", *Metals Handbook Vol. 8 – Mechanical Testing*, Metals Park, Ohio.

Timoshenko, S.P. ve Goodier, J.N., (1970), *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill, New York.

TS 138 EN 10002-1, (1996), "Metalik Malzemeler – Çekme Deneyi – Bölüm 1 – Ortam Sıcaklığında Deney Metodu", *Türk Standartları Enstitüsü*.

Vegter, H., Horn, C.H.L.J., An, Y., Atzema, E.H., Pijlman, H.H., Boogaard, T.H.V.D. ve Huétink, H., (2003), "Characterisation and Modelling of The Plastic Material Behaviour and Its Application in Sheet Metal Forming Simulation", *VII International Conference on Computational Plasticity (COMPLAS VII)*, 7-10 April 2003, Barcelona.

Vial, C., Hosford, W.F. ve Caddell, R.M., (1983), R.M., "Yield Loci of Anisotropic Sheet Metals", *International Journal of Mechanical Sciences*, 25(12):899-915.

Wang, C., Kinzel, G. ve Altan, T., (1993), "Mathematical Modeling of Plane-Strain Bending of Sheet and Plate", *Journal of Materials Processing Technology*, 39:279-304.

Wang, L. ve Lee, T.C., (2006), "The Effect of Yield Criteria on The Forming Limit Curve Prediction and The Deep Drawing Process Simulation", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46:988-995.

Yuen, W.Y.D., (1990), "Springback in The Stretch-Bending of Sheet Metal with Non-Uniform Deformation", *Journal of Materials Processing Technology*, 22:1-20.

Zang, S.L., Liang, J. ve Gou, C., (2007), "A Constitutive Model for Spring-back Prediction in Which The Change of Young's Modulus with Plastic Deformation is Considered", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47(11):1791-1797.

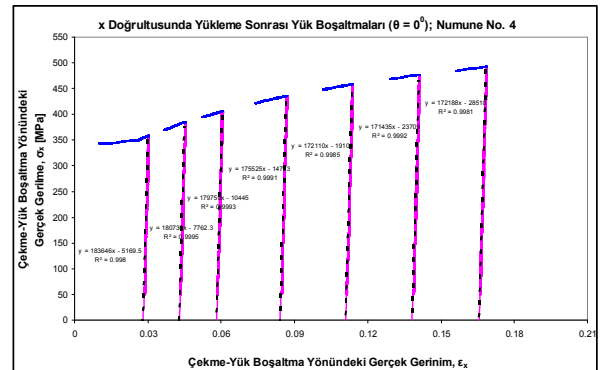
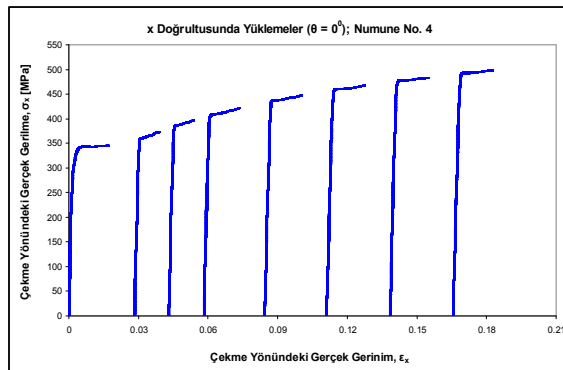
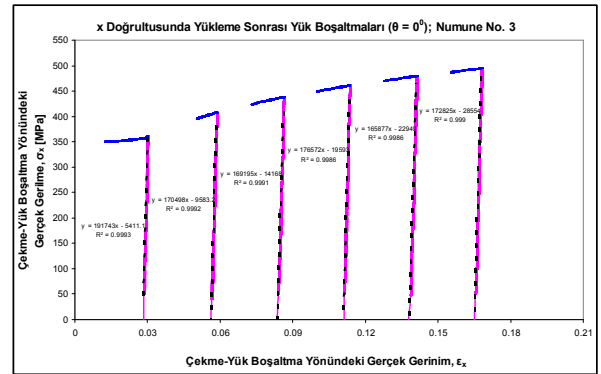
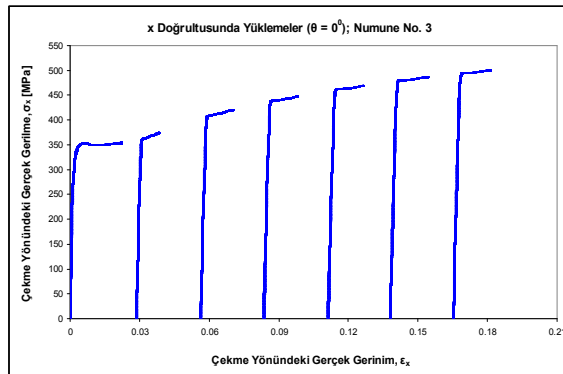
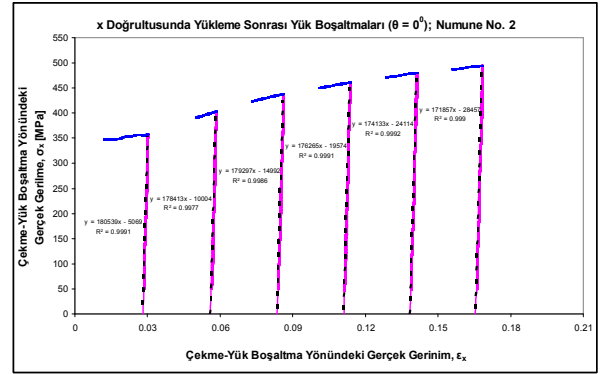
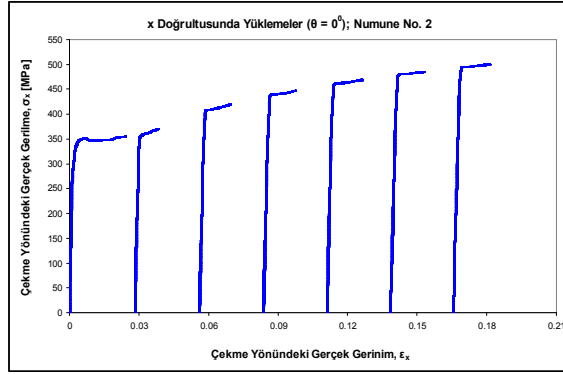
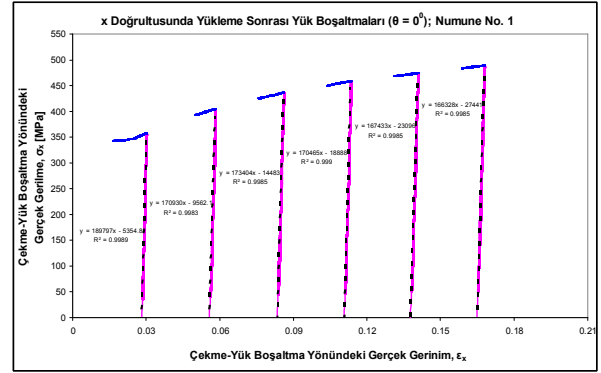
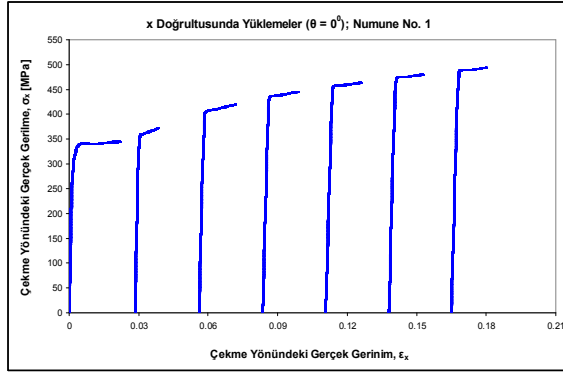
- Zhang, Z.T. ve Hu, S.J., (1998), "Stress and Residual Stress Distributions in Plane Strain Bending", *International Journal of Mechanical Sciences*, 40(6):533-543.
- Zhu, Y., Dodd, B., Caddell, R.M. ve Hosford, W.F., (1987), "Convexity Restrictions on Non-Quadratic Anisotropic Yield Criteria", *International Journal of Mechanical Sciences*, 29(10/11):733-741.

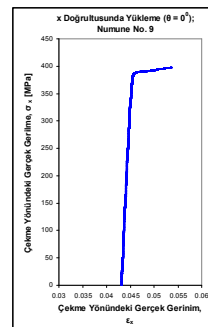
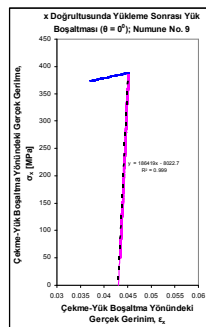
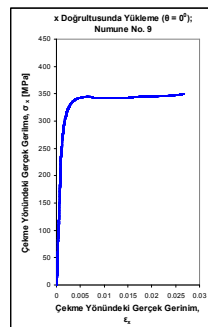
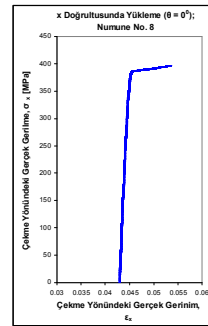
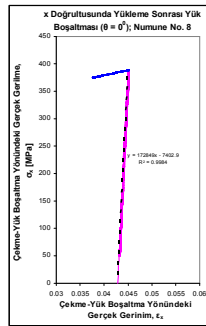
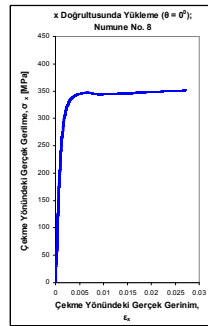
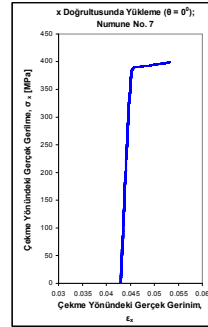
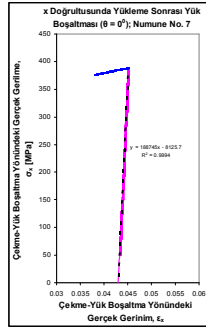
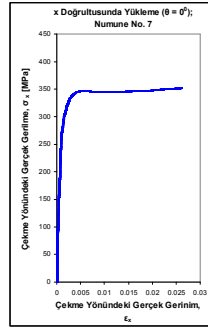
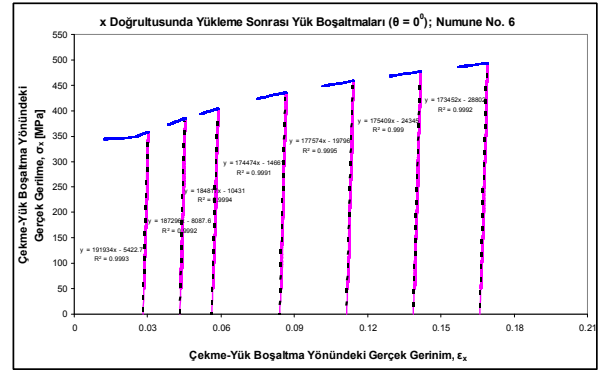
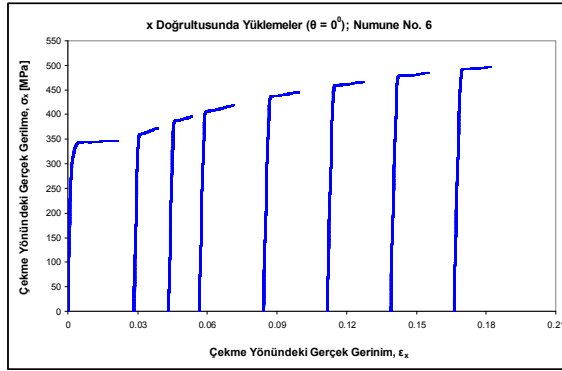
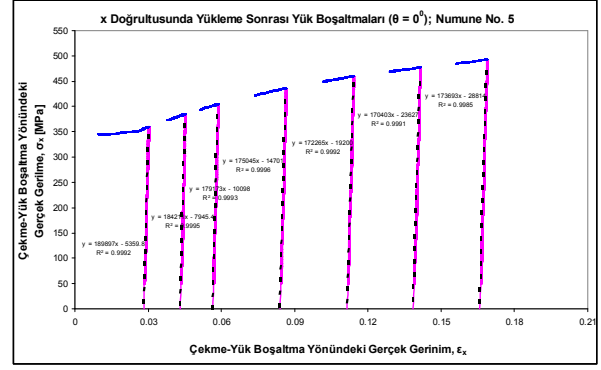
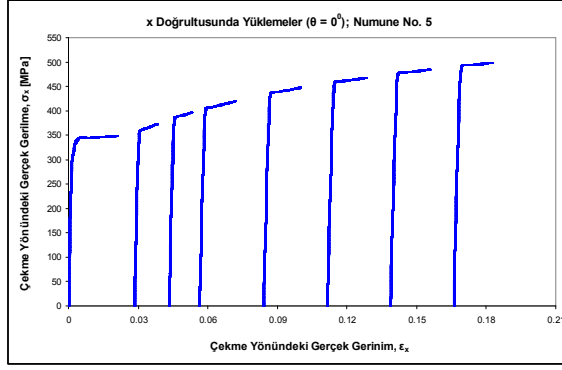
EKLER

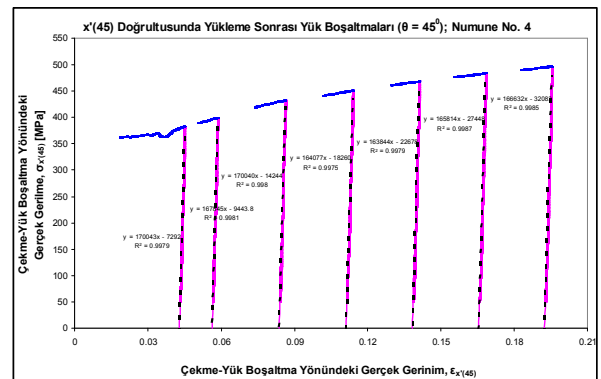
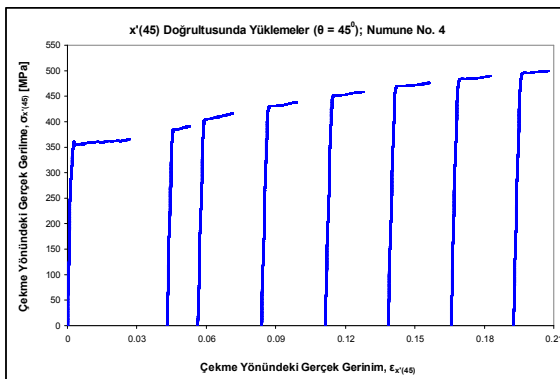
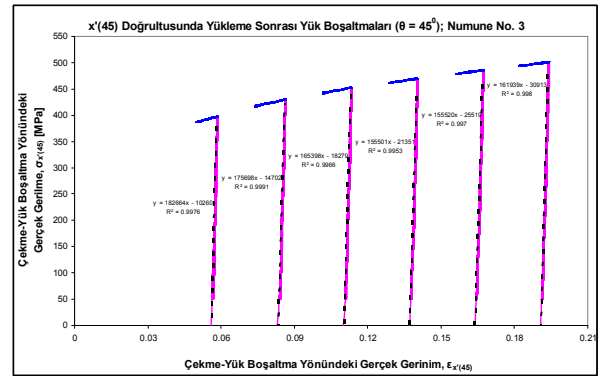
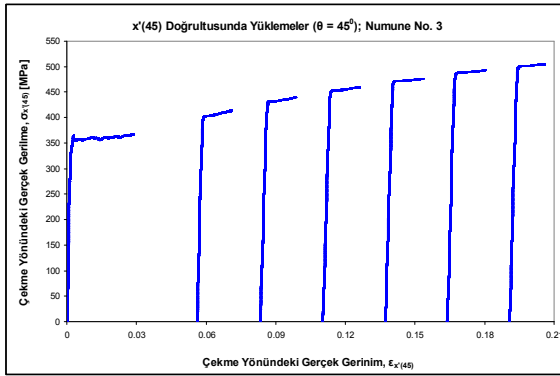
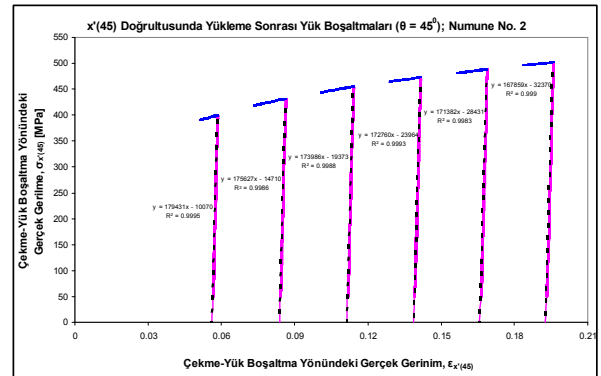
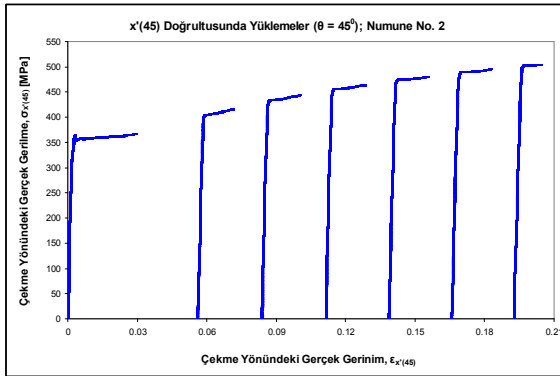
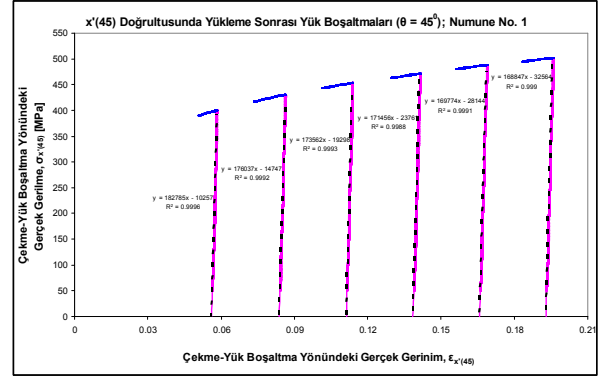
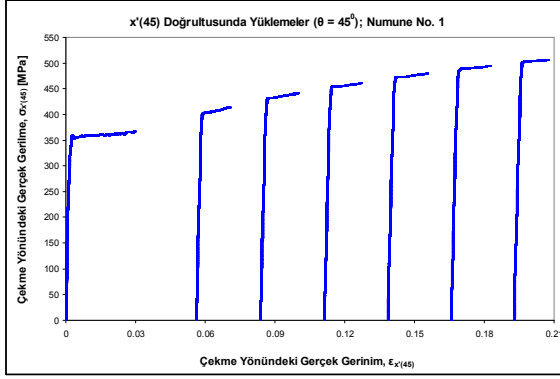
- Ek 1 Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerine Dair Sayısal ve Grafıksel Sonuçlar
- Ek 2 Uygulanan Viskoz Basınç ile ŐŐirme Deneylerine Dair Ham Veri Profilleri
- Ek 3 Konkav Kenar Bükme Uygulamalarında Sonlu Elemanlar Yöntemi Tabanlı İşlem Simölasyonlarından Tahmin Edilen Geri Esnemeler

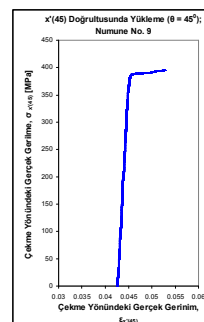
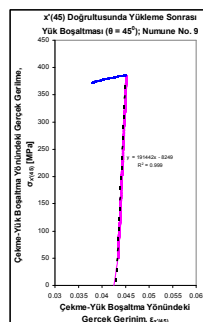
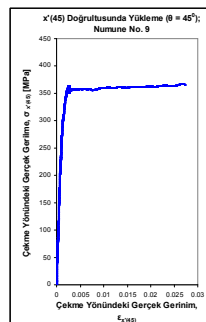
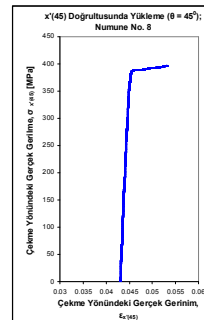
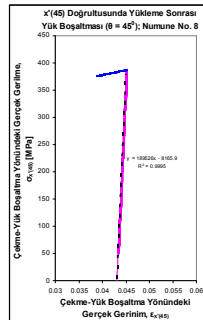
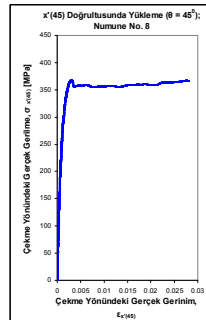
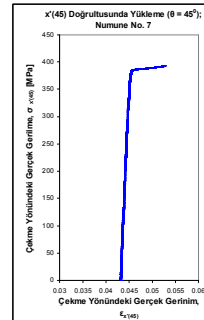
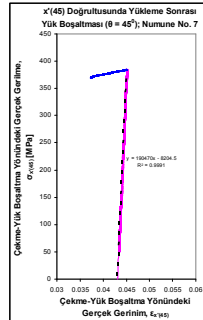
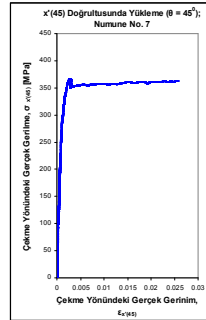
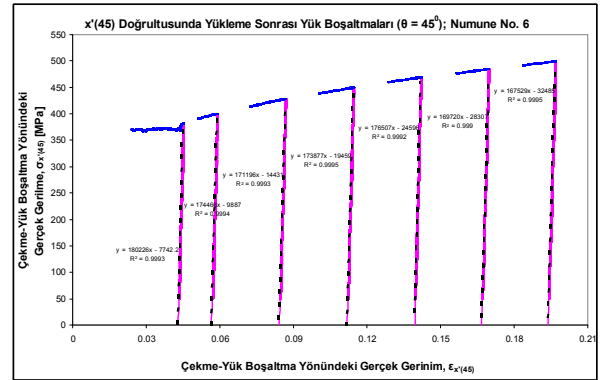
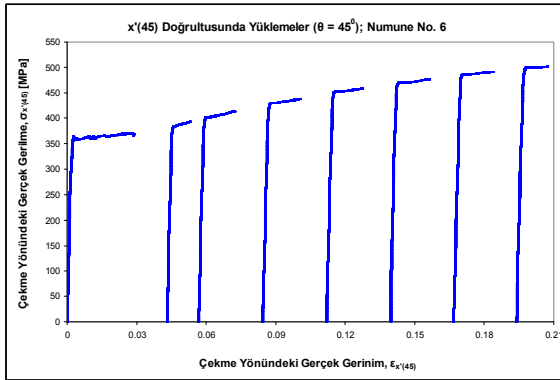
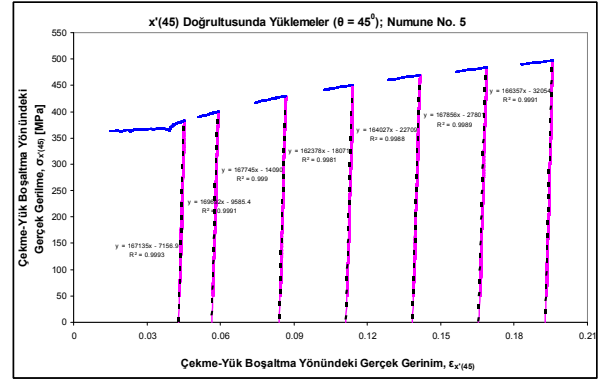
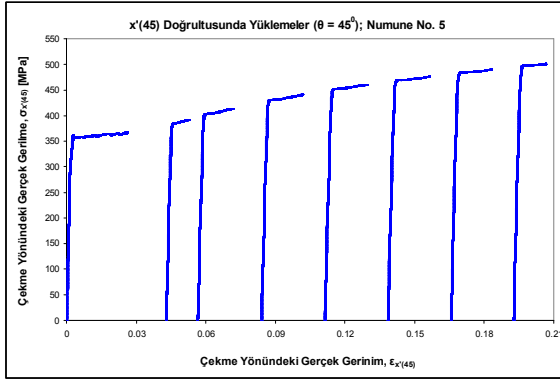
Ek 1 Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerine Dair Sayısal ve Grafıksel Sonular

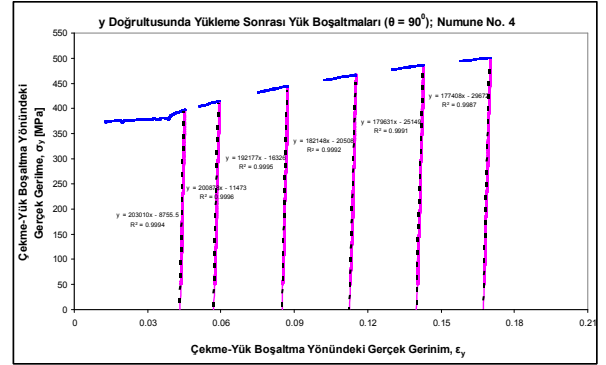
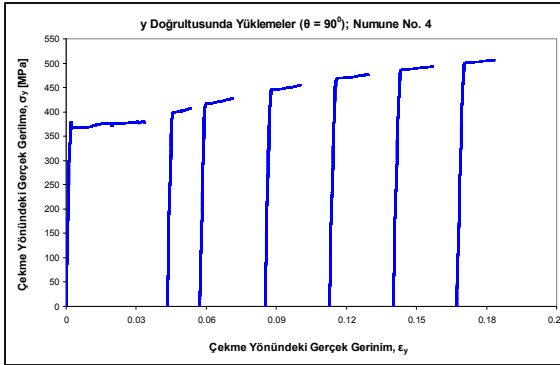
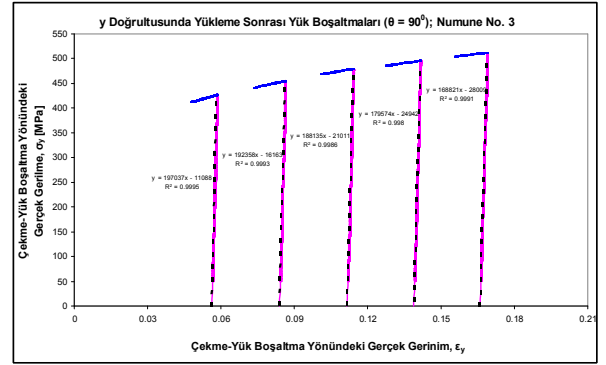
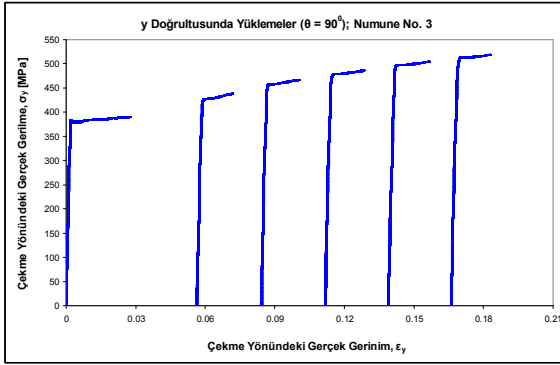
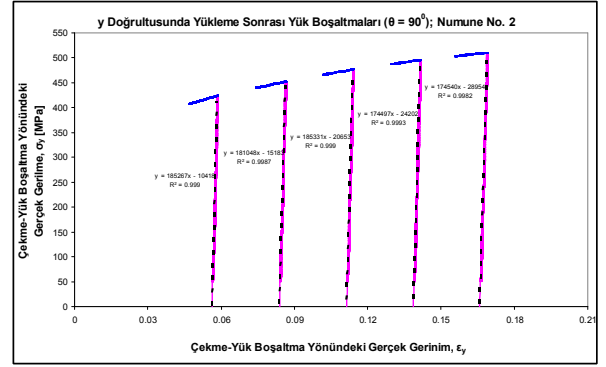
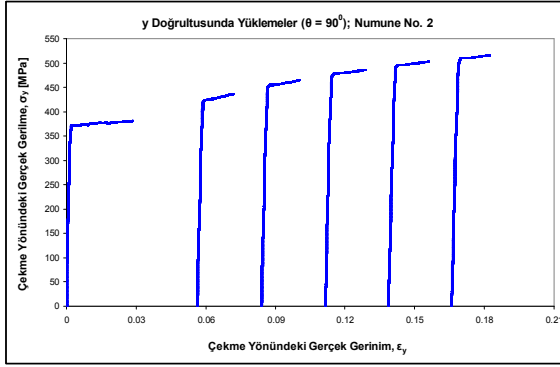
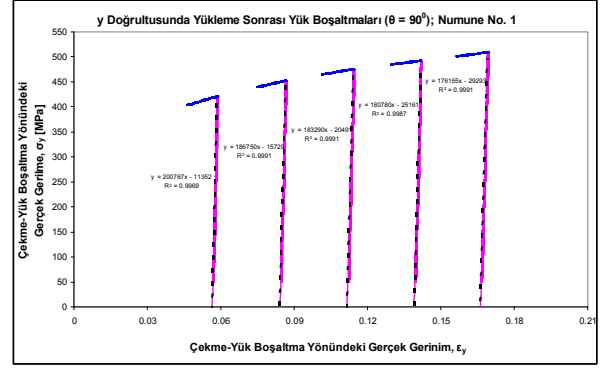
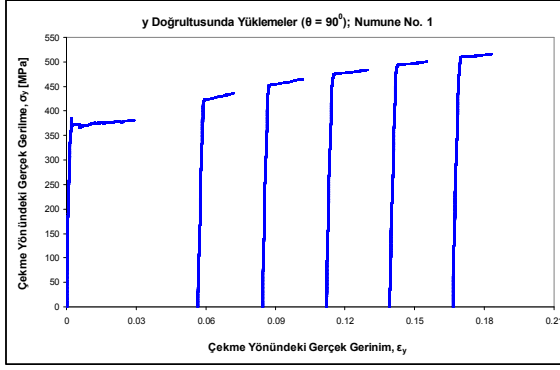
(A) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki elik Saca Üniform Deformasyon Bölgesinde Seçilen Gerinim Değerlerine Kadar Yükleme-Yük Boşaltma ve Tekrar Yükleme Tarzında Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinde Çekme veya Yük Boşaltma Doğrultusunda Elde Edilen Gerçek Gerilme – Gerçek Gerinim Diyagramları

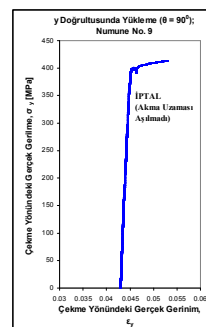
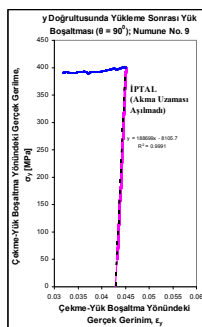
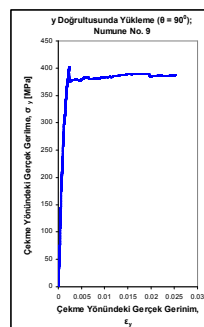
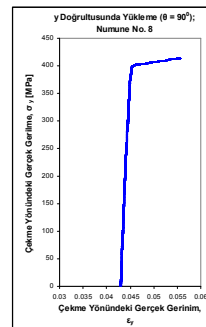
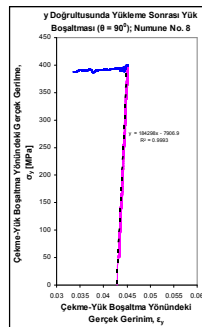
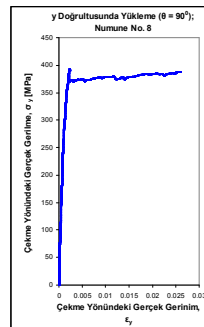
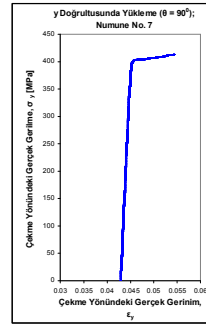
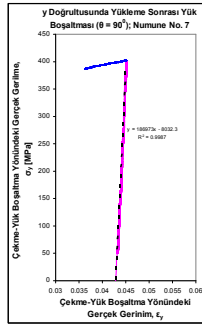
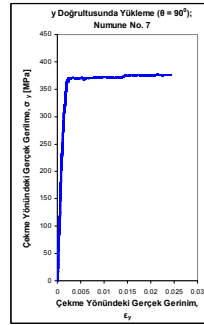
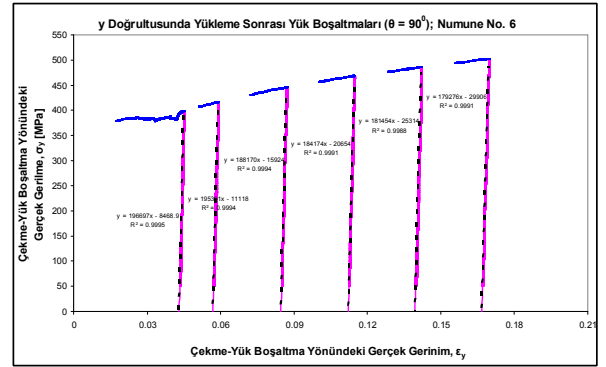
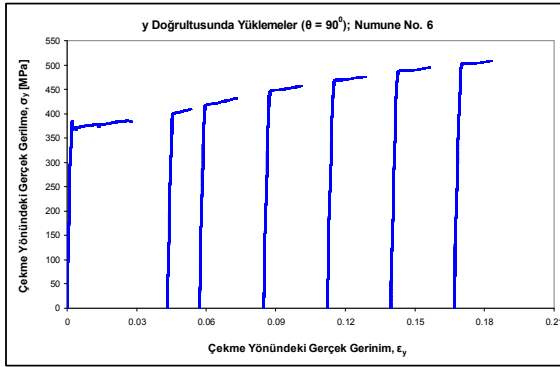
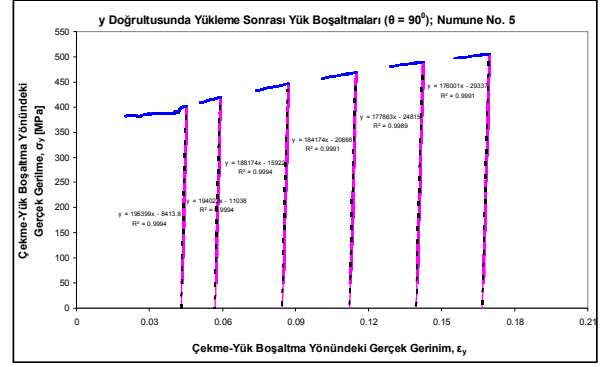
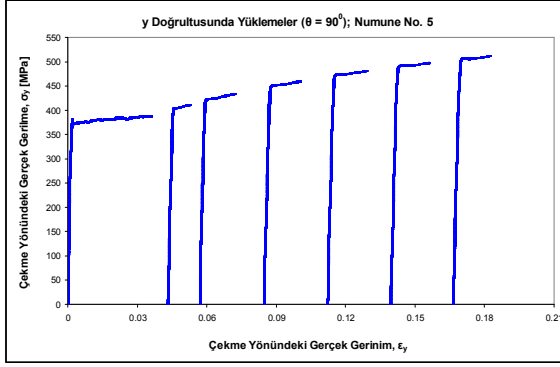












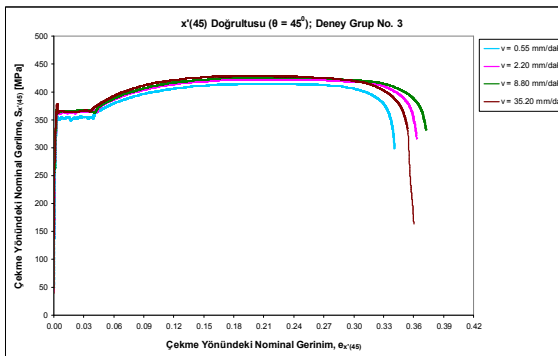
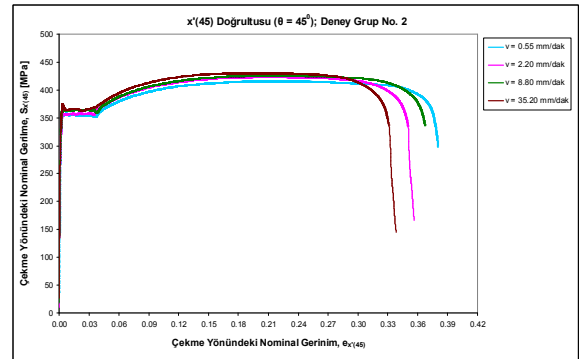
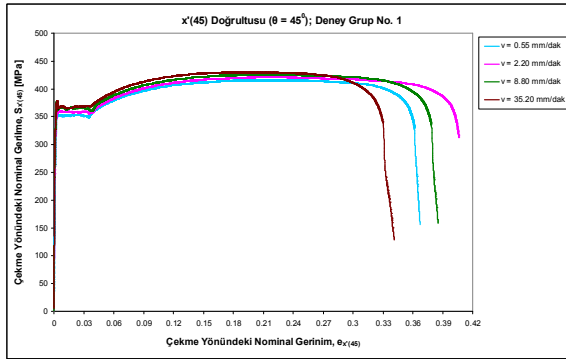
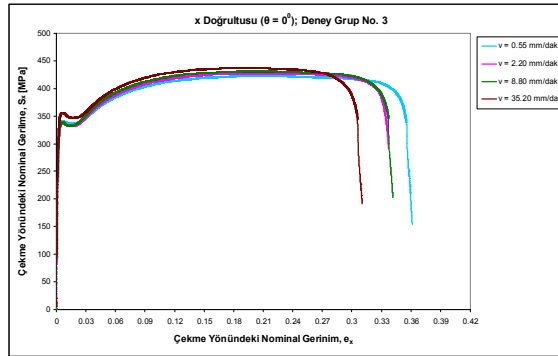
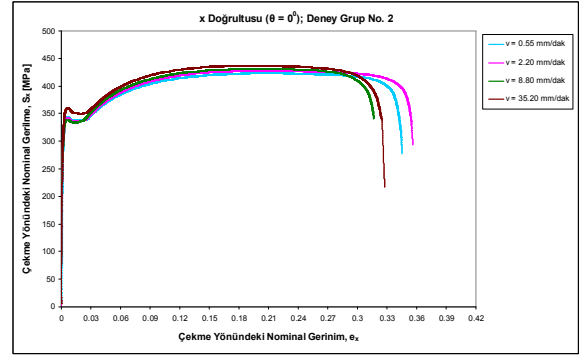
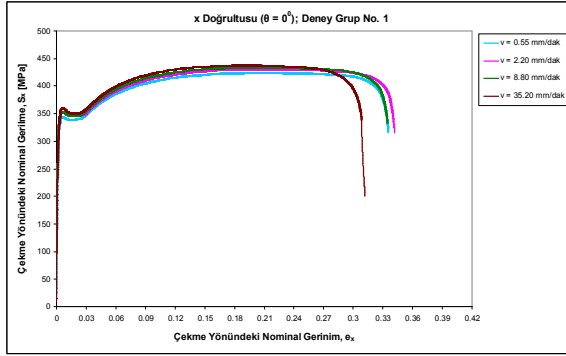
(B) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinde Başlangıç Yüklemede Deney Yazılımının Elastiklik Modülü Olarak Sunduğu Fakat Efektif Olarak Nitelenen Modül Değerleri ile Çekme Doğrultusundaki Farklı Gerçek Gerinim Düzeylerinden Yapılan Yükleme ve Yük Boşaltmalarda Saptanan Efektif Modüller

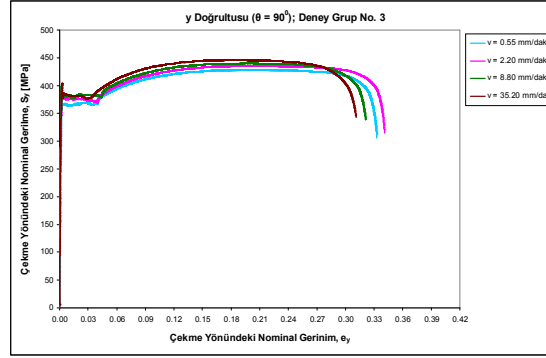
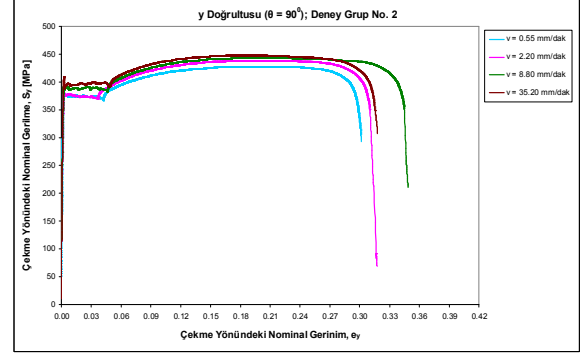
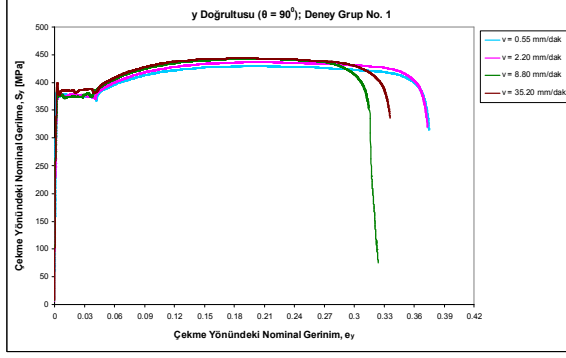
p_{ε_x}	Başlangıçtaki Yüklemede Ölçülen Modül ${}^{in}E_{ef-0}$ [MPa]	ε_x	Oransal Sınırın Altındaki Yük Boşaltmada Esas Alınan Modül E_{sb-0} [MPa]
0	194000	0 ila $\varepsilon_{0-x} =$ 0.00135 (ortalama)	${}^{in}E_{ef-0} = 209000$ (ortalama)
0	214500		
0	218500		
0	204000		
0	199000		
0	224000		
p_{ε_x}	Yüklemede Ölçülen Efektif Modül E_{ef-0} [MPa]	ε_x	Yük Boşaltmada Ölçülen Efektif Modül (Geri Esneme Modülü) E_{sb-0} [MPa]
0.02817	188500	0.02998	190000
0.02818	193000	0.03000	180500
0.02846	182500	0.02999	191500
0.02811	183000	0.02999	183500
0.02828	191500	0.02999	190000
0.02827	195000	0.03005	192000
0.04295	182500	0.04503	188500
0.04316	185500	0.04501	173000
0.04319	188500	0.04503	186500
0.04291	188500	0.04499	180500
0.04292	188500	0.04513	184000
0.04309	175500	0.04514	187500
0.05589	171500	0.05817	171000
0.05593	182000	0.05822	178500
0.05618	170000	0.05849	170500
0.05805	178500	0.06028	180000
0.05635	180500	0.05846	179000
0.05641	184500	0.05856	185000
0.08335	170500	0.08587	173500
0.08354	182500	0.08592	179500
0.08342	177000	0.08624	169000
0.08424	175000	0.08659	175500
0.08400	180000	0.08637	175000
0.08399	176000	0.08641	174500
0.11065	169000	0.11336	170500
0.11110	187000	0.11358	176500
0.11107	163000	0.11343	176500
0.11094	169500	0.11356	172000
0.11138	171000	0.11396	172500
0.11143	177000	0.11397	177500
0.13781	165500	0.14062	167500
0.13833	174500	0.14114	174000
0.13794	171500	0.14111	166000
0.13824	172000	0.14096	171500
0.13859	170500	0.14130	170500
0.13873	173500	0.14134	175500
0.16479	165000	0.16770	166500
0.16534	169000	0.16837	172000
0.16516	172500	0.16792	173000
0.16547	170500	0.16826	172000
0.16580	172000	0.16859	173500
0.16599	173500	0.16877	173500

$p_{\varepsilon_x'(45)}$	Başlangıçtaki Yüklemede Ölçülen Modül ${}^{in}E_{ef-45}$ [MPa]	$\varepsilon_x'(45)$	Oransal Sınırın Altındaki Yük Boşaltmada Esas Alınan Modül E_{sb-45} [MPa]
0	210000	0 ila $\varepsilon_{O-x'(45)} =$ 0.00160 (ortalama)	${}^{in}E_{ef-45} = 204500$ (ortalama)
0	202000		
0	203500		
0	217500		
0	196000		
0	196500		
$p_{\varepsilon_x'(45)}$	Yüklemede Ölçülen Efektif Modül E_{ef-45} [MPa]	$\varepsilon_x'(45)$	Yük Boşaltmada Ölçülen Efektif Modül (Geri Esneme Modülü) E_{sb-45} [MPa]
0.04284	167000	0.04496	170000
0.04283	177500	0.04504	167000
0.04296	181500	0.04498	180000
0.04311	192500	0.04499	190500
0.04301	189500	0.04503	189500
0.04254	163000	0.04495	191500
0.05610	184000	0.05821	183000
0.05609	182000	0.05828	179500
0.05599	183500	0.05828	182500
0.05618	165000	0.05853	168000
0.05643	169000	0.05873	169500
0.05667	174500	0.05881	174500
0.08365	175000	0.08613	176000
0.08385	178000	0.08606	175500
0.08310	154500	0.08604	175500
0.08364	164500	0.08615	170000
0.08389	166500	0.08643	167500
0.08436	172000	0.08664	171000
0.11121	172000	0.11369	173500
0.11133	172500	0.11381	174000
0.11011	151000	0.11306	165500
0.11112	158500	0.11388	164000
0.11117	158000	0.11387	162500
0.11189	175000	0.11442	174000
0.13850	174000	0.14115	171500
0.13863	170000	0.14135	173000
0.13701	149500	0.14009	155500
0.13830	163500	0.14111	164000
0.13834	165500	0.14114	164000
0.13948	179500	0.14186	176500
0.16568	168500	0.16852	170000
0.16571	167000	0.16857	171500
0.16378	167000	0.16697	155500
0.16537	164500	0.16826	166000
0.16549	168500	0.16834	168000
0.16672	169500	0.16945	169500
0.19294	167500	0.19564	169000
0.19263	164000	0.19574	168000
0.19057	158500	0.19380	162000
0.19234	164000	0.19536	166500
0.19249	166000	0.19555	166500
0.19384	167500	0.19674	167500

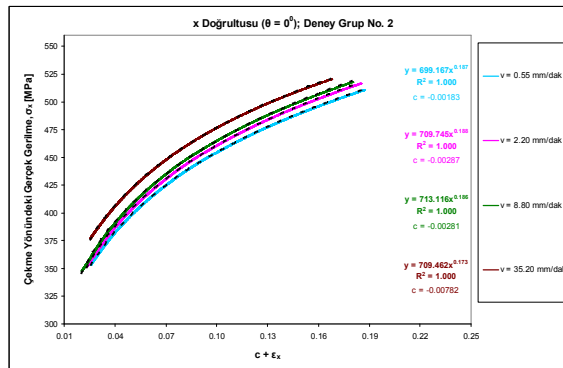
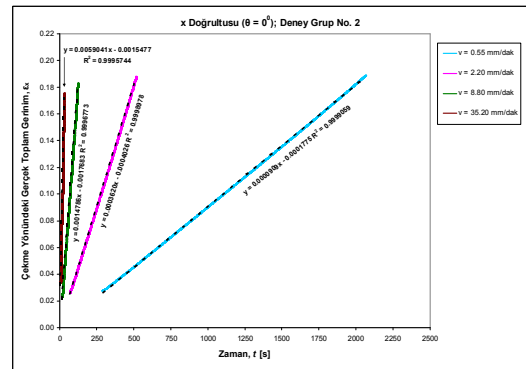
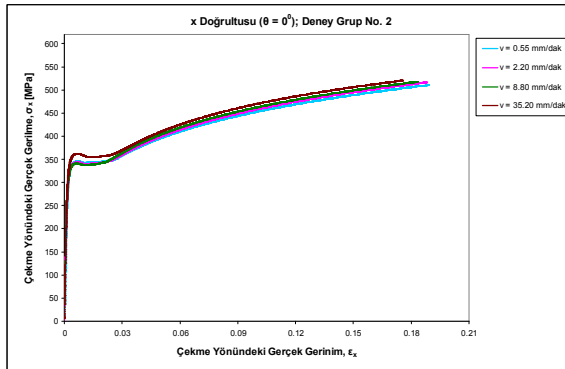
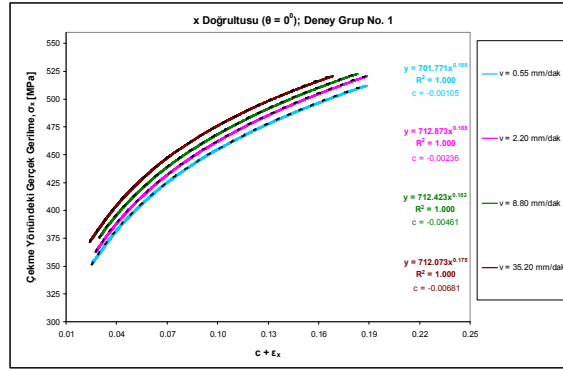
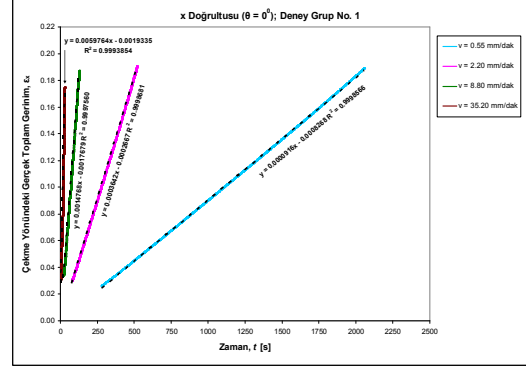
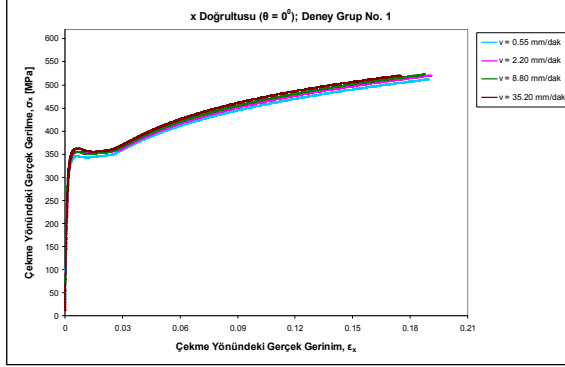
p_{ε_y}	Başlangıçtaki Yüklemede Ölçülen Modül ${}^{in}E_{ef-90}$ [MPa]	ε_y	Oransal Sınırın Altındaki Yük Boşaltmada Esas Alınan Modül E_{sb-90} [MPa]
0	250500	0 ila $\varepsilon_{0-y} =$ 0.00130 (ortalama)	${}^{in}E_{ef-90} = 243000$ (ortalama)
0	248500		
0	242500		
0	233500		
0	233500		
0	253500		
0	251000		
0	231000		
p_{ε_y}	Yüklemede Ölçülen Efektif Modül E_{ef-90} [MPa]	ε_y	Yük Boşaltmada Ölçülen Efektif Modül (Geri Esneme Modülü) E_{sb-90} [MPa]
0.04320	199000	0.04503	203000
0.04305	197000	0.04500	195500
0.04307	200000	0.04500	196500
0.04286	184000	0.04499	187000
0.04292	186500	0.04501	184500
0.05651	189000	0.05851	201000
0.05625	189500	0.05838	185500
0.05627	202000	0.05837	197000
0.05715	202500	0.05910	201000
0.05685	195000	0.05895	194000
0.05686	196500	0.05893	195000
0.08424	185000	0.08651	187000
0.08389	186000	0.08626	181000
0.08403	198500	0.08627	192500
0.08499	192000	0.08715	192000
0.08464	182500	0.08689	188000
0.08456	188000	0.08690	188000
0.11178	183000	0.11426	183500
0.11138	184000	0.11386	185500
0.11154	189500	0.11406	188000
0.11257	180500	0.11501	182000
0.11212	180500	0.11465	184000
0.11207	182000	0.11458	184000
0.13905	174500	0.14172	181000
0.13865	178000	0.14137	174500
0.13880	173500	0.14149	179500
0.13992	177000	0.14252	179500
0.13940	176000	0.14209	178000
0.13947	179500	0.14202	184500
0.16621	176500	0.16906	176000
0.16577	174000	0.16860	174500
0.16590	171000	0.16879	169000
0.16722	173500	0.16992	177500
0.16644	180500	0.16945	176000
0.16672	179500	0.16946	179500

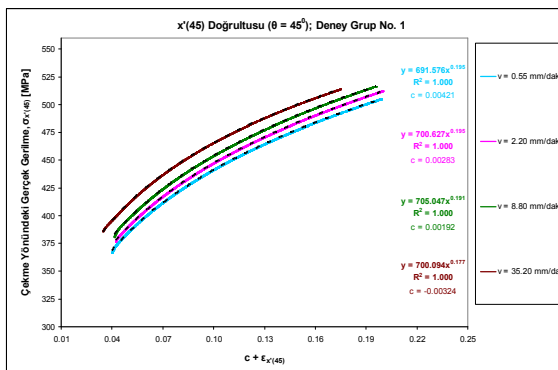
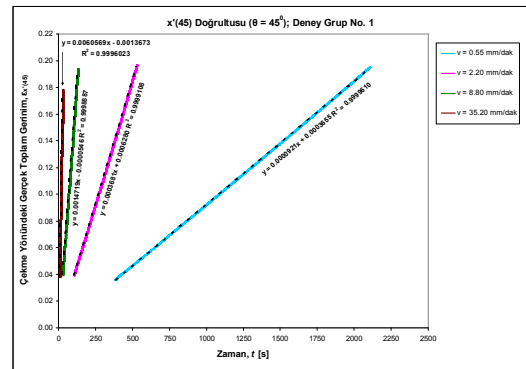
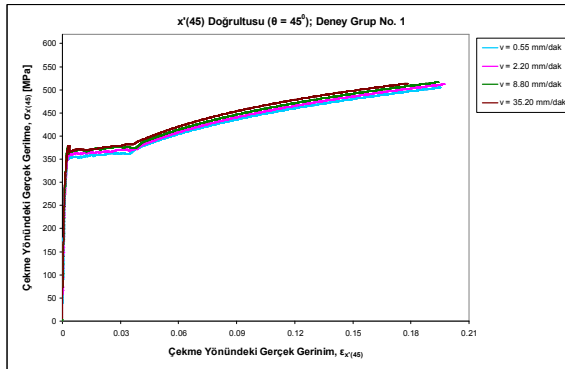
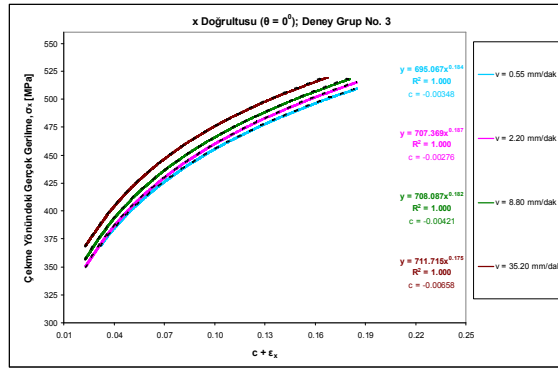
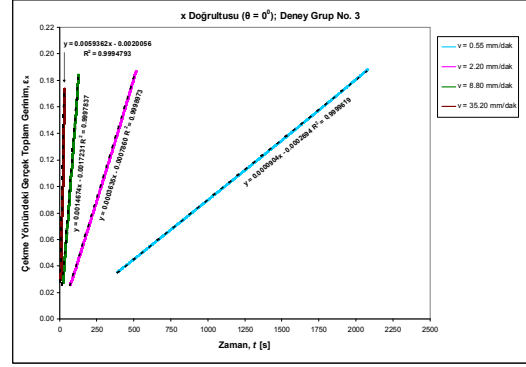
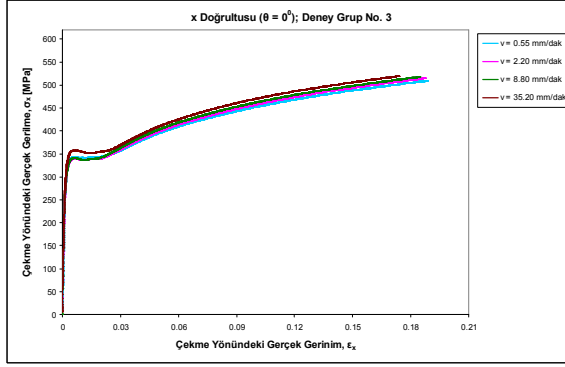
(C) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek eksenli Çekme Deneylerinden Çekme Doğrultusunda Elde Edilen Nominal Gerilme – Nominal Gerinim Diyagramları

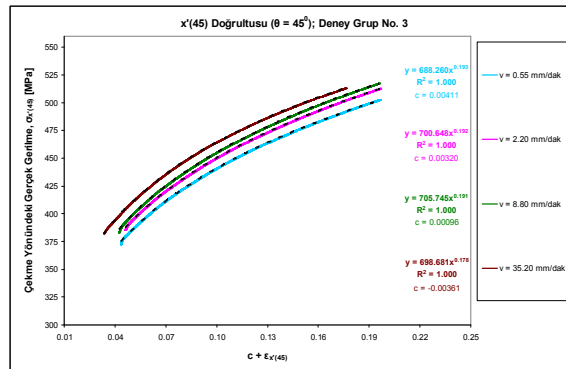
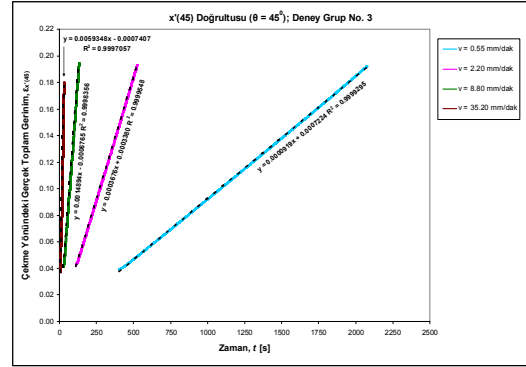
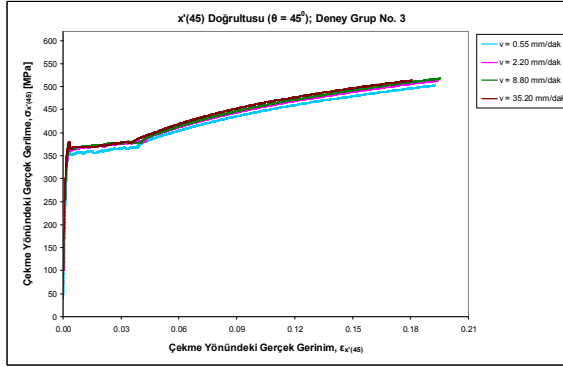
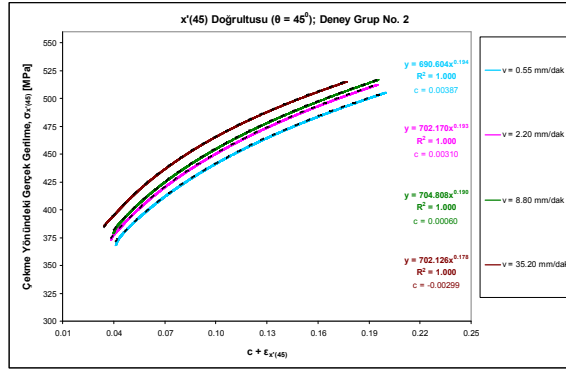
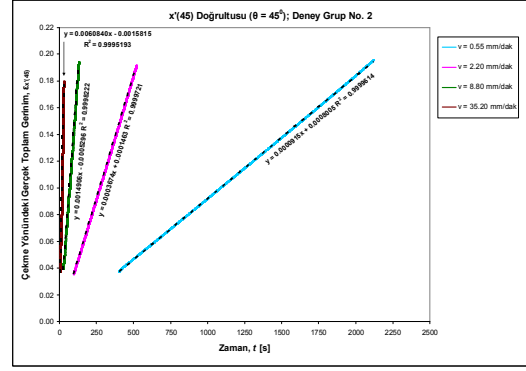
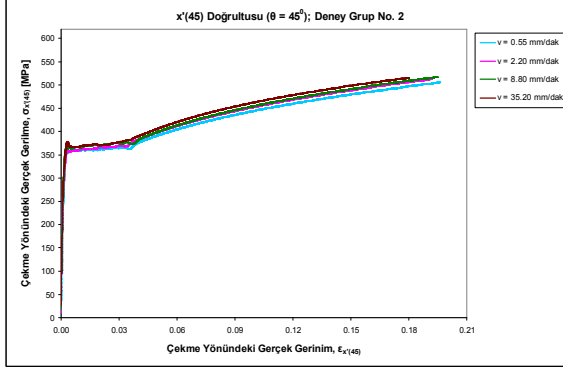


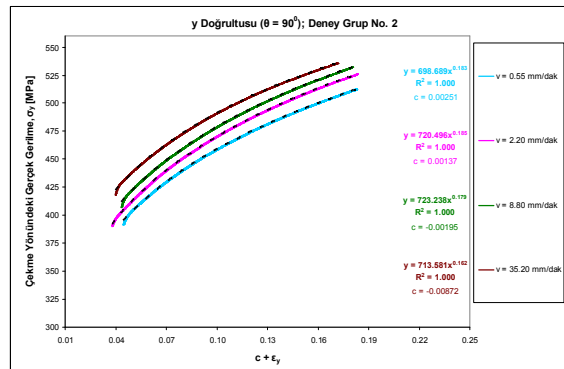
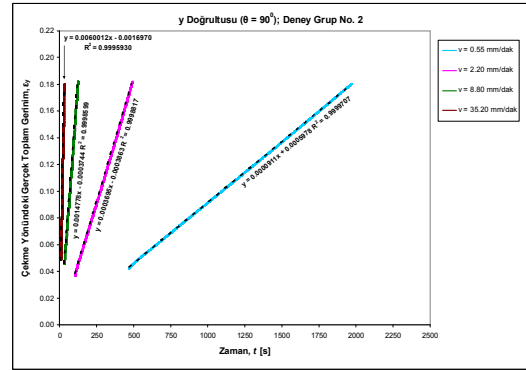
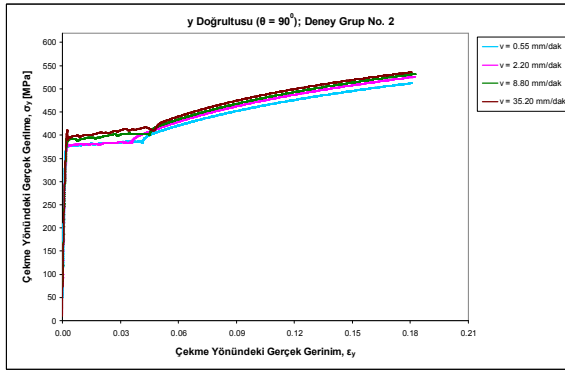
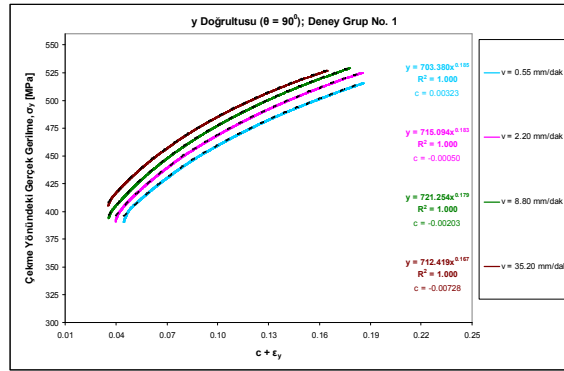
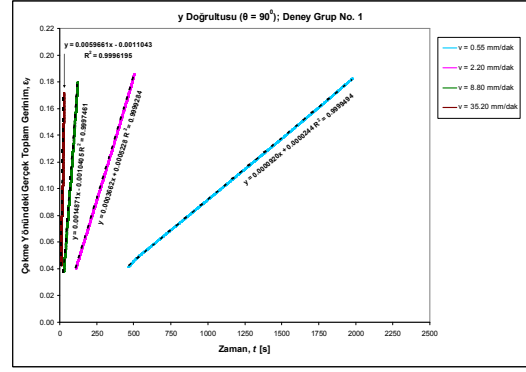
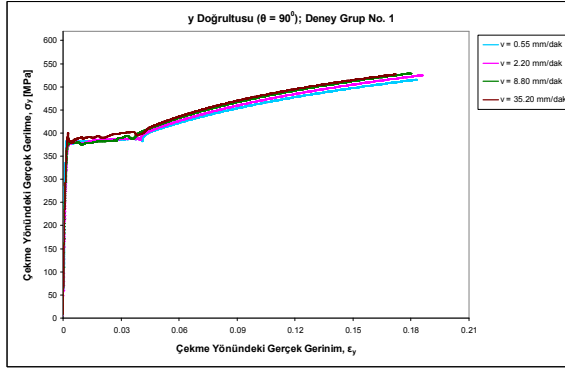


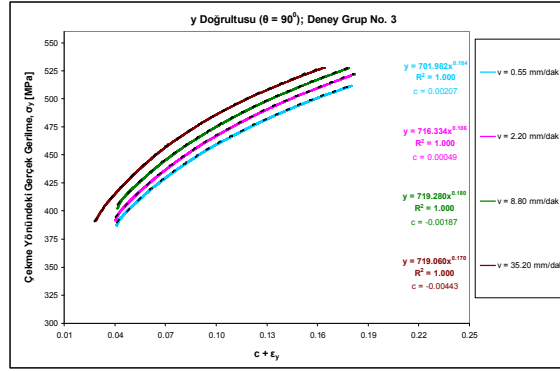
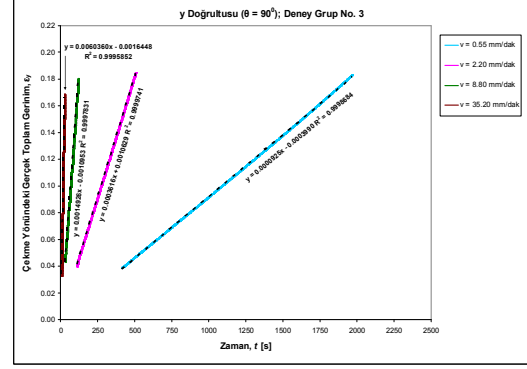
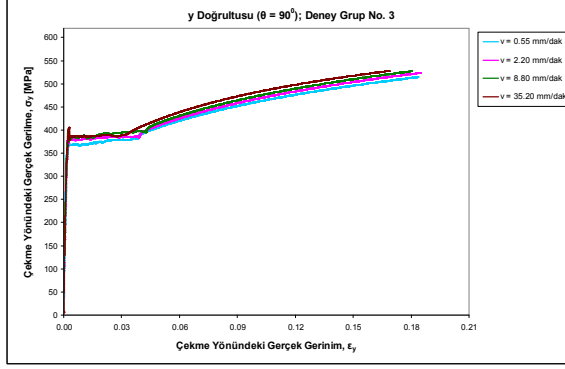
(D) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinde Çekme Doğrultusunda Dengesizlik Anına Kadar Elde Edilen Gerçek Gerilme – Gerçek Gerinim Diyagramları ve Üniform Deformasyon Bölgesinde Çekme Doğrultusundaki Gerçek Toplam Gerinim ile Zaman ve Gerçek Gerilme Değerleri Arasında Yapılan Regresyonlar











(E) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinde Başlangıçtaki Süreksiz (Belirgin) Akma Davranışına Dair Nominal Gerilme ve Nominal Toplam Gerinim Olarak Saptanan Karakteristikler

θ	v_{ch} [mm/dak]	ϵ_{YH} ($\epsilon_{YP/s}$)	S_{YH} ($S_{YP/s}$) [MPa]	ϵ_{YL}	S_{YL} [MPa]	$\epsilon_{YP/f}$	YPE [%]
0°	0.55	0.00598	343.846	0.01632	338.784	0.02649	2.052
		0.00672	343.705	0.01792	337.909	0.02788	2.116
		0.00596	341.569	0.01521	336.930	0.03571	2.976
	2.20	0.00622	352.960	0.02029	346.267	0.03017	2.395
		0.00647	341.460	0.01708	335.761	0.02637	1.990
		0.00621	337.896	0.01745	332.745	0.02599	1.978
	8.80	0.00606	353.382	0.01513	345.958	0.03463	2.857
		0.00586	339.276	0.01388	333.772	0.02317	1.732
		0.00588	339.067	0.01329	333.160	0.02725	2.138
	35.20	0.00603	359.706	0.01867	349.878	0.03124	2.521
		0.00627	359.562	0.02005	349.646	0.03354	2.727
		0.00620	356.007	0.01657	346.750	0.02985	2.365
45°	0.55	0.00268	357.462	0.03453	348.504	0.03640	3.371
		0.00280	367.696	0.03614	350.310	0.03786	3.506
		0.00293	363.962	0.01637	349.204	0.04003	3.710
	2.20	0.00263	360.861	0.03517	355.621	0.04000	3.737
		0.00268	358.194	0.00846	355.671	0.03572	3.304
		0.00251	363.150	0.02093	361.071	0.04384	4.133
	8.80	0.00276	376.463	0.03790	360.625	0.04006	3.730
		0.00274	372.922	0.03719	359.218	0.03981	3.707
		0.00255	369.425	0.04006	362.483	0.04205	3.950
	35.20	0.00309	378.051	0.01289	365.074	0.03841	3.531
		0.00304	375.492	0.02327	362.690	0.03767	3.463
		0.00298	377.928	0.01702	363.331	0.03763	3.465
90°	0.55	0.00165	382.288	0.04139	370.118	0.04200	4.035
		0.00173	385.269	0.04195	366.875	0.04283	4.110
		0.00212	372.654	0.00854	363.876	0.03959	3.747
	2.20	0.00234	387.358	0.04034	369.431	0.04090	3.856
		0.00255	379.328	0.03505	370.550	0.03704	3.449
		0.00400	378.244	0.03617	371.011	0.04039	3.639
	8.80	0.00224	388.857	0.00970	371.236	0.03823	3.599
		0.00206	391.409	0.04562	382.967	0.04633	4.427
		0.00224	398.203	0.01226	377.044	0.04410	4.186
	35.20	0.00236	399.034	0.03929	380.181	0.04348	4.112
		0.00230	409.914	0.04830	391.295	0.04967	4.737
		0.00258	404.560	0.02808	376.083	0.03279	3.020

(F) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Üniform Deformasyon Bölgesinde Çekme Doğrultusundaki Gerçek Gerilme ve Gerçek Toplam Gerinime Göre Belirlenen Pekleşme Davranışına Dair Karakteristikler

θ	$\dot{\epsilon}_u \times 10^4$ [s ⁻¹]	$\sigma = K\epsilon^n$		$\sigma = K(c + \epsilon)^n$				
		n	K [MPa]	n	K [MPa]	c	$\epsilon_{YP/f}$	ψ
0°	0.916	0.191	704.634	0.188	701.771	-0.00105	0.02615	1.042
	0.909	0.192	704.168	0.187	699.167	-0.00183	0.02750	1.071
	0.904	0.192	703.082	0.184	695.067	-0.00348	0.03509	1.110
	3.642	0.194	719.157	0.188	712.873	-0.00236	0.02972	1.086
	3.620	0.196	718.266	0.188	709.745	-0.00287	0.02603	1.124
	3.635	0.195	715.524	0.187	707.369	-0.00276	0.02566	1.121
	14.768	0.193	723.778	0.182	712.423	-0.00461	0.03404	1.157
	14.786	0.194	722.372	0.186	713.116	-0.00281	0.02291	1.140
	14.674	0.193	720.293	0.182	708.087	-0.00421	0.02689	1.186
	59.764	0.193	732.089	0.175	712.073	-0.00681	0.03076	1.284
	59.041	0.193	731.035	0.173	709.462	-0.00782	0.03299	1.311
	59.362	0.193	731.474	0.175	711.715	-0.00658	0.02941	1.288
45°	0.921	0.186	683.435	0.195	691.576	0.00421	0.03575	0.895
	0.910	0.186	683.263	0.194	690.604	0.00387	0.03716	0.906
	0.919	0.185	681.044	0.193	688.260	0.00411	0.03925	0.905
	3.681	0.189	695.566	0.195	700.627	0.00283	0.03922	0.933
	3.651	0.186	696.043	0.193	702.170	0.00310	0.03510	0.919
	3.676	0.186	694.745	0.192	700.648	0.00320	0.04291	0.931
	14.719	0.187	701.539	0.191	705.047	0.00192	0.03928	0.953
	14.813	0.189	704.013	0.190	704.808	0.00060	0.03904	0.985
	14.894	0.189	704.082	0.191	705.745	0.00096	0.04119	0.977
	60.569	0.184	707.144	0.177	700.094	-0.00324	0.03769	1.094
	60.438	0.185	708.738	0.178	702.126	-0.00299	0.03698	1.088
	59.348	0.186	706.752	0.178	698.681	-0.00361	0.03694	1.108
90°	0.920	0.178	697.288	0.185	703.380	0.00323	0.04114	0.927
	0.911	0.178	694.149	0.183	698.689	0.00251	0.04194	0.944
	0.925	0.180	697.640	0.183	699.001	0.00326	0.03883	0.923
	3.662	0.184	716.313	0.183	715.094	-0.00050	0.04009	1.013
	3.695	0.182	717.534	0.185	720.496	0.00137	0.03637	0.964
	3.616	0.185	716.185	0.184	713.248	0.00171	0.03960	0.959
	14.871	0.184	725.958	0.179	721.254	-0.00203	0.03752	1.057
	14.778	0.183	726.528	0.179	723.338	-0.00195	0.04529	1.045
	14.926	0.184	723.055	0.178	716.160	-0.00059	0.04316	1.014
	59.661	0.182	728.312	0.167	712.419	-0.00728	0.04256	1.206
	60.012	0.182	733.609	0.162	713.581	-0.00872	0.04848	1.219
	60.360	0.181	729.992	0.169	715.816	-0.00312	0.03226	1.107

(G) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinde Yükün Maksimuma Ulaştığı Noktada (Dengesizlik Anında) Çekme Doğrultusunda Belirlenen Gerçek Toplam Gerinim (Maksimum Gerçek Üniform Toplam Gerinim) ve Gerçek Gerilme Değerleri

θ	$\dot{\epsilon}_u \times 10^4$ [s ⁻¹]	ϵ_u	σ_u [MPa]
0°	0.916	0.18921	512.070
	0.909	0.18886	510.590
	0.904	0.18839	509.416
	3.642	0.19069	520.457
	3.620	0.18793	516.596
	3.635	0.18729	515.023
	14.768	0.18726	522.684
	14.786	0.18305	517.789
	14.674	0.18445	518.001
	59.764	0.17481	520.511
	59.041	0.17540	520.357
	59.362	0.17373	519.437
45°	0.921	0.19496	504.729
	0.910	0.19570	505.107
	0.919	0.19223	502.450
	3.681	0.19699	512.097
	3.651	0.19158	512.227
	3.676	0.19351	512.703
	14.719	0.19391	516.350
	14.813	0.19453	516.765
	14.894	0.19483	517.438
	60.569	0.17814	513.708
	60.438	0.17983	515.128
	59.348	0.18019	513.317
90°	0.920	0.18256	515.320
	0.911	0.18036	512.436
	0.925	0.18333	514.679
	3.662	0.18572	525.195
	3.695	0.18203	525.915
	3.616	0.18466	523.677
	14.871	0.17979	529.156
	14.778	0.18236	532.128
	14.926	0.18026	527.306
	59.661	0.17171	527.012
	60.012	0.18026	530.555
	60.360	0.16863	527.974

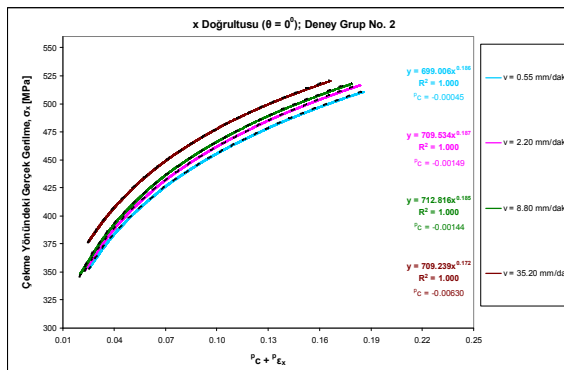
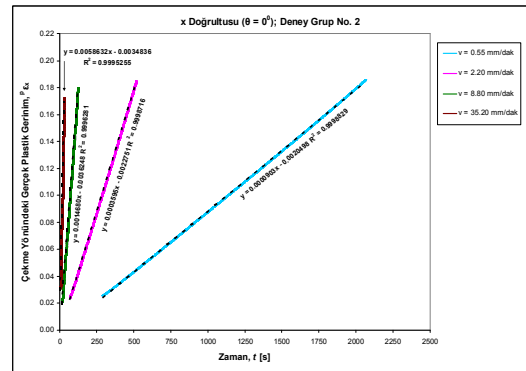
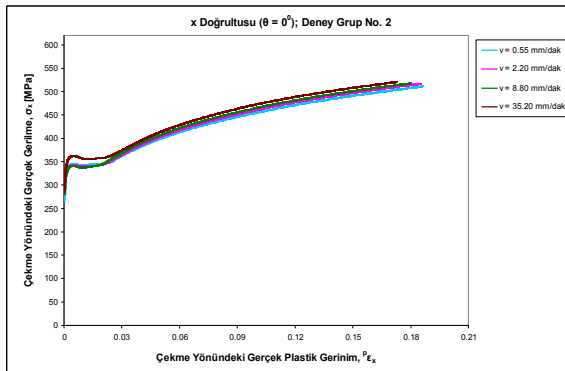
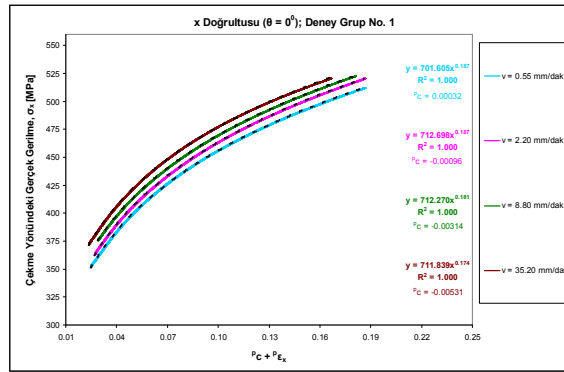
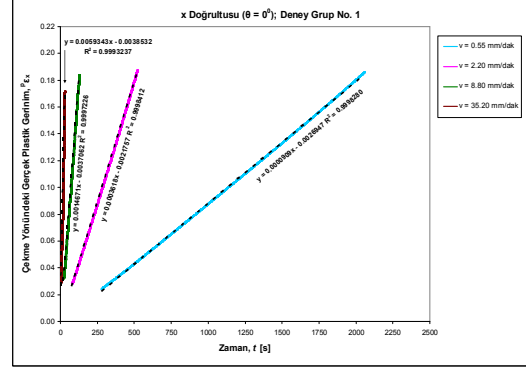
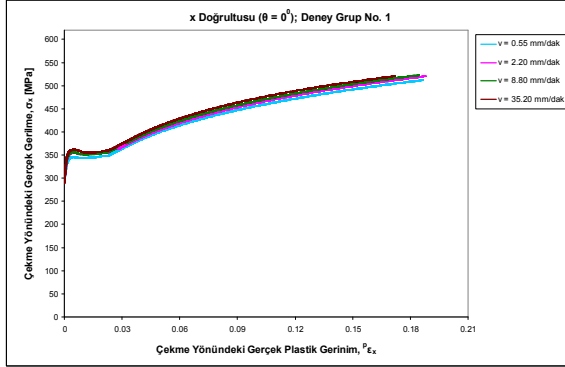
(H) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Çekme Doğrultusundaki Farklı Gerçek Gerinim Düzeylerinde Belirlenen Plastik Gerinim Oranı Değerleri

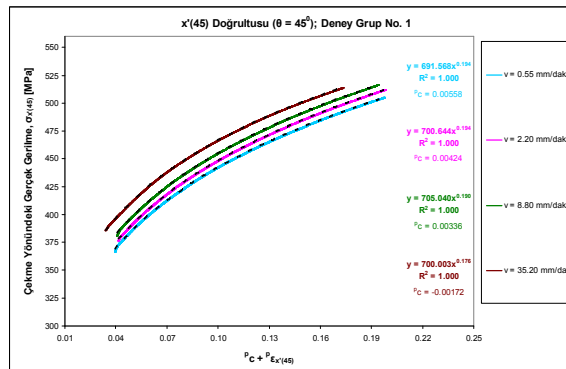
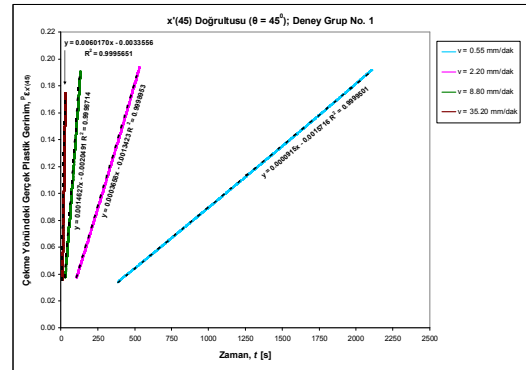
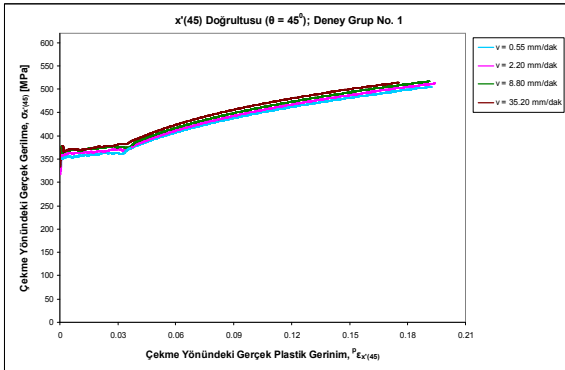
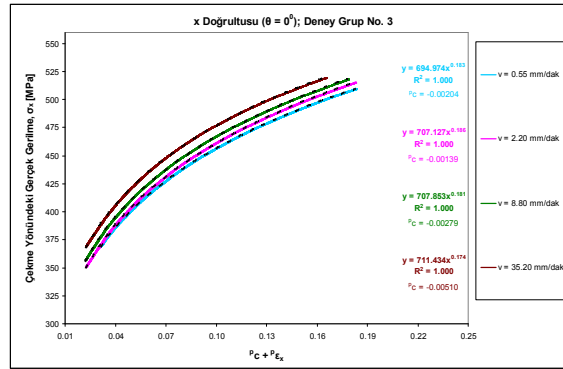
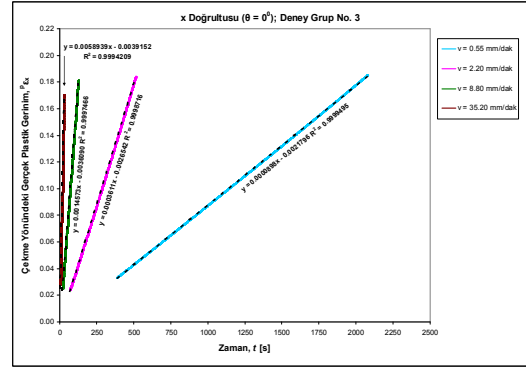
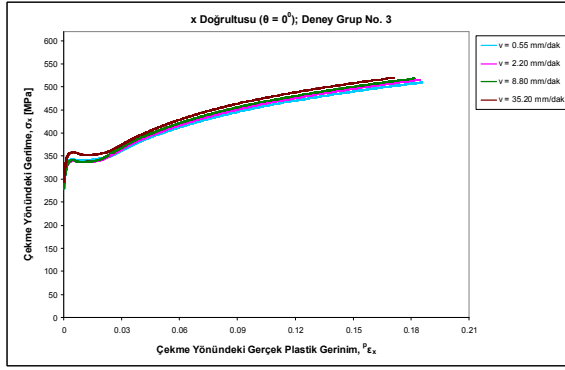
PARALEL ($\theta = 0^{\circ}$)				
ϵ_x	p_{ϵ_x}	p_{ϵ_y}	p_{ϵ_z}	r_0
0.029	0.027	-0.011	-0.017	0.631
0.029	0.027	-0.011	-0.016	0.690
0.029	0.027	-0.010	-0.017	0.595
0.044	0.042	-0.016	-0.026	0.623
0.042	0.040	-0.017	-0.023	0.729
0.044	0.042	-0.017	-0.025	0.676
0.059	0.057	-0.023	-0.033	0.700
0.058	0.056	-0.023	-0.033	0.701
0.059	0.057	-0.023	-0.034	0.679
0.084	0.081	-0.036	-0.045	0.802
0.084	0.081	-0.036	-0.045	0.804
0.087	0.085	-0.036	-0.049	0.732
0.110	0.107	-0.048	-0.059	0.813
0.115	0.113	-0.048	-0.065	0.741
0.113	0.111	-0.048	-0.063	0.758
0.132	0.130	-0.061	-0.069	0.880
0.139	0.136	-0.061	-0.076	0.803
0.138	0.135	-0.061	-0.074	0.831
0.166	0.164	-0.074	-0.090	0.817
0.167	0.165	-0.074	-0.091	0.810
0.174	0.171	-0.073	-0.098	0.741

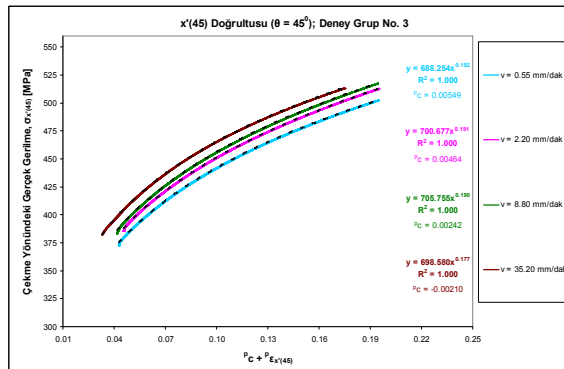
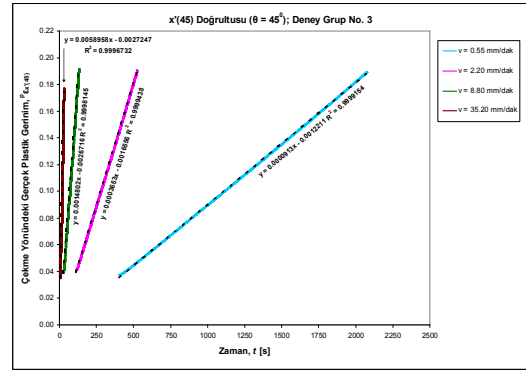
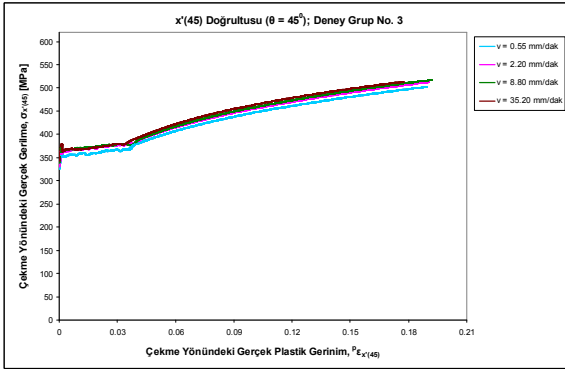
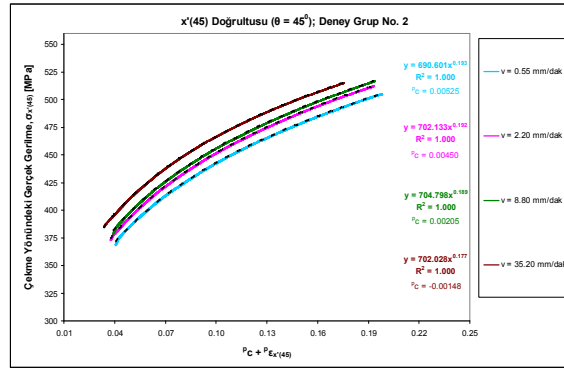
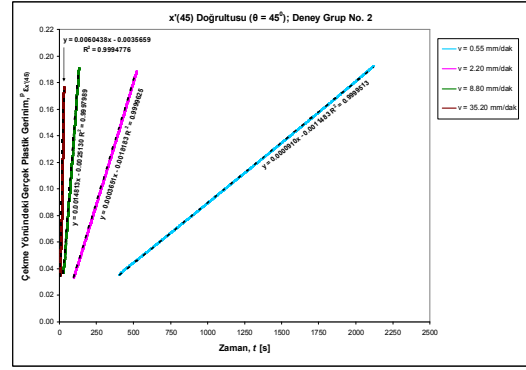
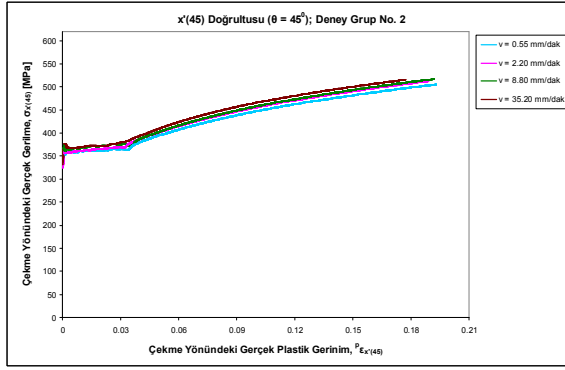
DİYAGONAL ($\theta = 45^{\circ}$)				
$\epsilon_{x(45)}$	$p_{\epsilon_{x'(45)}}$	$p_{\epsilon_{y'(45)}}$	p_{ϵ_z}	r_{45}
0.043	0.041	-0.022	-0.019	1.177
0.044	0.041	-0.023	-0.018	1.275
0.044	0.042	-0.022	-0.020	1.106
0.060	0.058	-0.031	-0.027	1.117
0.060	0.058	-0.031	-0.027	1.140
0.061	0.059	-0.031	-0.028	1.101
0.089	0.086	-0.046	-0.040	1.156
0.089	0.086	-0.046	-0.040	1.153
0.088	0.086	-0.046	-0.040	1.145
0.119	0.116	-0.062	-0.054	1.159
0.117	0.114	-0.061	-0.054	1.135
0.119	0.116	-0.062	-0.055	1.136
0.146	0.143	-0.076	-0.067	1.146
0.148	0.145	-0.078	-0.067	1.167
0.147	0.145	-0.078	-0.067	1.161
0.175	0.172	-0.093	-0.079	1.184
0.177	0.174	-0.093	-0.080	1.163
0.176	0.173	-0.093	-0.080	1.167

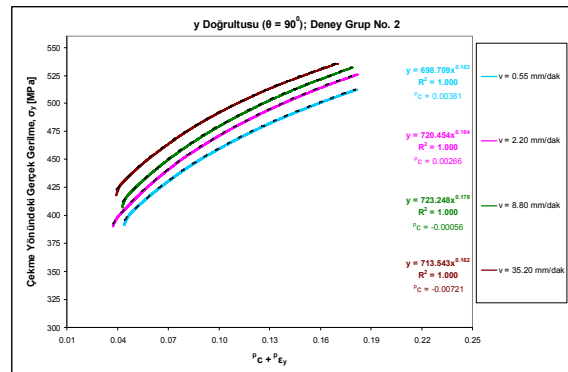
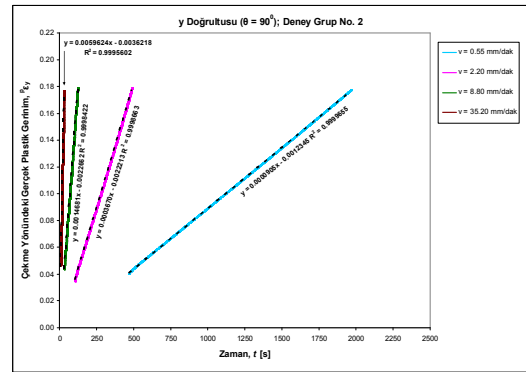
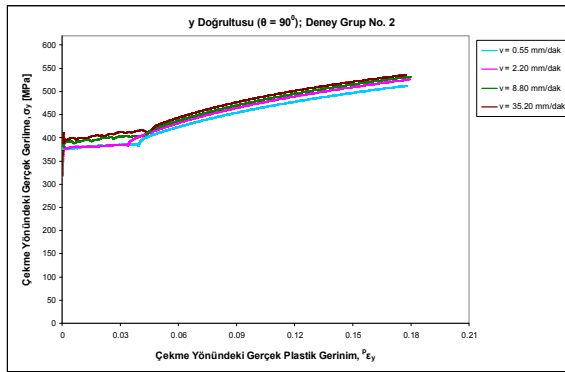
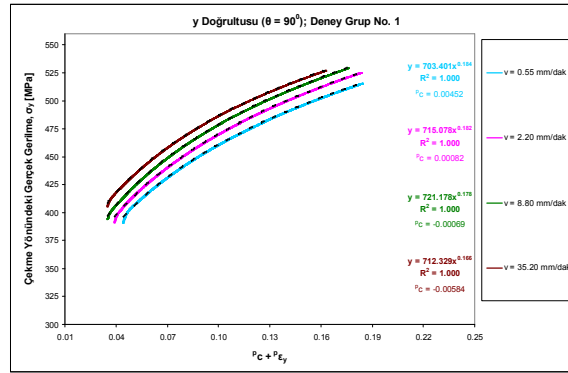
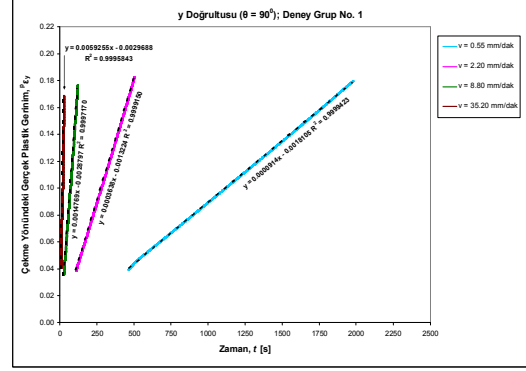
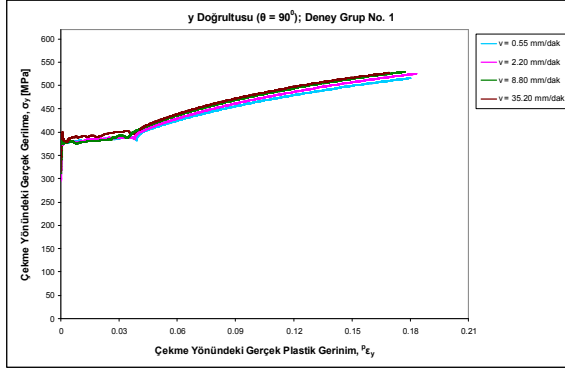
DİK ($\theta = 90^{\circ}$)				
ϵ_y	p_{ϵ_y}	p_{ϵ_x}	p_{ϵ_z}	r_{90}
0.043	0.041	-0.019	-0.022	0.885
0.042	0.040	-0.020	-0.020	1.006
0.043	0.041	-0.020	-0.021	0.967
0.057	0.055	-0.027	-0.029	0.930
0.058	0.056	-0.026	-0.030	0.879
0.059	0.057	-0.028	-0.029	0.946
0.087	0.085	-0.042	-0.043	0.983
0.088	0.086	-0.042	-0.044	0.942
0.087	0.085	-0.043	-0.042	1.014
0.117	0.114	-0.056	-0.058	0.965
0.117	0.114	-0.057	-0.057	0.993
0.117	0.114	-0.056	-0.058	0.973
0.146	0.143	-0.071	-0.073	0.972
0.147	0.145	-0.071	-0.074	0.963
0.147	0.144	-0.069	-0.075	0.920
0.175	0.172	-0.083	-0.090	0.919
0.180	0.177	-0.086	-0.091	0.952
0.178	0.175	-0.085	-0.090	0.943

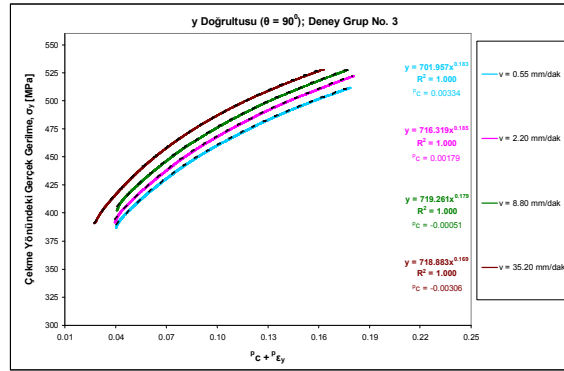
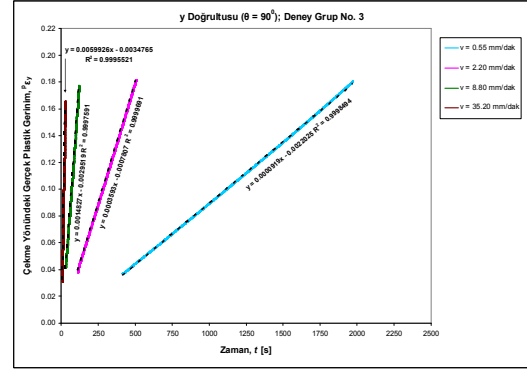
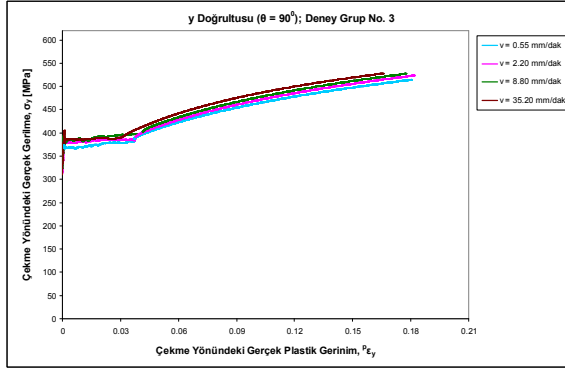
(I) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinde Çekme Doğrultusunda Dengesizlik Anına Kadar Elde Edilen Gerçek Gerilme – Gerçek Plastik Gerinim Diyagramları ve Üniform Deformasyon Bölgesinde Çekme Doğrultusundaki Gerçek Plastik Gerinim ile Zaman ve Gerçek Gerilme Değerleri Arasında Yapılan Regresyonlar









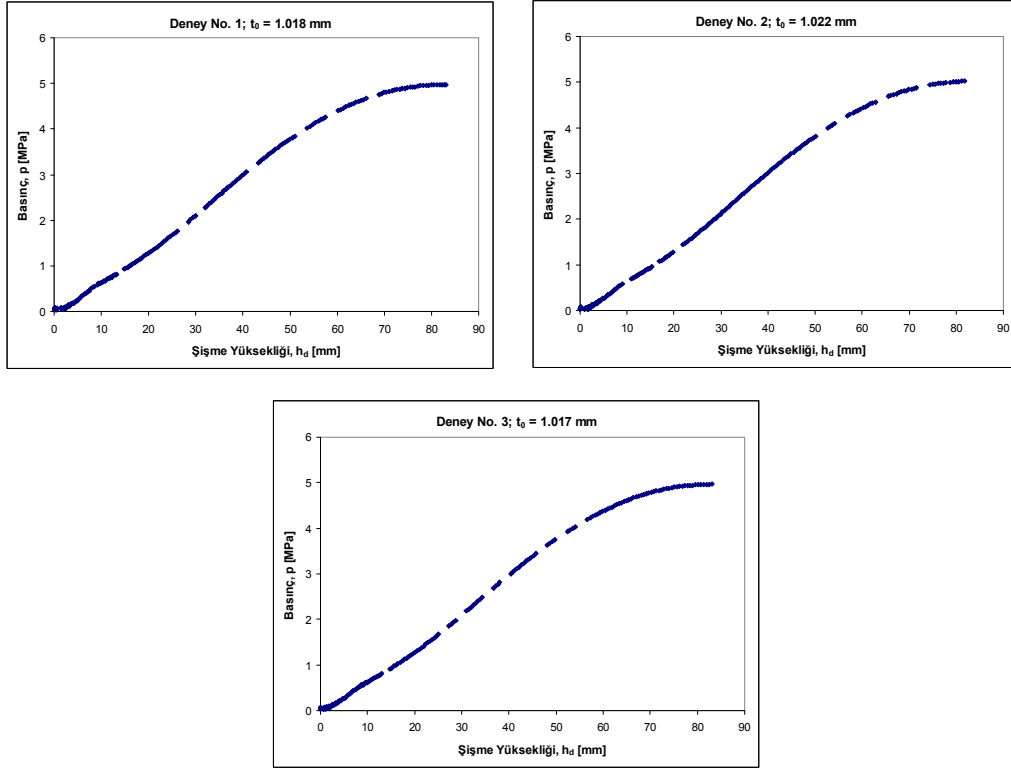


(J) Nominal Kalınlığı 1.01 mm Olan H 320 LA Kalitesindeki Çelik Saca Farklı Hızlarda Uygulanan Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Üniform Deformasyon Bölgesinde Çekme Doğrultusundaki Gerçek Gerilme ve Gerçek Plastik Gerinime Göre Belirlenen Pekleşme Davranışına Dair Karakteristikler

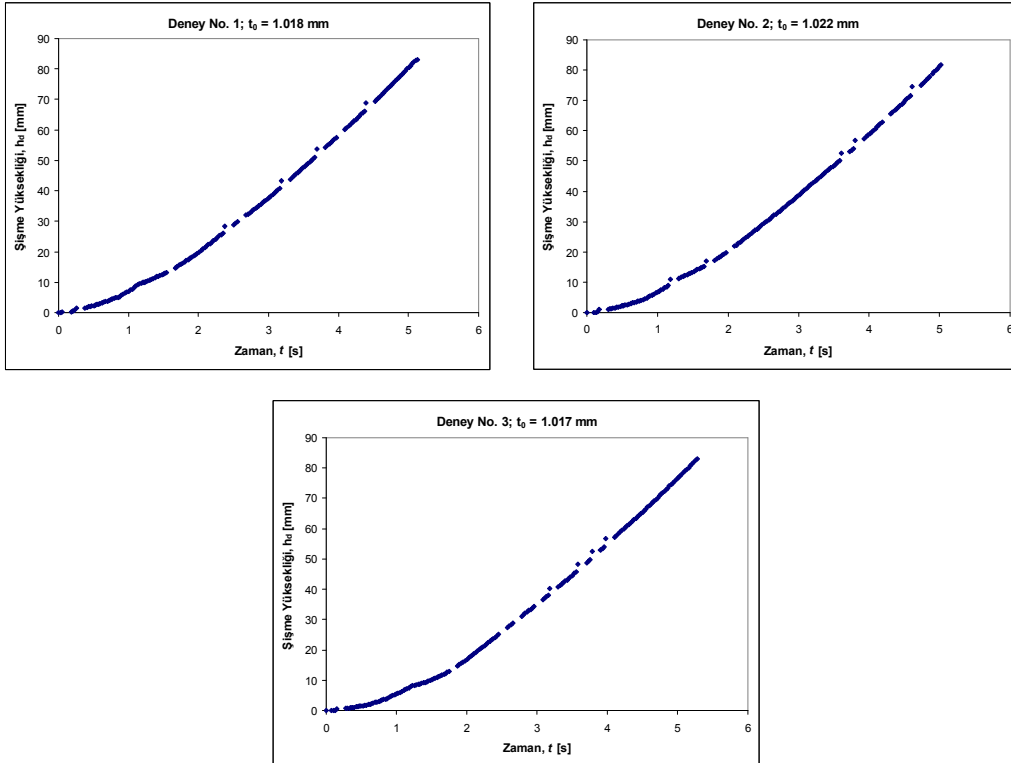
θ	$\dot{\epsilon}_u \times 10^4$ [s ⁻¹]	$\sigma = {}^pK ({}^p\epsilon)^{{}^pn}$		$\sigma = {}^pK ({}^pc + {}^p\epsilon)^{{}^pn}$				
		pn	pK [MPa]	pn	pK [MPa]	pc	${}^p\epsilon_{YP/f}$	${}^p\psi$
0°	0.909	0.186	700.670	0.187	701.605	0.00032	0.02427	0.987
	0.903	0.187	700.265	0.186	699.006	-0.00045	0.02561	1.018
	0.898	0.188	699.731	0.183	694.974	-0.00204	0.03310	1.066
	3.618	0.190	715.311	0.187	712.698	-0.00096	0.02777	1.036
	3.595	0.191	714.084	0.187	709.534	-0.00149	0.02415	1.066
	3.611	0.190	711.365	0.186	707.127	-0.00139	0.02380	1.062
	14.671	0.189	720.198	0.181	712.270	-0.00314	0.03201	1.109
	14.680	0.189	717.750	0.185	712.816	-0.00144	0.02107	1.073
	14.573	0.189	716.306	0.181	707.853	-0.00279	0.02498	1.126
	59.343	0.188	727.758	0.174	711.839	-0.00531	0.02876	1.226
	58.632	0.188	727.103	0.172	709.239	-0.00630	0.03097	1.255
	58.939	0.188	727.282	0.174	711.434	-0.00510	0.02743	1.228
45°	0.915	0.182	680.434	0.194	691.568	0.00558	0.03373	0.858
	0.910	0.182	680.496	0.193	690.601	0.00525	0.03513	0.870
	0.913	0.181	677.650	0.192	688.254	0.00549	0.03719	0.871
	3.658	0.185	692.501	0.194	700.644	0.00424	0.03714	0.898
	3.651	0.182	692.678	0.192	702.133	0.00450	0.03305	0.880
	3.653	0.182	692.096	0.191	700.677	0.00464	0.04076	0.898
	14.627	0.183	698.532	0.190	705.040	0.00336	0.03718	0.917
	14.813	0.185	700.718	0.189	704.798	0.00205	0.03695	0.947
	14.802	0.185	701.141	0.190	705.755	0.00242	0.03907	0.942
	60.170	0.180	703.846	0.176	700.003	-0.00172	0.03557	1.051
	60.438	0.181	705.379	0.177	702.028	-0.00148	0.03486	1.044
	58.958	0.181	703.303	0.177	698.580	-0.00210	0.03484	1.064
90°	0.914	0.175	695.009	0.184	703.401	0.00452	0.03917	0.897
	0.905	0.174	691.449	0.182	698.709	0.00381	0.03997	0.913
	0.919	0.176	695.138	0.183	701.957	0.00334	0.03688	0.917
	3.638	0.180	713.415	0.182	715.078	0.00082	0.03813	0.979
	3.670	0.179	714.705	0.184	720.454	0.00266	0.03443	0.928
	3.593	0.181	712.670	0.185	716.319	0.00179	0.03763	0.955
	14.769	0.180	722.741	0.178	721.178	-0.00069	0.03555	1.020
	14.681	0.179	724.318	0.178	723.248	-0.00056	0.04323	1.013
	14.827	0.180	720.291	0.179	719.261	-0.00051	0.04113	1.013
	59.255	0.178	725.112	0.166	712.329	-0.00584	0.04051	1.168
	59.624	0.175	727.073	0.162	713.543	-0.00721	0.04589	1.186
	59.926	0.177	726.849	0.169	718.883	-0.00306	0.03032	1.112

Ek 2 Uygulanan Viskoz Basınç ile Şişirme Deneylerine Dair Ham Veri Profilleri

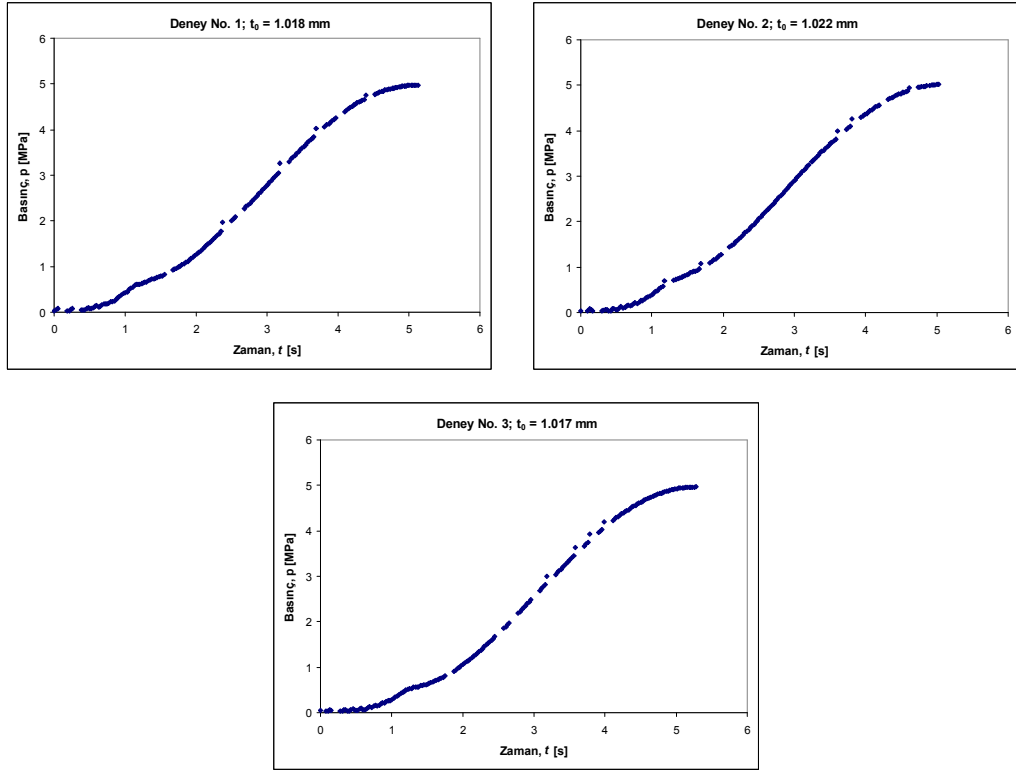
(A) Basınç – Şişme Yüksekliği Profilleri



(B) Şişme Yüksekliği – Zaman Profilleri

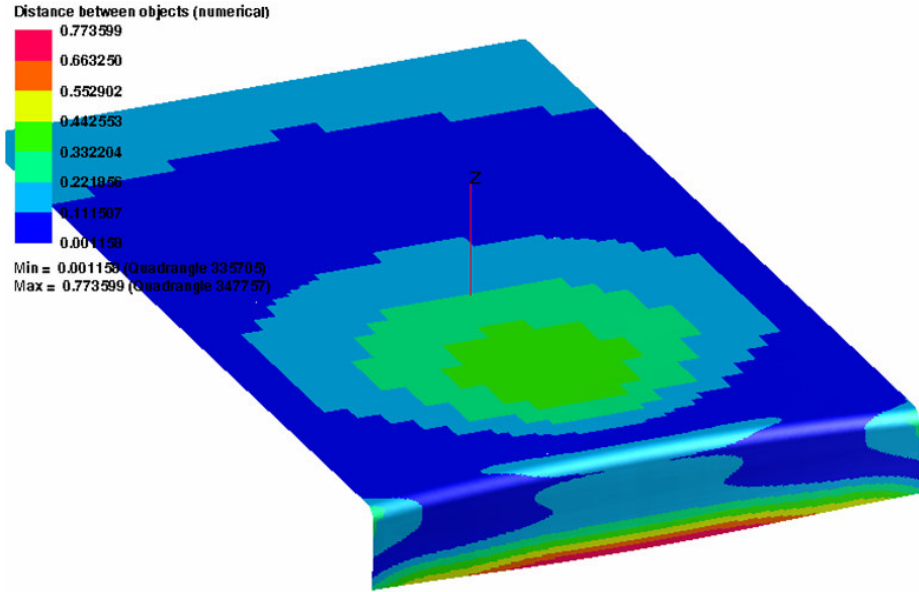


(C) Basınç – Zaman Profilleri

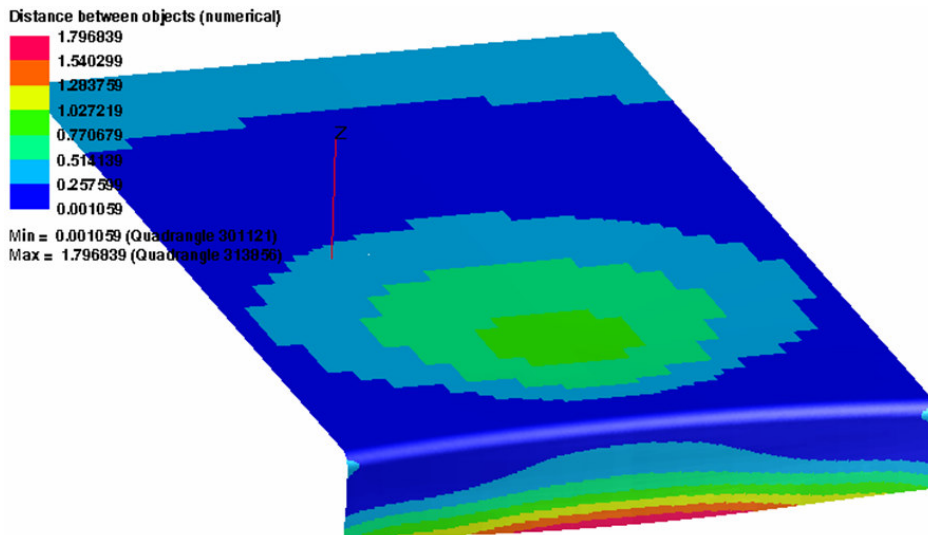


Ek 3 Konkav Kenar Bükme Uygulamalarında Sonlu Elemanlar Yöntemi Tabanlı İşlem Simülasyonlarından Tahmin Edilen Geri Esnemeler

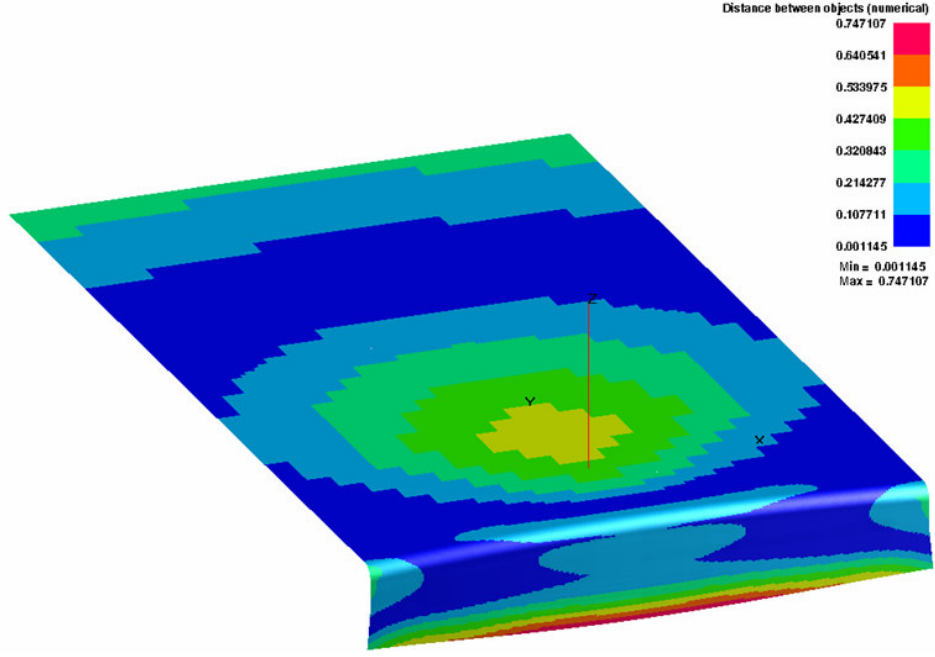
Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği :	12 mm
Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım :	PAM STAMP 2G
Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri :	215500 MPa
Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi :	Haddeleme Yönüne Paralel Doğrultuda Gerçekleştirilen Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
Tahmin Edilen Geri Esneme :	Normal Deplasmanlar



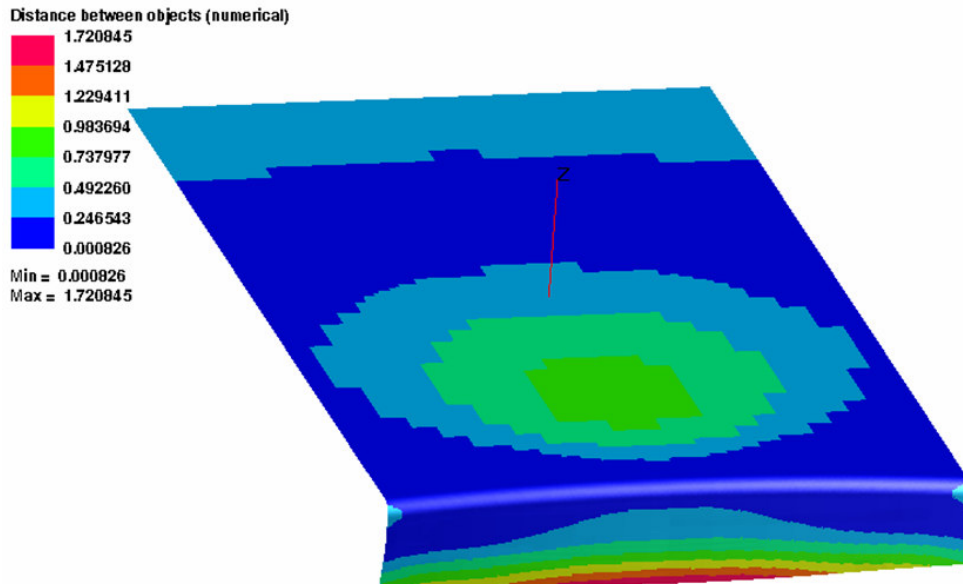
Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği :	12 mm
Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım :	PAM STAMP 2G
Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri :	173971 MPa
Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi :	Haddeleme Yönüne Paralel Doğrultuda Gerçekleştirilen Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
Tahmin Edilen Geri Esneme :	Normal Deplasmanlar



Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 12 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 215500 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Viskoz Basınç ile Sac Şişirme
 Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 12 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 174620 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Viskoz Basınç ile Sac Şişirme
 Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 19 mm

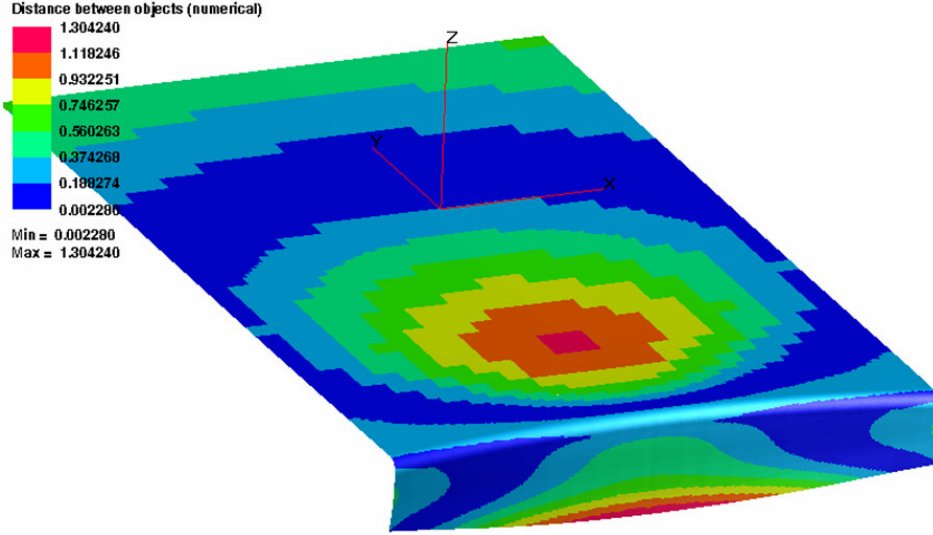
Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G

Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 215500 MPa

Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Haddeme Yönüne Paralel Doğrultuda Gerçekleştirilen Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri

Tahmin Edilen Geri Esneme

: Normal Deplasmanlar



Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 19 mm

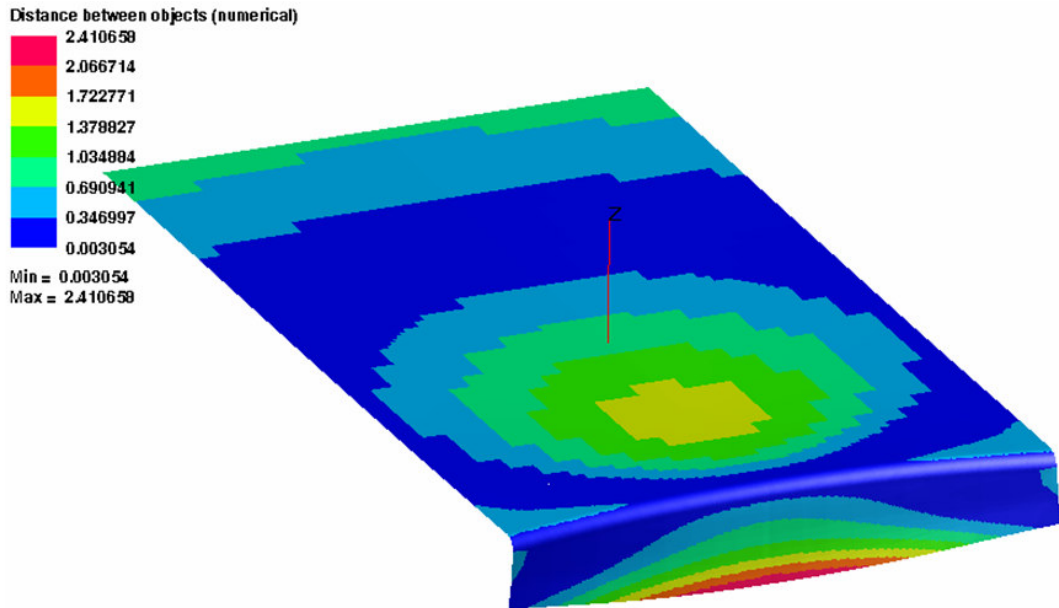
Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G

Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 174584 MPa

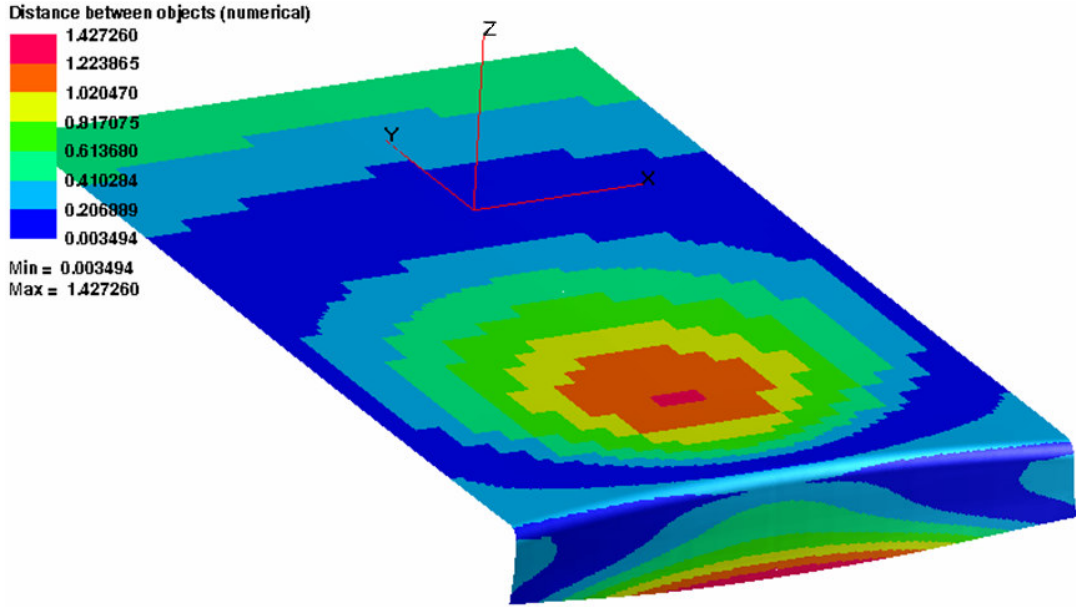
Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Haddeme Yönüne Paralel Doğrultuda Gerçekleştirilen Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri

Tahmin Edilen Geri Esneme

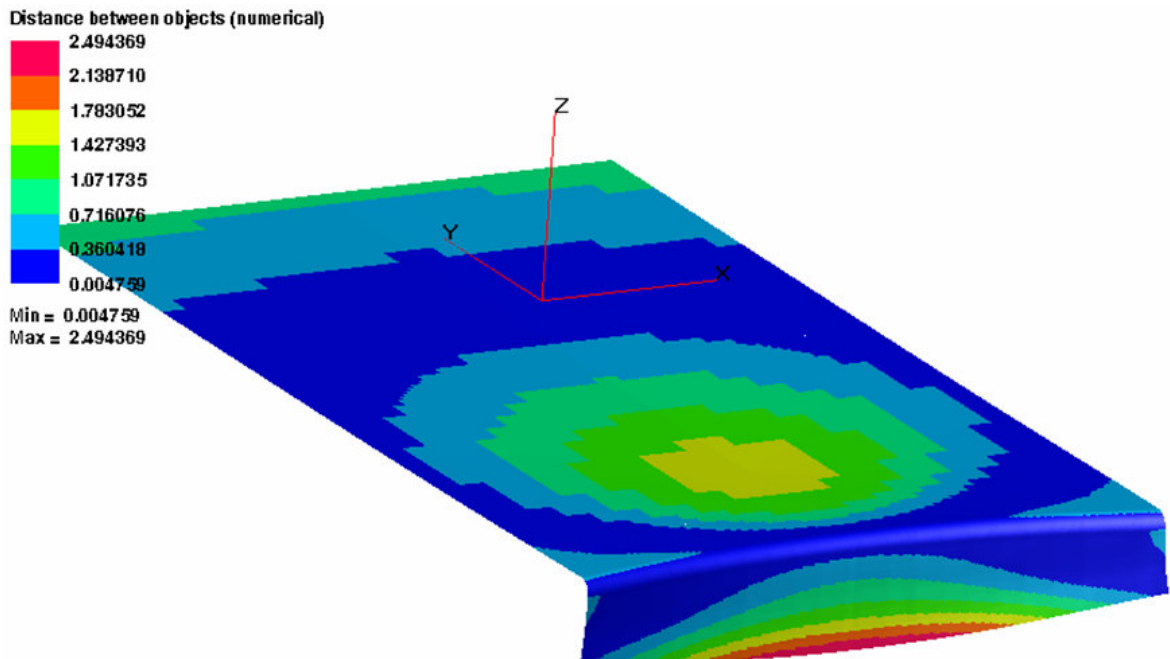
: Normal Deplasmanlar



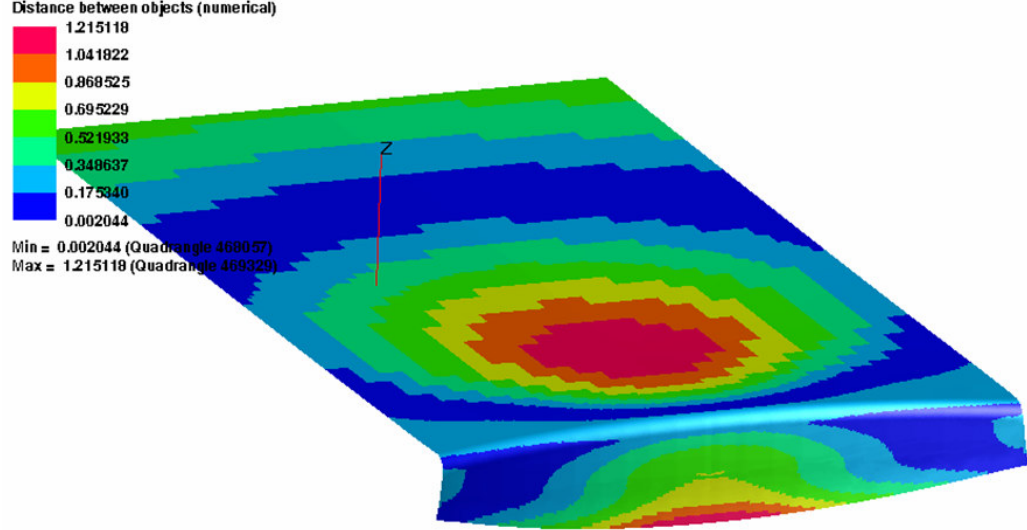
Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 19 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 215500 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Viskoz Basınç ile Sac Şişirme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



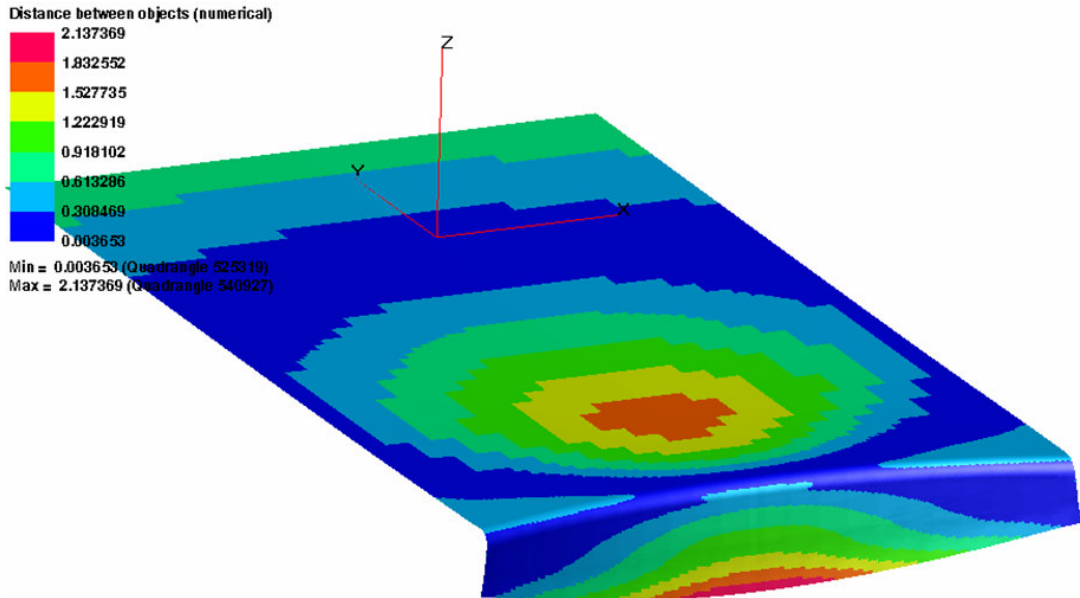
Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 19 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 174741 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Viskoz Basınç ile Sac Şişirme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



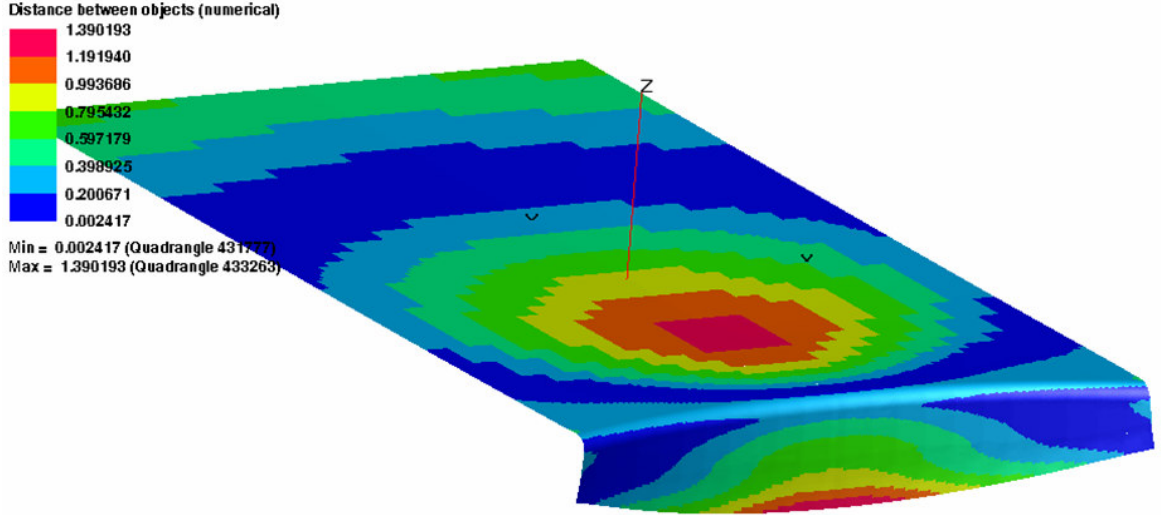
Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 26 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 215500 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Haddeleme Yönüne Paralel Doğrultuda Gerçekleştirilen Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



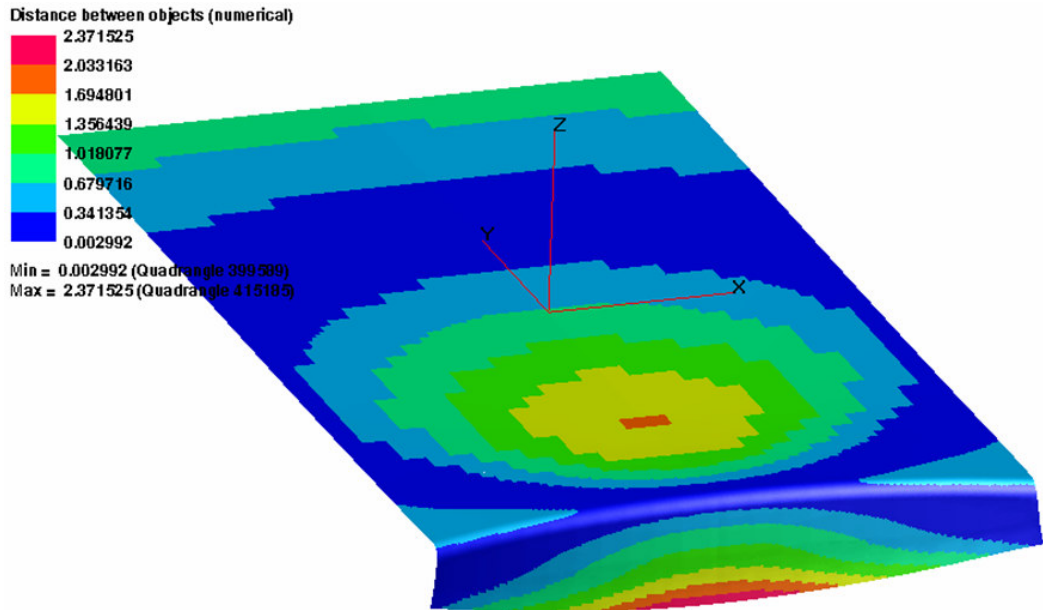
Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 26 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 176879 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Haddeleme Yönüne Paralel Doğrultuda Gerçekleştirilen Tek Eksenli Çekme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 26 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 215500 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Viskoz Basınç ile Sac Şişirme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



Parçanın Merkez Eksenindeki Konkavlık Derinliği : 26 mm
 Sonlu Elemanlar Analizinde Kullanılan Yazılım : PAM STAMP 2G
 Yazılıma Tanıtılan Elastiklik Modülü Değeri : 176872 MPa
 Yazılıma Tanıtılan Akma Gerilmesi Eğrisi : Viskoz Basınç ile Sac Şişirme Deneylerinden Elde Edilmiş Eğri
 Tahmin Edilen Geri Esneme : Normal Deplasmanlar



ÖZGEÇMİŞ

Doğum tarihi 25.10.1976

Doğum yeri Silifke

Lise 1990-1993 Bursa Erkek Lisesi

Lisans 1993-1997 Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi
Makine Mühendisliği Bölümü

Yüksek Lisans 1998-2001 Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü
Makine Müh. Anabilim Dalı, İmal Usulleri Programı

Doktora 2001-2008 Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü
Makine Müh. Anabilim Dalı, İmal Usulleri Programı

Çalıştığı kurumlar

1999-2004 Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi
Araştırma Görevlisi

2004-2007 ERMETAL Şirketler Grubu
- ERKALIP A.Ş. Genel Yönetim
Ar-Ge Projeleri Koordinatörü
- ERMETAL Otomotiv A.Ş. Kalite Departmanı
Malzeme ve Fizik Laboratuvarı Sorumlusu