

**YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

106216

**SOĞUK HADDELENMİŞ DÜŞÜK KARBONLU ÇELİK
SACLARIN ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİK ÖZELLİĞİ ve
MEKANİK KARAKTERİSTİKLERİ**

Makina Müh. Cemil Günhan ERHUY

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

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Tez Danışmanı : Prof. Mehmet Emin YURCI

Prof. Mehmet Emin YURCI

Prof. Dr. Sabri ALTINTAŞ (BÜ) S. Altıntaş

Prof. Dr. Ahmet Ulvi AVCI

106216

İSTANBUL, 2001

**T.C. YÜKSEKÖĞRETİM KURULU
DOKÜMANLASYON MERKEZİ**

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
SİMGE LİSTESİ.....	v
KISALTMA LİSTESİ	vii
ŞEKİL LİSTESİ.....	viii
ÇİZELGE LİSTESİ	xix
ÖNSÖZ	xxi
ÖZET	xxii
ABSTRACT.....	xxiii
1. GİRİŞ	1
2. SOĞUK HADDELENMİŞ DÜŞÜK KARBONLU ÇELİK SACLAR.....	5
2.1 Soğuk Haddelenmiş Düşük Karbonlu Çelik Sacların Genel Özellikleri.....	5
2.2 Soğuk Haddelenmiş Düşük Karbonlu Çelik Sacların Sınıflandırılması	6
2.2.1 Amerikan Standartlarına Göre Sınıflandırma.....	7
2.2.2 Türk ve Alman Standartlarına Göre Sınıflandırma.....	12
3. SAC ŞEKİLLENDİRMEDE MEKANİK ve METALURJİK KAVRAMLAR	15
3.1 Gerilme.....	15
3.1.1 Nominal Gerilme ve Gerçek Gerilme	16
3.1.2 Gerilme Bileşenleri ve Asal Gerilmeler.....	17
3.1.3 Hidrostatik Gerilme ve Gerilme Deviatörleri.....	19
3.2 Gerinim.....	20
3.2.1 Gerinim Bileşenleri ve Asal Gerinimler.....	20
3.2.2 Nominal Gerinim ve Gerçek Gerinim.....	23
3.3 Plastik Gerinim Artımı ile Gerilme İlişkisi	27
3.4 İzotropik Akma Kriterleri.....	29
3.4.1 Tresca Akma Kriteri.....	30
3.4.2 Von Mises Akma Kriteri.....	31
3.4.3 Tresca ve Von Mises Akma Yüzeyleri.....	32
3.4.4 Efektif Gerilme ve Efektif Gerinim.....	33
3.5 Anizotropik Akma Kriteri	34
3.5.1 Anizotropinin Tanımı.....	34
3.5.2 Hill Anizotropik Akma Kriteri	36
3.5.3 Gerilme ile Gerinimin Anizotropik İlişkisi	37
3.5.4 Anizotropik Akma Düzlemi	40
3.5.5 Anizotropik Efektif Gerilme ve Efektif Gerilme	43
3.6 Tek Eksenli Çekme Eğrileri ve Yorumlanması.....	44
3.7 Pekleşme.....	50
3.7.1 Pekleşmenin Tanımı ve Etkisi.....	50
3.7.2 Pekleşme Davranışının Çekme Eğrilerinden Yorumlanması.....	53

3.8	Plastik Dengesizlik ve Boyunlanma.....	56
3.8.1	Tek Eksenli Çekmede Plastik Dengesizlik ve Boyunlanma	57
3.8.2	Tek Eksenli Çekmede Süreksizlik Faktörü ve Üniform Deformasyona Etkisi.....	61
3.8.3	İki Eksenli Çekmede Plastik Dengesizlik ve Boyunlanma	63
3.8.4	Germe İşlemlerinde Süreksizlik Faktörü ve Lokal Boyunlanma.....	68
3.9	Gerinim Hızı ve Gerinim Hızına Duyarlılık.....	71
3.9.1	Gerinim Hızının Tanımı	72
3.9.2	Gerinim Hızına Duyarlılık	73
3.9.3	Gerinim Hızına Duyarlılığın ve Süreksizlik Faktörünün Üniform Deformasyona Etkisi.....	75
4.	SAC ŞEKİLLENDİRME YÖNTEMLERİ	77
4.1	Bükme Yöntemi	77
4.2	Germe Yöntemi.....	83
4.3	Derin Çekme Yöntemi	85
4.4	Cidar Ütüleme Yöntemi	94
4.5	Tekrar Çekme (Kademeli Çekme) Yöntemi	96
5.	SACLARA UYGULANAN ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİK DENEYLERİ.....	98
5.1	Bükme (Eğme) ve Katlama Deneyleri	98
5.2	Çekme Deneyi.....	101
5.3	Çökertme Deneyleri	105
5.4	Derin Çekme Deneyleri.....	109
5.5	Delik Genişletme Deneyi	111
5.6	Hidrolik Şişirme Deneyi.....	111
5.7	Şekillendirme Sınır Eğrilerinin Oluşturulması.....	112
6.	SOĞUK HADDELENMİŞ DÜŞÜK KARBONLU ÇELİK SACLARIN ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİĞİNİ ETKİLEYEN FAKTÖRLER	119
6.1	Malzeme Faktörleri	119
6.1.1	Uzama, Dayanım, Sertlik ve Elastiklik Modülü	119
6.1.2	Akma Noktası ve Yaşlanma Özelliği	123
6.1.3	Pekleşme Üsteli	127
6.1.4	Gerinim Hızına Duyarlılık Üsteli.....	133
6.1.5	Plastik Anizotropi.....	138
6.1.6	Tane Büyüklüğü	143
6.1.7	Sac Kalınlığı.....	146
6.1.8	Kimyasal Bileşim	147
6.1.9	Süreksizlikler ve Sac Kenar Geometrisi.....	150
6.2	İşlem Faktörleri	152
6.2.1	Stampa ve Kalıp Ağız Köşe Yuvarlatmaları	152
6.2.2	Bastırıcı Kuvveti	156
6.2.3	Yağlama	157
6.2.4	Gerinim Hızı.....	159

7.	Fe P03 KALİTESİNDEKİ ÇELİK SACIN ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİĞİ ÜZERİNE DENEYSSEL ÇALIŞMALAR.....	165
7.1	Tane Büyüklüğünün Belirlenmesi.....	165
7.2	Vickers Sertlik Deneyleri.....	166
7.3	Çekme Deneyleri.....	167
7.3.1	Belli Bir Çekme Hızında Mekanik Özelliklerin Belirlenmesi.....	169
7.3.2	Ani Hız Artırma Yöntemi ile Gerinim Hızına Duyarlılığın Belirlenmesi.....	179
7.3.3	Farklı Çekme Hızlarında Bazı Mekanik Özelliklerdeki Değişimlerin Belirlenmesi.....	189
7.3.4	Plastik Gerinim Oranının Belirlenmesi.....	199
7.4	Erichsen Çökertme Deneyleri.....	203
7.5	Derin Çekme Deneyleri.....	206
7.5.1	Yağlama ve Hıza Göre Derin Çekme Kuvvetindeki Değişimlerin Belirlenmesi...207	
7.5.2	Yağlama ve Hıza Göre Sınır Derin Çekme Oranının Belirlenmesi.....	209
7.5.3	Derin Çekmede Haddelme Yönüne Göre Kap Yüksekliklerindeki Değişimlerin ve Kulaklanma Derecesinin Belirlenmesi.....	211
8.	Fe P03 KALİTESİNDEKİ ÇELİK SACIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN ve ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİĞİNİN DEĞERLENDİRİLMESİ.....	213
9.	SONUÇLAR.....	234
9.1	Genel Sonuçlar.....	234
9.2	Deneysel Sonuçlar.....	238
	KAYNAKLAR.....	244
	ÖZGEÇMİŞ.....	248

SİMGE LİSTESİ

A	Kesit alanı
a	Genelleştirilmiş Hill akma kriteri üsteli
a_n	Yuvarlak bir çekme numunesinde boyundaki minimum çap
b	Çekme numunesi genişliği
c	Kalıp ile stampa arasındaki boşluk
D	İlkel pul çapı
D_m	Eğme deneyinde mandrel çapı
D_{max}	Başarılı olarak derin çekilebilen maksimum ilkel pul çapı veya kritik ilkel pul çapı
d	Stampa çapı
d_k	Kalıbın delik çapı
d_t	Tane çapı
E	Elastiklik modülü
e	Nominal gerinim (mühendislik gerinimi)
\dot{e}	Nominal gerinim hızı
e_f	Kopmada uzama yüzdesi veya nominal gerinim
e_{pu}	Boyunlanma sonrası uzama yüzdesi
e_u	Maksimum üniform nominal gerinim
F	Kuvvet
F_b	Bastırıcı kuvveti
$F_{\text{çök}}$	Çökertme kuvveti
$F_{d\text{ç}}$	Derin çekme kuvveti
F_{max}	Çekme deneyinde maksimum kuvvet
f	Süreksizlik faktörü
h	Kap yüksekliği
K	Dayanım katsayısı
L_0	Çekme deneyinde ilk ölçme uzunluğu
L_b	Büküm yayının uzunluğu (tarafsız eksen üzerinde)
L_f	Çekme deneyinde kopmada ölçülen uzunluk
ℓ	Uzunluk
ℓ_b	Boyun uzunluğu
m	Gerinim hızına duyarlılık üsteli
n	Pekleşme üsteli
p_b	Bastırıcı basıncı
\bar{R}	Ortalama plastik gerinim oranı veya normal anizotropi büyüklüğü
R	Plastik gerinim oranı (normal anizotropi değeri)
R_b	Büküm yarıçapı
R_d	Eğme deneyinde destek elemanlarının yarıçapı
R_m	Çekme dayanımı (EN 10002-1'e göre gösterim)
R_n	Boyun eğrilik yarıçapı
$R_{p0.2}$	Belirsiz akma gösteren malzemelerde %0.2 uzamada ölçülen akma dayanımı (EN 10002 – 1'e göre gösterim)
r_d	Kalıp ağzı köşe yuvarlatma yarıçapı (kalıp profil radyüsü)
r_s	Stampa köşe yuvarlatma yarıçapı (stampa profil radyüsü)
S	Nominal gerilme (mühendislik gerilmesi)
S_u	Çekme dayanımı
T	İki eksenli germede birim genişlikteki germe kuvveti
t	Kalınlık
V	Hacim

$V_{\text{çek}}$	Çekme hızı
$V_{\text{çök}}$	Çökertme hızı
$V_{\text{dç}}$	Derin çekme hızı
w	Genişlik
Z	Kopmada kesit büzülme yüzdesi
α	Gerilme oranı
α_b	Büküm açısı
β	Gerinim oranı
ΔR	Düzlemsel anizotropi değeri
Δh	Derin çekilmiş bir kaptaki kulak boyu
$\bar{\epsilon}$	Efektif gerinim
ϵ	Gerçek gerinim
$\dot{\epsilon}$	Gerçek gerinim hızı
ϵ_A	İki eksenli çekmede üniform bölgedeki gerinim
ϵ_B	İki eksenli çekmede süreksizlik gösteren bölgedeki gerinim
ϵ_h	Tek eksenli çekmede numunenin üniform bölgesindeki gerinim
ϵ_h^*	Homojen veya üniform bölgedeki sınır gerinim ($\equiv \epsilon_u^*$)
ϵ_i	Tek eksenli çekmede numunenin süreksizlik gösteren bölgesindeki gerinim
ϵ_L	İki eksenli çekmede yırtılma anındaki sınır gerinim
ϵ_ϕ	Radyal gerinim
ϵ_θ	Çevresel gerinim
ϵ_ℓ	Uzunluk gerinimi ($\equiv \epsilon_1 \equiv \epsilon_x$)
ϵ_t	İncelme gerinimi ($\equiv \epsilon_3 \equiv \epsilon_z$)
ϵ_u	Maksimum üniform gerçek gerinim
ϵ_w	Daralma gerinim ($\equiv \epsilon_2 \equiv \epsilon_y$)
η	Derin çekmede deformasyon verimliliği
θ	Haddelme yönü ile yapılan açı
θ_b	Lokal boynun ile büyük çekme gerilmesi arasındaki açı
μ	Sac kesitindeki hata büyüklüğü
ρ	Bükmede tarafsız eksenin yarıçapı
$\bar{\sigma}$	Efektif gerilme
σ	Gerçek gerilme
σ_A	Akma dayanımı
$\sigma_{A0.2}$	Belirsiz akma gösteren malzemelerde %0.2 uzamada ölçülen akma dayanımı
σ_{AH}	Üst akma dayanımı
σ_{AL}	Alt akma dayanımı
σ_D	Düzlemsel gerinim altında akma gerilmesi
σ_f	Derin çekmede flanştaki akma gerilmesi
σ_u	Maksimum yükteki gerçek gerilme
σ_w	Derin çekmede cidardaki akma gerilmesi
τ	Kayma gerilmesi
{F, G, H}	Hill anizotropik akma kriterinde normal gerilme katsayıları
{L, M, N}	Hill anizotropik akma kriterinde kayma gerilme katsayıları

KISALTIMA LİSTESİ

AISI	American Iron and Steel Industry
AK	Aluminium Killed
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing and Materials
CQ	Commercial Quality
CR	Cold Rolled
D	Diagonal
DIN	Deutsches Institut für Normung
DQ	Drawing Quality
DQSK	Drawing Quality Special Killed
EÇD	Erichsen Çökertme Değeri
FCCV	Fukui Conical Cup Value
FKKD	Fukui Konik Kap Derinliği
FLC	Forming Limit Curve
FLD	Forming Limit Diagram
HSLA	High Strength Low Alloy Steel
IF	Interstitial Free
KHM	Kübik Hacim Merkezli
KYM	Kübik Yüzey Merkezli
LDH	Limiting Dome Height
LDR	Limiting Draw Ratio
OÇD	Olsen Çökertme Değeri
P	Parallel
RD	Rolling Direction
RP	Rolling Plane
SAE	Society of Automotive Engineers
SQ	Structural Quality
T	Transverse
TSE	Türk Standartları Enstitüsü

ŞEKİL LİSTESİ

	Sayfa
Şekil 1.1	Saclarda artan R değerleri ile derin çekilebilirliğin iyileşmesi 4
Şekil 2.1	Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik şeritlerin bükülebilme şartları 11
Şekil 3.1	Değişik eksen takımlarına göre kesitlerde oluşan normal gerilme ve kayma gerilmesi..... 16
Şekil 3.2	Bir noktaya etkiyen kuvvetler 17
Şekil 3.3	Gerilme bileşenleri 17
Şekil 3.4	Bir noktaya etki eden asal gerilmeler..... 18
Şekil 3.5	ABCD elemanın x ve z yönlerindeki deformasyonu 20
Şekil 3.6	Teorik kayma ile basit kayma arasındaki ilişkinin bir rotasyon ile örneklendirilerek gösterimi 22
Şekil 3.7	ℓ , w ve t boyutlarındaki bir prizmatik elemanın anlık artımsal deformasyonu 24
Şekil 3.8	Üç boyutlu gerilme sistemindeki Tresca ve Von Mises akma yüzeyleri 32
Şekil 3.9	Tresca ve Von Mises akma düzlemleri üzerinde değişik gerilme oranları 33
Şekil 3.10	Sac malzeme tekstürleri 35
Şekil 3.11	Bu sac çekme numunesinde, x çekme yönündeki R değerini hesaplamada kullanılan boyutlar 35
Şekil 3.12	Anizotropinin dönel simetrik olduğu ($R_0 = R_{90}$) durumda akma düzleminin R ile değişimi 40
Şekil 3.13	Düzlemsel gerilme ($\sigma_z = 0$) ve düzlemsel izotropi ($R_0 = R_{90}$) durumunda, farklı R değerlerinde elde edilen akma düzlemleri 41
Şekil 3.14	Düzlemsel gerilme ($\sigma_z = 0$) ve z eksenine göre düzlemsel izotropi ($R_0 = R_{90} = R$) hali için, değişik R ve a değerlerinde genelleştirilmiş akma kriterinden elde edilen akma düzlemleri 42
Şekil 3.15	Uzama – yük eğrisi (a) ile buna karşılık gelen nominal gerinim – nominal gerilme eğrisi (b) 45
Şekil 3.16	Nominal gerinim - nominal gerilme eğrisi ile gerçek gerilme - gerçek gerinim eğrisinin karşılaştırılması..... 45
Şekil 3.17	Belirgin ve belirgin olmayan akma gösteren malzemelerin çekme eğrilerinde, akma dayanımının belirlenmesi 46
Şekil 3.18	Efektif gerilmenin ortalama aksenal gerilmeye oranının boyun geometrisi ile ilişkisi 48
Şekil 3.19	Gerçek gerinim-gerçek gerilme eğrisinin boyunlanma sonrası düzeltilmesi 49
Şekil 3.20	Çekme eğrisi üzerindeki bir noktanın elastik ve plastik gerinim bileşenleri 49

Şekil 3.21	Soğuk deformasyon oranının artımı ile oluşan pekleşme etkisiyle, malzemenin mekanik özelliklerdeki değişimler.....	50
Şekil 3.22	Soğuk deformasyon miktarının artımı ile oluşan pekleşmenin, düşük karbonlu çelikten çubuk numunelerle elde edilen çekme eğrilerine etkisi	50
Şekil 3.23	Bir kafesteki noktasal hatalar	51
Şekil 3.24	Bir kristaldeki kenar dislokasyonu (a) ve vida dislokasyonu (b).....	52
Şekil 3.25	Kayma gerilmesi altında bir kafesteki kenar dislokasyonlarının hareketi	52
Şekil 3.26	Dislokasyonların engellerde yığılması	53
Şekil 3.27	$\sigma = K\epsilon^n$ modelinin deneysel olarak elde edilmiş eğri ile karşılaştırılması.....	54
Şekil 3.28	Ön gerinmiş malzemeler için $\sigma = K (\epsilon_0 + \epsilon)^n$ denkleminin verdiği eğri	54
Şekil 3.29	Doğrusal pekleşme modelinin deneysel çekme eğrisiyle birlikte gösterimi	55
Şekil 3.30	1100-0 alüminyumun tek eksenli çekmedeki gerçek gerinim-gerçek gerilme davranışının logaritmik koordinatlardaki gösterimi.....	56
Şekil 3.31	Tavllanmış düşük karbonlu çeliğin tek eksenli çekmedeki gerçek gerilme – gerçek gerinim davranışının logaritmik skaladaki gösterimi	56
Şekil 3.32	Boyunlanma kriterinin grafiksel olarak yorumlanması.....	58
Şekil 3.33	Considère'nin (1985) maksimum yükün oluştuğu noktayı belirlemeye yönelik grafiksel yaklaşımı	58
Şekil 3.34	Bir çekme numunesinde ortaya çıkan yayılı ve lokal boyunlanma.....	59
Şekil 3.35	Bir lokal boynun boyutları ve koordinat eksenleri.....	59
Şekil 3.36	Tek eksenli çekmede izotropi halinde yayılı ve lokal boyunlanma kriterleri ...	60
Şekil 3.37	Boyutsal süreksizlik gösteren bir çekme numunesi	61
Şekil 3.38	Bir tek eksenli çekme numunesinde homojen ve süreksizlik gösteren bölgelerdeki gerinim-yük eğrileri.....	62
Şekil 3.39	Çeşitli f değerleri için süreksizlik arz eden bölge ile homojen bölgedeki gerinimlerin değişimi (n=0.25 için)	62
Şekil 3.39	Sınır üniform gerinimin (ϵ_h^* veya ϵ_u^*) f ile değişimi.....	63
Şekil 3.41	İki eksenli çekmede oluşan lokal boyunlanma.....	64
Şekil 3.42	Yayılı ve lokal boyunlanma için, sabit α veya β değerlerindeki kritik gerinimler	65
Şekil 3.43	İki eksenli çekmede, 2 yönüne paralel oluşan zayıf bölge (çukur)	66
Şekil 3.44	Küresel bir stampa ile, yapışma sürtünmesi varsayımı ile bir sacın iki eksenli gerilmesi.....	67
Şekil 3.45	Bir ϵ_2 - ϵ_1 koordinat sistemi üzerinde lokal boyunlanma kriteri ve germe bölgesinde teoriden sapmalar	68

Şekil 3.46	İki eksenli gerilen bir sacda, süreksizlik gösteren bölgenin (B) konumu	69
Şekil 3.47	Deformasyon başlangıcında, A ve B bölgelerindeki α değerlerinin, akma düzleminde birbirlerinden sapsması	69
Şekil 3.48	Deformasyonun başlangıcında, A ve B bölgelerindeki β ve $d\epsilon_1$ değerlerinin, akma düzleminde birbirlerinden sapsması.....	70
Şekil 3.49	İlk gerinim artımı sonucu, A ve B bölgelerinin farklı akma düzlemlerine erişmesi	70
Şekil 3.50	Yırtılma anında A ve B bölgesindeki gerilme artım yolları (a) ve gerinim artım yolları (b).....	71
Şekil 3.51	Logoritmik skalada $\dot{\epsilon} - \sigma$ ilişkisini ifade eden doğrudan, m ve C değerinin belirlenmesi.....	73
Şekil 3.52	Farklı m değerlerinde,gerinim hızındaki artımın gerilmedeki artıma etkisi	74
Şekil 3.53	Farklı hızlarla yapılan çekme deneyleri ile (a) ve bir çekme deneyinde ani hız artımı ile (b) m değerinin hesaplanması	74
Şekil 3.54	Değişik m ve f değerlerinde üniform bölgedeki sınır gerinimler ve buna karşılık gelen kopmada uzama yüzdeleri	76
Şekil 4.1	Bir büküm bölgesinin geometrisi	77
Şekil 4.2	Bükme işleminde tarafsız eksenin yer değiştirmesi ve kesit distorsiyonu	78
Şekil 4.3	Dar (a) ve geniş (b) kesitlerde ortaya çıkan gerilme ve gerinim halleri ile kesit distorsiyonları	79
Şekil 4.4	Bir büküm bölgesinin geometrisi ve tarafsız eksene z uzaklığında alınan birim eleman	80
Şekil 4.5	Pekleşme göstermeyen bir metalin bükülmesinde, kesitteki gerilme ve gerinim dağılımı	81
Şekil 4.6	Germe-bükme yöntemi ile şekillendirme.....	81
Şekil 4.7	Germe-bükme yönteminde, pekleşme gösteren bir malzeme için kesitteki gerilme ve gerinim dağılımları.....	82
Şekil 4.8	Bükme stampası ile büküm bölgesini ezerek geri esnemeyi azaltma yöntemi.....	82
Şekil 4.9	Sacların büküm yönünün etkisi.....	82
Şekil 4.10	Uç kısmı yarıküresel bir forma sahip stampa ile germe.....	83
Şekil 4.11	Sürtüneli ve sürtünmesiz şartlarda yarıküresel bir stampayla yapılan germe işleminde, sac kalınlığındaki gerinimin dağılımı	84
Şekil 4.12	Germede tipik bir yırtılma bölgesi	84
Şekil 4.13	Yalnız germe (a) veya germe-bükme-doğrultma oluşumları ile şekillendirilmiş sac parça örnekleri	85
Şekil 4.14	Silindirik bir kabın derin çekilmesinde kalıp, stampa, bastırıcı ve ilkel pul.....	86

Şekil 4.15	Derin çekmede ilk aşama olan kabartma aşaması.....	86
Şekil 4.16	Derin çekmede ikinci aşama olan çekme aşaması	87
Şekil 4.17	Derin çekmede flanş bölgesinde malzeme akışı ve oluşan gerilmeler	88
Şekil 4.18	Bastırıcı kullanılmadan kısmi çekilmiş bir kabın flanş bölgesinde meydana gelen kırışmalar	88
Şekil 4.19	Derin çekilen bir kabın değişik bölgelerindeki deformasyon durumu.....	89
Şekil 4.20	Derin çekmede sac kesitindeki kalınlık değişimi ve muhtemel yırtılma bölgeleri.....	89
Şekil 4.21	Derin çekmenin herhangi bir anında, flanştaki bir elemanın pozisyonu ve kalıp içine akışta eksen takımının rotasyonu	91
Şekil 4.22	Köşeli kapların derin çekilmesindeki bölgesel oluşumlar ve feder sisteminin kullanıldığı bölgeler	93
Şekil 4.23	Derin çekme ile imal edilmiş sac parçalara örnekler	94
Şekil 4.24	Değişik cidar ütüleme yöntemleri	95
Şekil 4.25	Derin çekilmiş bir kabın dört kademede ütülenmesi ile cidar kalınlığında meydana gelen incelmeler.....	95
Şekil 4.26	Derin çekme işleminde toplam stampa kuvvetinin bileşenleri.....	95
Şekil 4.27	Doğrudan tekrar çekme (a) ve ters çekme (b) yöntemleri.....	96
Şekil 4.28	Tekrar çekme ile dört kademede imal edilmiş bir sac parça	96
Şekil 4.29	Pekleşme göstermeyen (a) ve pekleşen (b) malzemelerde, tekrar çekme kuvvetinin değişimi	97
Şekil 5.1	Destekler arası eğme	99
Şekil 5.2	Sacların bir blok üzerinde, kollarının açık ve birbirine paralel olarak 180° (a) ve kendi üzerine 180° (b) katlanması	100
Şekil 5.3	Bir ucu mengeneye sıkıştırılmış sac numunenin, ucu belli bir yarıçapta yuvarlatılmış blok üzerinde bükülmesi	100
Şekil 5.4	Tepe açısı 60° olan bir V blok üzerinde sac numunenin bükülmesi	100
Şekil 5.5	İleri-geri eğme düzeneği.....	101
Şekil 5.6	EN 10002-1 standardına göre saclardan çıkartılmış çekme numunesi ve boyutları	102
Şekil 5.7	ASTM E 8M standardına göre, saclar için çekme deneyi numunesinin boyutları	102
Şekil 5.8	Sac çekme numunelerinin deney makinasına tutturulma yöntemleri ve çeşitli kavrama çeneleri	104
Şekil 5.9	Tek eksenli (a) ve iki eksenli (b) ekstansometreler.....	105

Şekil 5.10	Genişliği 90 mm'den fazla olan sac ve şeritlerin Erichsen çökertme deneyinde kullanılan deney düzeneği	106
Şekil 5.11	Genişliği 90 mm'den az olan sac ve şeritlerin Erichsen çökertme deneyinde kullanılan deney düzeneği	106
Şekil 5.12	Olsen çökertme deney düzeneğinin elemanları ve boyutları	108
Şekil 5.13	Düz tabanlı stampa ile yapılan Swift derin çekme deney düzeneği	109
Şekil 5.14	Fukui konik derin çekme deney düzeneği ve deney sonrası yırtılmış bir numune	110
Şekil 5.15	Delik genişletme deney düzeneği	111
Şekil 5.16	Hidrolik şişirme deney düzeneğinin şematik gösterimi	112
Şekil 5.17	Gerinim analizi için sac yüzeyinde oluşturulmuş dairesel gridler (a) ve deformasyon sonrası gerinimlerin belirlenmesi (b ve c)	113
Şekil 5.18	Değişik gerilme ve gerinim halleri için grid deformasyonu	114
Şekil 5.19	Şekillendirme sınır eğrilerini elde etmek için kullanılan, yarıküresel uçlu stampayla germe deney düzeneği	115
Şekil 5.20	Çeşitli boyutlardaki sac deney levhaları ve çeşitli yağlayıcılar kullanılarak elde edilen bir şekillendirme sınır diyagramı	116
Şekil 5.21	Şekillendirme sınır eğrilerinin oluşturulmasında, hasar bölgesindeki elipslerin durumu	117
Şekil 5.22	Şekillendirme sınırının bir band ile gösterilmesi	117
Şekil 5.23	Çökertme sınır yüksekliği eğrisini elde etmede kullanılan deney düzeneği ...	118
Şekil 5.24	Farklı genişliklerdeki sac deney levhaları ile elde edilen bir çökertme sınır yüksekliği eğrisi	118
Şekil 6.1	Çeşitli sac malzemelerin tek eksenli çekmedeki ortalama kopma uzaması ile, elde edilebilen maksimum kap yüksekliğinin değişimi	120
Şekil 6.2	Malzemelerin akma dayanımı ile Brinell sertlik değerleri arasındaki bağıntı	121
Şekil 6.3	1.02 mm kalınlığındaki çelik sacların akma dayanımı ile şekillendirilebilirliğinin değişimi	121
Şekil 6.4	Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac kalitelerinin tipik dayanım, uzama ve sertlik dağılımları	122
Şekil 6.5	Tavlanmış bir düşük karbonlu çelikte akma uzaması ve Lüders bandaları	123
Şekil 6.6	Lüders bandalarının, özellikle düşük deformasyon seviyelerinde (a), sac yüzeyinde damarlanma veya timsah derisi şeklindeki (b) görünümü	124
Şekil 6.7	Temper haddeme derecesinin artması ile akma uzamasının azalması	125

Şekil 6.8	Tavlanmış bir düşük karbonlu çelik sacda, akma uzamasının (a) temper haddeleme ile giderilmesi (b) ve yaşlanma ile bu uzamanın geri dönüşü (c)	126
Şekil 6.9	Düşük karbonlu çeliklerde yaşlanma olayını gösteren şematik çekme eğrileri	126
Şekil 6.10	Malzemenin diğer özelliklerinin ve çekme hızının sabit kalması şartıyla, pekleşme üstelinin artımı ile maksimum üniform uzamadaki artımın örneklenmesi	127
Şekil 6.11	Pekleşme üsteli ile homojen (üniform) bölgedeki gerinimin (ϵ_h) ve süreksizlik arz eden bölgedeki (boyundaki) gerinimin (ϵ_i) değişimi	128
Şekil 6.12	Pekleşme üstelinin iki eksenli çekmedeki gerinim dağılımına etkisi.....	128
Şekil 6.13	Pekleşme üstelinin şekillendirme sınır eğrisindeki FLD ₀ noktasına (a) ve çökertme yüksekliğine (b) etkisi	129
Şekil 6.14	Karbon ve HSLA çeliklerinde akma dayanımı ile pekleşme üstelinin değişimi	130
Şekil 6.15	Pekleşme üstelinin, $\eta = 0.75$ deformasyon verimliliğinde ve değişik α gerilme oranlarında sınır derin çekme oranına etkisi.....	131
Şekil 6.16	Pekleşme üstelinin, derin çekmede ortaya çıkan maksimum kuvveti geciktirici etkisi.....	131
Şekil 6.17	Pekleşme üstelinin ütülemedeki kesit redüksiyonuna etkisi	132
Şekil 6.18	Malzemenin diğer özelliklerinin ve çekme hızının sabit kalması şartıyla, gerinim hızına duyarlılık üstelinin artımı ile boyunlanma sonrası uzama ve toplam uzamadaki artımın örneklenmesi	133
Şekil 6.19	Tek eksenli çekmede (a) ve iki eksenli çekmede (b), artan m değerleri ile boyun büyümesinin yavaşlaması ve üniform gerinim alanının artması	134
Şekil 6.20	Gerinim hızına duyarlılık üsteli ile homojen (üniform) bölgedeki gerinimin (ϵ_h) ve süreksizlik arz eden bölgedeki (boyundaki) gerinimin (ϵ_i) değişimi... ..	134
Şekil 6.21	Maksimum yükten sonraki uzamanın (boyunlanma sonrası uzamanın), n ve m değerleri ile değişimi	135
Şekil 6.22	Malzemelerin gerinim hızına duyarlılık üsteli ile kopma uzaması arasındaki ilişki	135
Şekil 6.23	Gerinim hızına duyarlılık üstelinin şekillendirme sınır eğrilerine etkisi	136
Şekil 6.24	Çeliklerde gerilme düzeyinin m değerine etkisi	137
Şekil 6.25	Alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki bir düşük karbonlu çelik sacda, gerinim düzeyinin m değerine etkisi	137
Şekil 6.26	Haddeleme yönü ile 0°, 45° ve 90°'lik açılardaki çekme numunelerinden \bar{R} değerinin hesaplanması.....	139

Şekil 6.27	Çeşitli malzemelerin deneysel olarak belirlenen \bar{R} değerleri ile, Whiteley'in teorisine göre sınır derin çekme oranının ilişkilendirilmesi.....	139
Şekil 6.28	Bazı sac malzemelerin tipik \bar{R} değer aralıkları ve sınır derin çekme oranları	139
Şekil 6.29	Kopmada ortalama yüzde uzama ve ortalama plastik gerinim oranı ile Olsen çökertme derinliğinin ilişkisi	140
Şekil 6.30	Kopmada ortalama yüzde uzama ve ortalama plastik gerinim oranı ile Swift sınır derin çekme oranının ilişkisi	140
Şekil 6.31	Kopmada ortalama yüzde uzama ve ortalama plastik gerinim oranı ile Fukui konik kap derinliğinin ilişkisi	141
Şekil 6.32	$\Delta R < 0$ (a), $\Delta R = 0$ (b) ve $\Delta R > 0$ (c) olması durumunda kulak oluşum yönlerinin değişimi.....	142
Şekil 6.33	Kulaklanmanın veya kap cidar yüksekliklerinin (h) haddelme yönüne (θ) göre açısal değişimi.....	142
Şekil 6.34	Düzlemsel anizotropi ile kulaklanma oranı arasındaki ilişki	143
Şekil 6.35	Ortalama tane büyüklüğü ile alt akma dayanımının değişimi.....	144
Şekil 6.36	Soğuk haddelenmiş (%70 oranında) ve tavlanmış çelik sac malzemelerde, tane büyüklüğü ile \bar{R} değerinin değişimi.....	145
Şekil 6.37	İri taneli çelik saclarda ortaya çıkan portakal kabuğu şeklindeki yüzey görünümü	145
Şekil 6.38	Sac kalınlığının şekillendirme sınır eğrilerine etkisi.....	146
Şekil 6.39	Sac kalınlığı ile birlikte pekleşme üstelinin düzlemsel gerinim noktasına (FLD_0) etkisi	147
Şekil 6.40	TS 3813 standardına göre, sac kalınlığı ile Fe 12, Fe 13 ve Fe 14 kalitesindeki düşük karbonlu çelik saclarda Erichsen çökertme değerinin öngörülen artımı	147
Şekil 6.41	Alüminyum ile dinlendirilmiş düşük karbonlu çelik sacda, süreksizlik derecesinin veya hata büyüklüğünün sınır gerinime etkisi (teori ve deneysel sonuçların karşılaştırılması)	150
Şekil 6.42	Çekme (a) ve kayma (a) gerilmeleri altında, inklüzyonları çevreleyen boşlukların birleşmesi ile sünek kırılmanın gerçekleşmesi	151
Şekil 6.43	Sac kenarlarındaki çapak yüksekliğinin deformasyon derecesine olan etkisi	152
Şekil 6.44	Stampa köşe yuvarlatma yarıçapının sac kalınlığındaki gerinim yığılmasına etkisi	153
Şekil 6.45	Kalıp ağzı köşe yuvarlatması ile derin çekme kuvvetlerinin değişimi	154
Şekil 6.46	Kalıp ağzı köşe yuvarlatması ile kap cidarlarında kritik bölgedeki incelleme derecesinin değişimi.....	154

Şekil 6.47	Kalıp ağzı köşe yuvarlatmasının sac kalınlığına göre seçimi	155
Şekil 6.48	Stampa ve kalıp ağzı köşe yuvarlatmasının sınır derin çekme oranına (LDR) etkisi.....	155
Şekil 6.49	Bastırıcı kuvveti ve kap derinliğine bağlı olarak, derin çekmede kırılma ve yırtılma açısından optimum çalışma bölgesi	156
Şekil 6.50	Çeşitli kalitedeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclarda, kap derinliğine göre kırılma ve yırtılma bölgesinin bastırıcı kuvveti ile değişimi	157
Şekil 6.51	Yağlamanın derin çekme kuvvetine etkisi	158
Şekil 6.52	Yağlayıcıların gerinim dağılımına etkisi	159
Şekil 6.53	Soğuk haddelenmiş DQSK kalitesindeki düşük karbonlu çelik sacda, gerinim hızı ile birlikte düzeyindeki seviyelerindeki artım	160
Şekil 6.54	Çeliklerde gerinim hızı ile pekleşme üstlenin değişimi	160
Şekil 6.55	Oda sıcaklığında gerinim hızı ile plastik gerinim oranının değişimi	161
Şekil 6.56	Oda sıcaklığında değişik gerinim hızları ile uygulanan çekme deneylerinde, değişik gerinim düzeylerinde numunelerdeki sıcaklık artımları	161
Şekil 6.57	Derin çekme hızının stampa kuvvetine etkisi	162
Şekil 6.58	$m = 0.006$ (a) ve $m = 0.018$ (b) olması halinde, gerinim hızının teorik olarak elde edilmiş şekillendirme sınır eğrilerine etkisi.....	163
Şekil 7.1	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın tane büyüklüğü	165
Şekil 7.2	Vickers sertlik değerinin ölçülmesinde kullanılan WOLPERT sertlik ölçme cihazı.....	166
Şekil 7.3	Çekme deneylerinde kullanılan INSTRON 4505 üniversal deney makinası	168
Şekil 7.4	Deneylerde kullanılan sac çekme numunesinin boyutları.....	169
Şekil 7.5	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak).....	173
Şekil 7.6	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0^0 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerinim - gerçek gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)	174
Şekil 7.7	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak).....	175
Şekil 7.8	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45^0 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerinim - gerçek gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)	176

Şekil 7.9	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak).....	177
Şekil 7.10	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerinim - gerçek gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)	178
Şekil 7.11	Deneylerde kullanılan deforme olmamış, uzamış ve kopmuş çekme numuneleri.....	179
Şekil 7.12	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerde, $e=0\%15$ uzamada çekme hızının dört kat (20 mm.dak ⁻¹ / 5 mm.dak ⁻¹) artırılmasıyla nominal gerilmede oluşan sıçramalar.....	183
Şekil 7.13	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerde, $e=0\%15$ uzamada çekme hızının dört kat (20 mm.dak ⁻¹ / 5 mm.dak ⁻¹) artırılmasıyla gerçek gerilmede oluşan sıçramalar.....	184
Şekil 7.14	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerde, $e=0\%15$ uzamada çekme hızının dört kat (20 mm.dak ⁻¹ / 5 mm.dak ⁻¹) artırılmasıyla nominal gerilmede oluşan sıçramalar.....	185
Şekil 7.15	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerde, $e=0\%15$ uzamada çekme hızının dört kat (20 mm.dak ⁻¹ / 5 mm.dak ⁻¹) artırılmasıyla gerçek gerilmede oluşan sıçramalar.....	186
Şekil 7.16	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerde, $e=0\%15$ uzamada çekme hızının dört kat (20 mm.dak ⁻¹ / 5 mm.dak ⁻¹) artırılmasıyla nominal gerilmede oluşan sıçramalar.....	187
Şekil 7.17	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerde, $e=0\%15$ uzamada çekme hızının dört kat (20 mm.dak ⁻¹ / 5 mm.dak ⁻¹) artırılmasıyla gerçek gerilmede oluşan sıçramalar.....	188
Şekil 7.18	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki nominal gerinim – nominal gerilme eğrileri.....	193
Şekil 7.19	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrileri	194
Şekil 7.20	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki nominal gerinim – nominal gerilme eğrileri.....	195

Şekil 7.21	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrileri	196
Şekil 7.22	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki nominal gerinim – nominal gerilme eğrileri	197
Şekil 7.23	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrileri	198
Şekil 7.24	ERICHSEN deney makinası	203
Şekil 7.25	Erichsen çökertme deneylerinde kullanılan küresel uçlu stampa, kalıp ve bastırıcı	204
Şekil 7.26	Üzerinde çökertmeler yapılmış şerit şeklindeki sac numuneler	204
Şekil 7.27	Derin çekme deneylerinde kullanılan düz tabanlı stampa, kalıp ve bastırıcı	206
Şekil 7.28	Derin çekme aşamaları	207
Şekil 7.29	Yağlama ve derin çekme hızına göre başarılı ve başarısız olarak gerçekleşen derin çekme işlemleri	209
Şekil 8.1	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, akma dayanımının haddeleme yönüne göre değişimi	213
Şekil 8.2	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme dayanımının (a) ve maksimum yükteki gerçek gerilmenin (b) haddeleme yönüne göre değişimi	214
Şekil 8.3	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme deneylerinden elde edilen maksimum üniform gerinimin haddeleme yönüne göre değişimi	215
Şekil 8.4	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme deneylerinden elde edilen kopmadaki uzama yüzdesi değerlerinin haddeleme yönüne göre değişimi	216
Şekil 8.5	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, plastik gerinim oranının haddeleme yönü ile değişimi	216
Şekil 8.6	Fe P03 kalitesindeki çelik sac levhadan farklı çaplarda kesilen ilkel pulların derin çekilmesinden elde edilen kap boylarının haddeleme yönü ile değişimi (kulaklanma)	217
Şekil 8.7	Fe P03 kalitesindeki çelik sac levhadan farklı çaplarda kesilen ilkel pulların derin çekilmesiyle, haddeleme yönüne göre değişik doğrultularda oluşan kap yüksekliklerinin bu yönlerdeki R değeri ile değişimi	218
Şekil 8.8	Fe P03 kalitesindeki çelik sacdan kesilen ilkel pul çapına göre, derin çekmedeki kulaklanma oranının değişimi	219
Şekil 8.9	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, pekleşme üstelinin (n) haddeleme yönüne göre değişimi	220
Şekil 8.10	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, gerinim hızına duyarlılık üstelinin (m) haddeleme yönüne göre değişimi	221

Şekil 8.11	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, boyunlanma sonrası uzama değerinin (e_{pu}) haddeleme yönüne değişimi.....	222
Şekil 8.12	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik açılarda farklılık gösteren gerinim hızına duyarlılık üstellerine göre, bu yönlerdeki boyunlanma sonrası uzama değerlerinin değişimi.....	222
Şekil 8.13	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddeleme yönüne göre farklı doğrultulardaki akma dayanımının, çekme hızı ile değişimi.....	223
Şekil 8.14	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddeleme yönüne göre farklı doğrultulardaki çekme dayanımının, çekme hızı ile değişimi.....	224
Şekil 8.15	Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddeleme yönü ile farklı doğrultulardaki çekme deneyleriyle elde edilen, gerinim seviyesi ile gerinim hızına duyarlılık üsteli arasındaki ilişkinin logaritmik eğilimi.....	225
Şekil 8.16	Fe P03 kalitesindeki çelik saca uygulanan çekme deneylerinde, hız ile pekleşme üsteli arasındaki ilişkinin logaritmik eğilimi.....	226
Şekil 8.17	Fe P03 kalitesindeki çelik sacdan farklı çaplarda kesilen ilkel pulların, kuru ve gres yağlamalı olarak değişik hızlarla derin çekilmesi ile oluşan maksimum derin çekme kuvvetleri.....	227
Şekil 8.18	Fe P03 kalitesindeki çelik saca kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak uygulanan derin çekme deneylerinde, stampa hızı ile sınır derin çekme oranının değişimi.....	229
Şekil 8.19	Fe P03 kalitesindeki çelik saca kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak uygulanan Erichsen çökertme deneylerinde, ölçülen maksimum çökertme kuvvetlerinin hıza göre değişimi.....	231
Şekil 8.20	Fe P03 kalitesindeki çelik saca uygulanan Erichsen çökertme deneylerinden elde edilen çökertme değerlerinin, yağlama durumuna ve çökertme hızına göre dağılımı.....	232

ÇİZELGE LİSTESİ

	Sayfa
Çizelge 1.1	Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların mekanik karakteristikleri ve tipik özellikleri 2
Çizelge 2.1	Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac ve şeritlerin standart ebatları 7
Çizelge 2.2	ASTM Standartlarına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların kimyasal bileşimi 9
Çizelge 2.3	SAE ve ASTM Standartlarına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların tipik özellikleri 10
Çizelge 2.4	Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik şeritlerin mekanik özellikleri 11
Çizelge 2.5	Alaşımız yumuşak çeliklerden soğuk haddelenmiş sacların kimyasal bileşimi 12
Çizelge 2.6	Alaşımız yumuşak çeliklerden soğuk haddelenmiş sacların mekanik özellikleri 13
Çizelge 2.7	DIN EN 10130 standardına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac kaliteleri özellikleri 14
Çizelge 5.1	EN 10002-1 standardına göre kalınlığı 3 mm'den az olan saclardan çıkartılmış deney numunelerinin tipleri ve boyutları 102
Çizelge 5.2	Erichsen çökertme deneylerinde, deney düzeneğini oluşturan elemanların boyutları ve toleransları (TS 271) 107
Çizelge 7.1	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, 10 farklı noktada ölçülen Vickers sertlik değerleri ve ortalaması 167
Çizelge 7.2	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen bazı mekanik özellikleri 170
Çizelge 7.3	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen bazı mekanik özellikleri 171
Çizelge 7.4	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen bazı mekanik özellikleri 172
Çizelge 7.5	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, çekme deneyinde ani hız artımı yöntemiyle haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultuda belirlenen, e=%15 uzamadaki gerinim hızına duyarlılık üsteli (m) 180
Çizelge 7.6	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, çekme deneyinde ani hız artımı yöntemiyle haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultuda belirlenen, e=%15 uzamadaki gerinim hızına duyarlılık üsteli (m) 181
Çizelge 7.7	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, çekme deneyinde ani hız artımı yöntemiyle haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultuda belirlenen, e=%15 uzamadaki gerinim hızına duyarlılık üsteli (m) 182

Çizelge 7.8	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerine göre, bazı mekanik özelliklerinde ve farklı uzamalarda gerilme seviyelerinde meydana gelen değişimler	190
Çizelge 7.9	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerine göre, bazı mekanik özelliklerinde ve farklı uzamalarda gerilme seviyelerinde meydana gelen değişimler	191
Çizelge 7.10	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90 ⁰ 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerine göre, bazı mekanik özelliklerinde ve farklı uzamalarda gerilme seviyelerinde meydana gelen değişimler	192
Çizelge 7.11	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, $v_{çek} = 5$ mm/dak ve $v_{çek} = 20$ mm/dak'lık hız değerleri altında uygulanan çekme deneylerine göre, değişik uzama değerlerinde hesaplanan gerinim hızına duyarlılık üstelleri	199
Çizelge 7.12	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönü ile 0 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinden, $\epsilon = \%15$ uzamadaki plastik gerinim oranının (R_0) belirlenmesi	200
Çizelge 7.13	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönü ile 45 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinden, $\epsilon = \%15$ uzamadaki plastik gerinim oranının (R_{45}) belirlenmesi.....	201
Çizelge 7.14	Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönü ile 90 ⁰ 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinden, $\epsilon = \%15$ uzamadaki plastik gerinim oranının (R_{90}) belirlenmesi.....	202
Çizelge 7.15	Fe P03 kalitesindeki çelik saca, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak değişik hızlar altında uygulanan çökertme deneylerinden elde edilen Erichsen çökertme değerleri ve maksimum çökertme kuvvetleri	205
Çizelge 7.16	Fe P03 kalitesindeki çelik sac levhadan çıkarılan $\emptyset 55$, $\emptyset 60$ ve $\emptyset 65$ mm çapındaki ilkel pulların, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak ve değişik hızlarda derin çekilmesinde oluşan maksimum kuvvetler	208
Çizelge 7.17	Fe P03 kalitesindeki çelik sacın yağlama durumuna ve derin çekme hızına bağlı olarak sınır derin çekme oranının (LDR) değişimi	210
Çizelge 7.18	Fe P03 kalitesindeki çelik sacdan kesilen değişik çaplardaki ilkel pulların derin çekilmesiyle elde edilen kapların, haddeleme yönüne göre değişik doğrultulardaki yükseklikleri ve ortalama kulaklanma dereceleri	212

ÖNSÖZ

İmalat sanayiinin büyük bir kısmına yarı mamul olarak sunulan sac malzemeler içerisinde belki de en fazla yer tutanı, soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclardır. Bu malzemelerin mekanik karakteristiklerini belirlemek, buna göre de şekillendirilebilirlik özelliklerini ve çeşitli koşullarda pres altındaki davranışlarını tahmin edebilmek, malzeme ve plastik şekil verme konuları üzerine geniş bir bilgi birikimi ve oldukça meşakkatli bir çalışma gerektirmektedir. “Soğuk Haddelenmiş Düşük Karbonlu Çelik Sacların Şekillendirilebilirlik Özelliği ve Mekanik Karakteristikleri” adı altında hazırlamış olduğum yüksek lisans tez çalışmasının, bu bilgi birikimini oluşturmada ön basamakları teşkil edeceğine inanıyorum.

Yüksek lisans eğitimimin gerek ders gerekse tez aşamalarında danışmanlığımı yürüten, deneysel çalışmalarımın gerçekleşmesi için büyük fedakarlıklar göstererek bunlara zemin hazırlayan, çalışmalarımda ilgilerini, bilgilerini, desteklerini ve teşviklerini hiçbir zaman esirgemeyen çok değerli hocam Sayın Prof. Mehmet Emin YURCİ'ye teşekkürü bir borç bilmekteyim. Aynı zamanda, deneysel çalışmalarım, malzeme, ekipman ve literatür olarak destek veren ARÇELİK A.Ş.'ye ve bu kuruluşun AR-GE Departmanı Malzeme Ailesindeki mühendis ve teknisyenlere, başta Sayın Dr. Suat TUNCEL olmak üzere teşekkürlerimi sunarım. Yüksek lisans eğitimimin büyük bir kısmında araştırma görevlisi olarak çalıştığım Yıldız Teknik Üniversitesi Makina Malzemesi ve İmalat Teknolojisi Anabilim Dalının sayın öğretim üyelerine ve mesai arkadaşlarıma da, tezimin hazırlanma safhasındaki yardımlarından, anlayışlarından ve fedakarlıklarından dolayı teşekkürlerimi belirtmek isterim.

En zor zamanlarımda sevgilerini hissederek destek bulduğum aileme, en derin sevgilerimi ve teşekkürlerimi buradan bir kez daha ifade etmeyi bir görev bilmekteyim.

ÖZET

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemeler, birçok sanayi dalında geniş bir kullanım alanına sahiptir. Özellikle otomotiv ve beyaz eşya endüstrisi başta olmak üzere, bu malzemelerin tercih edilmesinin başlıca nedeni, optimuma yakın bir şekillendirilebilirlik – dayanım – kaynak edilebilirlik ve yüzey kalitesi kombinasyonu sağlamasıdır. Bu sac malzemenin kalite sınıfları, gerek kimyasal bileşim gerekse üretim proseslerindeki farklılıklar nedeniyle, metalurjik ve mekanik özellikler bakımından belirgin değişimler göstermektedir. Bunlar da, sac malzemenin pres altında şekillendirilebilirliğini ve ürün kalitesini önemli ölçüde etkilemektedir.

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların genel özellikleri incelenmiş ve çeşitli standartlara göre sınıflandırılması ele alınmıştır. Sac malzemelerin şekillendirme işlemlerindeki davranışını tahmin etmek ve özelliklerinin işlemlerdeki etkisini belirleyebilmek için, şekillendirilebilirlik teorilerine temel oluşturan bazı mekanik ve metalurjik kavramlar incelenmiştir. Bununla birlikte, çeşitli sac şekillendirme yöntemlerinin esaslarına değinilmiştir. Sacların şekillendirilebilirlik özelliğini değerlendirmeye yönelik olan bazı deney yöntemleri ve şekillendirme sınır eğrileri incelenmiştir. Sacların şekillendirilebilirlik özelliğini etkileyen faktörler, malzeme faktörleri ve işlem faktörleri şeklinde ikiye gruba ayrılarak, her bir parametrenin etkisi açıklanmıştır.

Fe P03 (DIN EN 10130-91) kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemenin mekanik karakteristiklerini ve şekillendirilebilirlik özelliğini incelemek amacıyla, bir deney serisi programlanarak uygulanmıştır. Sac malzemeye, haddeleme yönü ile değişik açılarda uygulanan çekme deneyleri ile, malzemenin mekanik özellikleri ve bunların gerinim hızı ile göstermiş olduğu değişim belirlenmiştir. Farklı hız değerleri altında kuru ve yağlamalı olarak uygulanan Erichsen çökertme deneylerinde, çökertme değerinin ve maksimum çökertme kuvvetinin değişimi incelenmiştir. Benzer şartlarda gerçekleştirilen derin çekme deneylerinde de, sınır derin çekme oranının ve maksimum derin çekme kuvvetinin değişimi belirlenmiştir. Deneylerde değiştirilen bu parametrelerin, sac malzemenin şekillendirilebilirlik özelliğine etki ettiği açıkça görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac, mekanik karakteristikler, şekillendirilebilirlik, mekanik deneyler, deformasyon hızı

ABSTRACT

Cold rolled low – carbon steel sheet has a wide usage in many industries. The main reason of this preference, particularly in automotive and durable industries, is that its providing a nearly optimum combination of strength – formability – weldability and surface quality. Both chemical composition and processes in the production cause some differences in metallurgical and mechanical properties between the quality grades of cold rolled low – carbon steel sheet. These differences significantly affect the formability under press and the ultimate quality of sheet products.

The general properties of cold rolled low – carbon steel sheet and its classification according to several standards were studied. To understand the act of the properties of sheet metal in the forming operations and to determine the formability of material, some metallurgical and mechanical concepts, constituting the base of formability theories were studied. In addition to this, principles of several sheet metal forming methods were mentioned. Some mechanical tests and forming limit curves to evaluate formability of sheet metal were studied. The factors affecting sheet metal formability are classified in two groups as material and process factors, and the role of each parameter were explained.

A series of tests was programmed and implemented in order to determine the mechanical characteristics and the formability properties of Fe P03 (DIN EN 10130-91) quality cold rolled low – carbon steel sheet. The mechanical properties and their changes with strain rate were determined by tensile tests in different angles to the rolling direction. The differences in cupping values and maximum cupping forces were determined by Erichsen cupping tests, carried out in dry and lubricated conditions under different testing speed. The changes in the limiting draw ratio and maximum drawing forces were determined by deep drawing tests in similar conditions. It was observed that these parameters changed in the experiments significantly affected the formability of sheet metal.

Keywords: Cold rolled low – carbon steel sheet, mechanical characteristics, formability, mechanical tests, deformation rate

1. GİRİŞ

Düşük karbonlu çelik sacların, dayanım ve şekillendirilebilirlik bakımından ideale yakın kombinasyonlar sergileyen ender malzemelerden biri olması, bu malzemeleri başta otomotiv ve beyaz eşya sektörü olmak üzere birçok alanda tercih edilir hale getirmektedir. Düşük karbonlu çelik saclar, çeşitli sınıf ve kalitelerde temin edilebilmektedir. Bunlar, metalurjik ve mekanik özellikler bakımından birbirlerinden farklılıklar göstermesinin yanısıra, uygun sınıf ve kalitenin seçiminde yüzey durumu ve maliyet gibi konuların da gözönünde bulundurulması gerekmektedir.

Düşük karbonlu olarak üretilen çelik sac malzemeleri, dökümdeki deoksidasyon durumuna göre kaynar dökülmüş ve dinlendirilmiş (sakin dökülmüş) olarak ikiye ayırmak mümkündür. Eriyik haldeki çeliğin herhangi bir deoksidasyon işlemine tabi tutulmadan dökülmesiyle, CO kabarcıklarının neden olduğu kaynama olayı, karbonun sac merkezinde segregasyonuna neden olmaktadır. Sac yüzeyinde karbon azalması sonucu saf bir demir tabakası ortaya çıkmakta, böylece karbür partiküllerinin neden olduğu yüzey hataları da azalarak temiz bir yüzey elde edilmektedir. Çeliğin döküm aşamasında Al, Si gibi elementlerle deokside edilmesi (durgunlaştırılması) işlemi, maliyeti artırmasının yanısıra, karbon segregasyonunu önleyerek yüzey kusurlarının meydana gelmesine sebep olabilmektedir. Bununla birlikte, kaynar dökülmüş çeliklerde yaşlanma ve Lüders bantları oluşumu kaçınılmaz iken, dinlendirilmiş çeliklerde ise bu eğilim daha azdır veya ortadan kalkmaktadır.

Düşük karbonlu çelik saclar, sıcak haddelenmiş ve soğuk haddelenmiş olarak iki şekilde üretilmektedirler. Sıcak haddeleme ile saclarda ancak belli kalınlıklara kadar (genelde 2 mm) düşülebilmektedir. Bu sacların yüzeyindeki oksit tabakası, sınırlı olarak korozyona karşı koruma sağlamaktayken, pres işlemlerinde dökülmesi ise bir dezavantaj teşkil etmektedir. Bu nedenle, yüzeydeki oksit tabakasının dekapaj yöntemleri ile temizlenmesi gerekmektedir. Bu çalışmada ele alınan soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclar ise, sıcak haddelenmiş sacların veya şeritlerin, soğuk haddeleme ile istenen kalınlığa düşülmesiyle üretilmektedirler. Soğuk haddelenmiş sacların sünekliği, haddeleme sonrası tavlama ile yeniden kazandırılmaktadır. Soğuk haddeleme ile daha düşük kalınlıkların yanısıra, sacların yüzey kalitesi ve malzeme özellikleri de daha kontrollü olarak elde edilebilmektedir. Soğuk haddelenmiş saclar da, kimyasal bileşimlerine ve üretimindeki proseslere göre kendi arasında çeşitli kalite ve sınıflara ayrılmaktadır. En genel haliyle bu sınıflar, ticari kalite (CQ), derin çekme kalitesi (DQ), özel dinlendirilmiş derin çekme (DQSK) kalitesi ve yapısal kalite (SQ) olarak bilinmektedir. Bunlara ilaveten, yaşlanmaz çelikler olarak bilinen ve arayer empürite

element içermeyecek şekilde üretilen çelik saclar (IF kalitesi) da diğer bir kalite sınıfını teşkil etmektedir.

Sacların mekanik özellikleri, şekillendirilebilirliği etkileyen en önemli faktörlerdir. Malzemenin kimyasal bileşimi, üretim yöntemleri ve üretim safhalarında uygulanan işlemler, sac kalitelerindeki mekanik özellik farklılıklarını tayin eden başlıca etkenlerdir. Malzemenin temel mekanik özellikleri, çekme deneylerinden belirlenebilmektedir. Bu deneylerde sünekliği doğrudan ifade eden uzama değerlerinin artması, şekillendirilebilirlikteki artımın en belirgin göstergesi olmaktadır. Süneklik ile dayanım (özellikle akma dayanımı) ve sertlik genelde ters orantılıdır. Bununla birlikte, sac parçaların imalatında ve kullanımında belli bir dayanım öngörüldüğünden, düşük karbonlu çelik saclar da bu iki büyüklüğün optimum kombinasyonu dikkat çekicidir. Dayanım ve uzamanın yanısıra, sac malzemelerin pekleşme üsteli (n), gerinim hızına duyarlılığı (m) ve plastik gerinim oranı (R), şekillendirilebilirliği artırıcı rol üstlenen diğer mekanik karakteristikler olmaktadır. Şekillendirilme amaçlı soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclar da bu özellikler de oldukça ideal seviyelerdedir. Bu sacların kalite sınıflarına göre tipik mekanik karakteristikleri ve özellikleri, Çizelge 1.1'de görülmektedir.

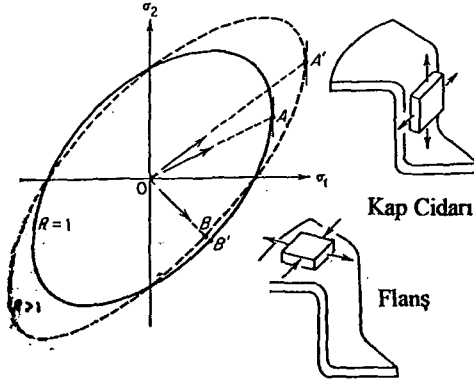
Çizelge 1.1 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların mekanik karakteristikleri ve tipik özellikleri (Newby, 1978)

Kalite	Tipik Özelliği	Akma Dayanımı	Çekme Dayanımı	Uzama ($L_0=50\text{mm}$)	Sertlik (RSD-B)	n	\bar{R}
CQ	İyi bir yüzey kalitesi	234	317	35	45	0.20	1.0
DQ	Gerilebilirlik	207	310	45	40	0.24	1.2
DQSK	Derin çekilebilirlik	172	296	40	40	0.22	1.6
IF	Ekstra derin çekilebilirlik	152	317	45	45	0.24	2.0

Saclarda germe ile şekillendirilebilirliği yansıtan en önemli mekanik karakteristik, malzemenin pekleşme kapasitesini yansıtan n değeridir. Bir çekme deneyinde $\sigma = K \epsilon^n$ davranışını sergileyen malzemelerde, maksimum yükün meydana geldiği ve kesitte yayılı boyunlanmanın başladığı andaki maksimum üniform gerinim $\epsilon_u = n$ olmaktadır. Buradan anlaşıldığı üzere, malzemenin pekleşme üstelinin artması ile kesitteki kritik bölgelerde oluşan pekleşmenin derecesi de atmakta ve boyunlanmaya karşı daha yüksek bir direnç meydana gelmektedir. Böylece üniform gerinim alanı da büyümektedir. Gerinim hızına duyarlılık üstelinin (m) ise, özellikle boyun oluştuktan sonra uzamayı artırıcı etkisi önemlidir. Düşük karbonlu çeliklerde gözlenen yüksek m değerleri (0.01 – 0.015), şekillendirilebilirlik açısından büyük bir avantajdır. Boyunlanmanın başlaması ile bu bölgede artan deformasyon hızı, dayanımın artmasına neden olmaktadır. Bu gerinim hızı pekleşmesi de boyun büyümesine karşı bir direnç oluşturduğundan, üniform gerinim alanı ve boyunlanma sonrası uzama, m değerleri ile artım göstermektedir.

Plastik gerinim oranı (R), sacların derin çekilebilirliğini ifade eden diğer bir mekanik karakteristiktir. Bu oran, daralma gerinimi / incelme gerinimi olarak hesaplanmakta ve sacın incelmeye karşı direncini göstermektedir. R değeri, belli bir tekstüre sahip sac malzemede anizotropinin kalınlık yönündeki etkisini yansıttığından, “normal anizotropi büyüklüğü” olarak da adlandırılmaktadır. Bu oranın derin çekme özelliğini artırıcı etkisi, Şekil 1.1’de görüldüğü gibi, artan R değerleri ile akma düzleminin deforme olmasından kaynaklanmaktadır. Yüksek R değerine sahip bir sacdan derin çekilen bir kaptta, cidardaki gerilme haline göre dayanım artmakta ve incelme eğilimi azalmaktadır. Flanşa ise dayanım düşmekte ve sacın bu bölgede büzülerek kalıp içerisine akışı kolaylaşmaktadır. Öyle ki Whiteley (1960), sınır derin çekme oranının, R ve bir deformasyon verimlilik katsayısı ile birlikte arttığını ifade eden bir denklem geliştirmiştir. Bu denklem, deneysel sonuçlara oldukça yakın değerler vermiştir.

Sac şekillendirilebilirliği, malzeme özelliklerinin yanısıra işlem faktörleri tarafından da belirlenmektedir. Örneğin bir derin çekme işleminde bastırıcı kuvveti, kalıp ve stampa boyutları, yağlama, stampa hızı gibi faktörler belirgin rol oynamaktadır. Malzeme ve işlem faktörlerinin sac şekillendirilebilirliğe olan etkisi, araştırmacılar tarafından teorik ve deneysel olarak incelenmiştir. En genel söylemle, şekillendirme işlemlerinde malzemenin plastik akışının kolaylaşması, şekillendirilebilirlikteki artımın nedeni olmaktadır.



Şekil 1.1 Saclarda artan R değerleri ile derin çekilebilirliğin iyileşmesi (Dieter, 1988)

Tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen mekanik özellikler, sac şekillendirilebilirliği hakkında fikir vermesine rağmen, bu deformasyon hali ile sac şekillendirme işlemlerinde ortaya çıkan deformasyonlar farklıdır. Bu nedenle, malzemelerin gerçek işlemlerdeki gibi davranışını incelemek ve şekillendirilebilirlik özelliklerini doğrudan görmek için benzeşim deneylerine başvurulmaktadır. Erichsen ve Olsen çökertme, Swift derin çekme, Fukui konik kap çekme gibi deneyler, şekillendirilebilirlik hakkında sayısal sonuçlar veren bazı benzeşim deneyleridir. Bunlarla birlikte, değişik gerinim hallerinde sacların davranışını ve sınır gerinimlerini belirleyerek malzemelere ait şekillendirme sınır eğrilerini oluşturmak, daha güvenilir sonuçlar verebilmektedir.

Sacların malzeme özelliklerini iyi tanımak ve hangi şartlar altında nasıl değiştiklerini bilmek, şekillendirilebilirlik özelliklerini belirlemeye yönelik adımların ilkinin atmak demektir. İkinci adım ise, malzeme özelliklerine uygun işlem parametreleri ve tasarımlarla çalışmaktır. Araştırma ve geliştirmelerde bu ilkelerin gözetilmesiyle, sac şekillendirme tekniklerinin daha bilimsel bir platforma taşınmasının sağlanacağı kesindir. Sac şekillendirmede meydana gelen problemleri anlama ve üstesinden gelme adına da, en doğru yöntemin bu olduğu tartışmasızdır. Bunun dışındakiler, ancak tecrübeye dayanan yöntemler olarak kalmakta ve çözümler daha çok deneme – yanılma şeklinde elde edilebilmektedir.

2. SOĞUK HADDELENMİŞ DÜŞÜK KARBONLU ÇELİK SAÇLAR

2.1 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların genel özellikleri

Otomotiv ve beyaz eşya sektöründe çok yaygın olarak kullanılan alaşımsız düşük karbonlu çelik sacların en büyük avantajı, diğer malzemelere göre dayanım ve şekillendirilebilirlik kombinasyonunun hemen hemen optimum bir seviyede bulunmasıdır. Bununla birlikte bu malzemelerden çeşitli sınıf ve kombinasyonlarda bulunabilme, imalattan sonra cazip bir görünüm sağlayan üstün bir yüzey kalitesi verme ve çeşitli kaplama malzemeleri ile kaplama işlemlerine uyum gösterme özellikleri de beklenmektedir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).

Düşük karbonlu çelik saclar, dökümdeki deoksidasyon durumuna göre kaynar dökülmüş ve dinlendirilmiş (sakin dökülmüş) olmak üzere iki sınıfa ayrılırlar. Genelde kaynar dökülmüş saclar, düşük maliyetlerinden ötürü ucuzdurlar ve yaygın kullanılırlar. Bununla birlikte, kaynar dökülmüş çelikler yaşlanma göstermekte ve bununla ilgili olarak mekanik özelliklerinde değişimler meydana gelmektedir. Yaşlanmadan kaçınılması gerektiğinde ve/veya istisnai derin çekmeler söz konusu olduğunda, alüminyumla deokside (stabilize) edilmiş olan dinlendirilmiş çelikler tercih edilir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).

Düşük karbonlu çelik sac ve şeritler sıcak veya soğuk hadde ürünleri olarak bulunabilirler. Metal, haddeleme sıcaklığına tavlandıktan sonra kademeli olarak sürekli sıcak band haddelerinde son kalınlık ölçüsüne düşürülür ve böylece sıcak haddelenmiş saclar elde edilir. Soğuk haddelenmiş sac ve şeritler ise stoklanan sıcak haddelenmiş ruloların sürekli tandem haddelerinde istenen kalınlığa düşene kadar soğuk olarak haddelenmesiyle üretilirler (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Sıcak haddelenmiş çelik sacların kalınlığı 2 mm'ye kadar düşebilirken, soğuk haddelenmiş saclarda daha düşük kalınlıklar (0.25-0.30 mm) mümkün olabilmektedir. Bunun yanı sıra, soğuk haddelenmiş sacların sıcak haddelenmiş saclara göre diğer üstünlükleri şöyle sıralanabilir: Mikroyapı kontrolü ile şekillendirmeye daha uygun mekanik özellikler, daha hassas genişlik ve kalınlık toleransları, sıcak haddeleme nedeniyle ortaya çıkan oksit tabakasının temizlenmesi ve kontrollü yüzey pürüzlülüğü verilebilmesi sonucunda daha kaliteli ve daha düz bir sac yüzeyi (Dervişoğlu ve Sözen, 1998).

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac ve şeritler, haddeleme sonrası pekleşmeden dolayı sert bir yapıdadır ve düşük bir sünekliğe sahiptirler. Bütünüyle pekleşmiş bir durum

tercih edilmedikçe, şekillendirilebilirlik özelliğini optimize etmek için çelik saclar, tavlama işlemine tabi tutulurlar (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Bu rekristalizasyon tavlaması, oksidasyona karşı koruyucu bir ortamda, çeliğin kalitesine ve kalınlığına göre 650-720 °C arasındaki sıcaklıklarda gerçekleştirilir (Dervişoğlu ve Sözen, 1998). Tavlama sonrası genelde yüzey düzgünlüğü iyileştirmek ve kontrollü bir yüzey pürüzlüğü oluşturmak amacıyla temper haddeme işlemi uygulanır. Temper haddeme, % 1-3 redüksiyon ile gerçekleştirilen bir soğuk haddeme işlemidir. Bu proses, yüzey kalitesini iyileştirmenin yanında, tavlama sonrası malzeme iç yapısındaki dağınık taneleri düzeltme, mekanik özellikleri ıslah etme ve daha önemlisi düzensiz akmayı giderme ve sacların şekillendirilmesi esnasında Lüders bandlarının (akma çizgileri, damarlanma) oluşum eğilimini ortadan kaldırma açısından büyük önem teşkil etmektedir. Aynı zamanda soğuk haddeme esnasında başvuru haddeleri de yüzey düzgünlüğünü iyileştirmekte ve damarlanma eğilimini ortadan kaldırmada etkili olabilmektedir. Lüders bandlarının oluşumuna karşı alınan bu önlemler, dinlendirilmiş çeliklerde sürekli olabilmekteyken, kaynar dökülmüş çeliklerde ise geçici olmaktadır (Dervişoğlu ve Sözen, 1998; The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).

Düşük karbonlu çeliklerden üretilen sac ve şeritler arasındaki genişlik farklılığı, haddeme işleminden ileri gelmektedir. Sıcak haddelenmiş ürünlerde genişliği 300 mm'ye kadar olanlar şerit, 300 mm'den daha geniş olanlar ise sac olarak sınıflandırılmaktadır. Soğuk haddelenmiş ürünlerde ise şerit kategorisi, 600 mm genişliğe kadar çıkmaktadır. Bununla birlikte sac ve şeritler, belli uzunluklarda kesilmiş olarak veya rulo halinde satın alınabilirler (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).

2.2 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların sınıflandırılması

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclar, çok değişik açılardan sınıflandırmaya tabi tutulabilirler. Bu sacların sınıflandırılmasında çeşitli ülke standartlarında küçük farklılıklar göze çarpsa da, temelde kimyasal bileşim, haddeme türü ve kullanım amacına göre sınıflandırma esastır. Bu bölümde, soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların Amerikan Standartlarına (ASTM, AISI ve SAE Standartları), Türk Standartlarına (TSE Standartları) ve Alman Standartlarına (DIN Standartları) göre sınıflandırılması ele alınarak, bu sınıfların genel özellikleri incelenmektedir.

2.2.1 Amerikan Standartlarına göre sınıflandırma

Alaşımız karbon çelikleri grubunda yer alan düşük karbonlu çeliklerden üretilen soğuk haddelenmiş sac ve şeritler, ASTM, AISI ve SAE Standartlarına göre değişik açılardan sınıflandırılmıştır. Çizelge 2.1, bu sac ve şeritlerin standart ebatlarını, ASTM Standart numaraları ile birlikte göstermektedir.

Çizelge 2.1 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac ve şeritlerin standart ebatları
(The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978)

Ürün	ASTM Standart No	Kalınlık Aralığı (mm)	Genişlik Aralığı (mm)	Tedarik Şekli
Sac	A 366, A 611, A 619, A 620	≥ 0.36	> 300	Kesilmiş boylarda veya rulo
Daha geniş rulolardan dilinmiş sac	A 366, A 611, A 619, A 620	0.36–2.09	50 - 300	Kesilmiş boylarda veya rulo
Şerit	A 109	≤ 6.4	13 - 610	Kesilmiş boylarda veya rulo

Soğuk haddeleme ile üretilmiş çelik sacları iki sınıfa ayırmak mümkündür. Sınıf 1 (temper haddelenmiş), yüzey görünümünün önemli olduğu ve belirli bir yüzey kalitesi ve yüzey düzlüğü şartının karşılanması gerektiği uygulamalarda tercih edilir. Sınıf 2 (en son tavlanmış) ise tümüyle tavlanmış bir ürün sınıfı olup, görünümün daha az önemli olduğu, yüzey tekstürü, süreksizlikler, düzlük ve Lüders bantları oluşum eğilimi konularında sınırlandırmaların uygun olmadığı durumlarda tercih edilir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacları, çeşitli kalite tanımlarına göre de sınıflandırmak mümkündür. Bu saclar, ticari kalite, derin çekme kalite, özel dinlendirilmiş derin çekme kalite, yapısal (fiziksel) kalite olmak üzere dört gruba ayrılmaktadır. Çizelge 2.2, bu kalitedeki sacların kimyasal bileşimlerini gösterirken, genel ve tipik özellikleri ise Çizelge 2.3'te görülmektedir.

Ticari kalitedeki (CQ) düşük karbonlu çelik sac ve şeritler, orta dereceli şekillendirmelere uygundur. Bu malzemeler, oda sıcaklığında ve bütün yönlerde, eğme bölgesinin dış yüzeyinde bir çatlak oluşmaksızın kendi üzerinde 180° katlanabilme sünekliğine sahiptirler (ASTM A 366). Ticari kalitedeki malzemeler, diğer hiçbir mekanik deney gereksinimine maruz bırakılmaz ve bunlardan istisnai üniform bir kimyasal bileşim ile mekanik özellikler beklenmez. Bu kalitedeki sacların sertliği, sipariş gönderimi esnasında genelde 60 RSD-B'den

fazla değildir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Ticari kalitedeki sacların belirli bir zaman içerisinde yaşlanma durumu söz konusudur. Lüders bandlarının oluşumu istenmiyorsa, şekillendirmeden hemen önce bir germe veya temper haddeleme işlemine tabi tutulması gerekmektedir (ASTM A 366).

Ticari kalitenin sağlayamadığı daha yüksek süneklik ve daha üniform özellikler gerektiğinde derin çekme kalitesindeki (DQ) saclara başvurulur. (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Bu kalitedeki saclar, derin çekilmesi gereken parçaların imalatı için uygundur. Derin çekme kalitesindeki saclar da ticari kalite gibi yaşlanma özelliğine sahiptirler ve Lüders bandlarının oluşumu istenmiyorsa, şekillendirmeden hemen önce benzer işlemlere tabi tutulması gerekmektedir (ASTM A 619).

Şekillendirilen parçanın deformasyon derecesi daha yüksek ise ve Lüders bandlarının oluşumuna karşı direnç isteniyorsa, özel dinlendirilmiş derin çekme kalitedeki (DQSK) düşük karbonlu çelik saclar kullanılmaktadır (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Bu kalitedeki saclar, özellikle yüksek bir derin çekilebilirliğin gerektiği parçaların imalatında ve bunun için gereken sünekliğin de derin çekme kalitesindeki saclar tarafından sağlanamadığı durumlarda tercih edilirler (ASTM A 620). Çeliğin üretimindeki deoksidasyon işleminde genelde alüminyum kullanılmasıyla birlikte, bazen diğer deoksidantlara da başvurulabilmektedir. Bu kalitedeki çelik sacların şekillendirilebilirlik özellikleri kalıcı olmakta ve zamanla sac malzemenin mekanik özelliklerinde yaşlanma sonucu belirgin bir değişim görülmemektedir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).

Yapısal veya fiziksel kalitedeki (SQ veya PQ) çelik saclar, belirli bir uzama ve dayanım değerinin elde edilmesine yönelik kullanılan malzemelerdir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Bu kalitedeki saclar, akma dayanımlarının artım sırasına göre A, B, C (Tip 1, Tip 2), D (Tip 1, Tip 2) ve E olmak üzere beş sınıfta bulunabilirler. Bu sacların, dış düzeyde bir çatlak meydana gelmeksizin oda sıcaklığında 180 °C eğbilmek için gereken eğme yarıçapları, Çizelge 2.3'te sac kalınlığına bağlı olarak verilmiştir. A, B, C ve D sınıfları orta derecede bir sünekliğe sahip iken; E sınıfı, belirlenmiş bir minimum uzama değerine sahip olmayan, sertliği en yüksek sınıfı teşkil eder (ASTM A 611).

Çizelge 2.2 ASTM Standartlarına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların kimyasal bileşimi (ASTM A 366; ASTM A 619; ASTM A 620; ASTM A 611; The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978)

Sac Kalitesi (ASTM No)	AISI-SAE Sınıf Adı	Sınıf	Kimyasal Bileşim (%)				
			C max.	Mn max.	P max.	S max.	Cu** min.
Ticari Kalite (CQ) (A 366)	1008-1012	1 ve 2*	0.15	0.60	0.035	0.040	0.20
Derin Çekme Kalitesi (DQ) (A 619)	1006-1008	1 ve 2*	0.10	0.50	0.025	0.035	-
Özel Dinlendirilmiş Derin Çekme Kalitesi (DQSK) (A 620)	1006-1008	1 ve 2*	0.10	0.50	0.025	0.035	-
Yapısal Kalite (SQ) (A 611)		A	0.20	0.60	0.040	0.040	0.20
		B	0.20	0.60	0.040	0.040	0.20
		C-Tip 1	0.20	0.60	0.040	0.040	0.20
		C-Tip 2	0.15	0.60	0.20	0.040	0.20
		D-Tip 1	0.20	0.90	0.040	0.040	0.20
		D-Tip 2	0.15	0.60	0.20	0.040	0.20
		E	0.20	0.60	0.040	0.040	0.20

* Sınıf 1 : En son temper haddelenmiş Sınıf 2: En son tavllanmış

** Cu, eğer malzeme bakır çeliği olarak belirtilmişse bileşimde yer alır.

Çizelge 2.3 SAE ve ASTM Standartlarına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların tipik özellikleri (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, ASTM A 366; ASTM A 619; ASTM A 620; ASTM A 611; SAE J877)

Sacın Kalitesi	No	Sınıf *	Yüzey Kalitesi **	Yaşlanma Eğilimi	Sertlik Aralığı (RSD-B)	Akma Noktası (MPa)	Çekme Dayanımı (MPa)	Uzama ($L_0=50\text{mm}$) (%)	Eğme Deneyi Şartları***
Ticari Kalite (CQ)	A 366	Sınıf 1	E	Var	38-60	234	317	35	0
		Sınıf 2	U	Yok	35-60	234	317	37	0
Derin Çekme Kalitesi (DQ)	A 619	Sınıf 1	E	Var	35-55	207	310	39	0
		Sınıf 2	U	Yok	35-50	221	310	41	0
Özel Dinlendirilmiş Derin Çekme Kalitesi (DQSK)	A 620	Sınıf 1	E	Yok	35-48	172	296	41	0
		Sınıf 2	U	Yok	35-48	207	296	42	0
Yapısal Kalite (SQ)	A 611	A	U	Var	-	170	290	26	0
		B	U	Var	-	205	310	24	T
		C(Tip 1, Tip 2)	U	Var	-	230	330	22	1.5t
		D(Tip 1, Tip 2)	U	Var	-	275	360	20	2t
		E	U	Var	-	550	570	-	Eğme deneyi uygulanmaz

* Sınıf 1 : En son temper haddelenmiş

Sınıf 2 : En son tavllanmış

** E : Dış kısımlarda ve açıkta sergilenen parçalar için uygundur

U: İçte kalan parçalar için uygundur

*** Herhangi bir çatlak oluşmadan malzemeyi 180° katlamak için gereken minimum mandrel çapının, sac kalınlığı cinsinden değeri olup; bunun 0 olması, kendi üzerinde katlanabildiğini gösterir.

Herhangi bir kalite tanımlamasına sahip olmayan soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik şeritler ise sertlik derecelerinin düşüş sırasına göre beş sınıfa ayrılırlar (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Sertlik derecesine göre No.1, No.2 ve No.3 olarak isimlendirilen grupların karbon oranı max. % 25 iken, No.4 ve No.5 gruplarının max. % 0.15 olarak verilmektedir. Bütün gruplarda diğer alaşım elementleri ise; max. % 0.60 Mn, max. % 0.035 P, max. % 0.040 S oranlarında bulunmaktadır. Eğer çelik, bakır çeliği olarak belirtilmişse Cu oranı min. % 0.20 olmalıdır (ASTM A 109). Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik şeritlerin bazı tipik özellikleri ve oda sıcaklığındaki eğme deneylerinin çatlak oluşmaksızın gerçekleştirilebilme şartları, Çizelge 2.4'te görülmektedir.

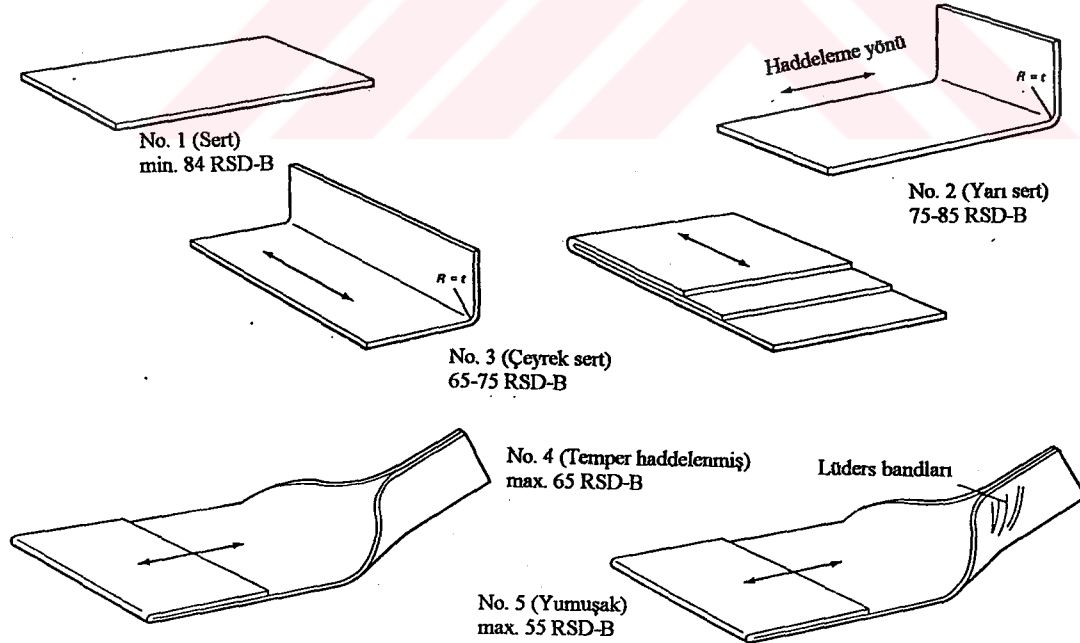
Çizelge 2.4 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik şeritlerin mekanik özellikleri
(ASTM A 109; SAE J126, 1981; The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978)

Sertlik Derecesi	Sertlik Değeri (RSD-B)	Çekme Dayanımı (MPa)	Uzama* (L ₀ =50mm) (%)	Eğme Deneyi Şartları**
No.1 (sert)	Min. 90 (t<1.78mm) Min. 84 (t≥1.78mm)	550-690	-	Hiçbir yönde eğilmez
No.2 (yarı sert)	70-85	380-520	4 - 16	1 t yançapı ile hadde yönüne dik olarak 90° eğme
No.3 (çeyrek sert)	60-75	310-450	13 - 27	1t yançapı ile hadde yönüne dik olarak 180° ve hadde yönüne paralel olarak 90° eğme
No.4 (temper haddelenmiş)	max. 65	290-370	24 - 40	Bütün yönlerde kendi üzerine katlanabilir.
No.5 (yumuşak)	max. 55	260-340	31 - 47	Bütün yönlerde kendi üzerine katlanabilir

* 1.27 mm kalınlıktaki şerit için

** t : şeridin kalınlığı

Soğuk haddelenmiş çelik şeritlerin bükülebilirliği, Şekil 2.1'de daha açık görülmektedir.



Şekil 2.1 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik şeritlerin bükülebilme şartları
(Newby, 1978)

Tipik özelliklerine değinilen bu düşük karbonlu çelik saclara ilave olarak, belirli müşteri şartlarını karşılamak amacıyla, kimyasal bileşiminde küçük değişimler yapılarak üretilen modifiye edilmiş düşük karbonlu çelik saclar da mevcuttur. Tipik bir düşük karbonlu çelik sacın alaşım elementleri % 0.25 C, % 1.65 Mn, % 0.60 S ve % 0.60 Cu oranlarından daha fazla bulunmazken, modifiye edilmiş çelik sac malzemeler düşük miktarlarda azot, fosfor, bor gibi yapıya belli özellikler kazandırabilen diğer bazı elementleri de içermektedirler. Bu tip sac malzemeler, mevcut olan mekanik dayanımın, şekillendirilebilirliğin ve/veya korozyon dayanımının artırılması yönündeki ihtiyaçlardan dolayı doğmuştur (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978). Karbon-mangan çelikleri, karbon-silisyum çelikleri, yüksek oranda azot ve fosfor içeren çelikler, bor çelikleri ve bakır çelikleri, bu modifiye edilmiş çelik sac malzemelere verilebilecek örneklerdir.

2.2.2 Türk ve Alman Standartlarına göre sınıflandırma

Düşük karbonlu çelik sacların Türk ve Alman standartlarına (TSE ve DIN Standartlarına) göre sınıflandırılması, önceki bölümde değinilen Amerikan Standartlarına (ASTM, AISI ve SAE Standartları) göre sınıflandırılma şekline göre benzerlik göstermektedir.

TSE Standartlarında, yüksek şekillendirilebilirlik özelliğine sahip düşük karbonlu çelik saclara ait standart, TS 3813 olarak "Alaşımız Yumuşak Çeliklerden Soğuk Haddelenmiş Şerit ve Saclar" adı altında düzenlenmiş olup, yumuşak çeliklerden soğuk haddelenerek üretilen ve kalınlığı 3mm'den düşük olan çelik sacları kapsamaktadır. Bu sac malzeme sınıfı, sert (Fe 12), orta sert (Fe 13) ve yumuşak (Fe 14) olmak üzere üç gruba ayrılır. Bu kalitedeki sac malzemelerin kimyasal bileşimi, Çizelge 2.5'te görülmektedir (TS 3813).

Çizelge 2.5 Alaşımız yumuşak çeliklerden soğuk haddelenmiş sacların kimyasal bileşimi (TS 3813)

Çeliğin		Kimyasal Bileşim (%)	
Kısa Gösterilişi	Malzeme No	C (max.)	N (max.)
Fe 12	1.0330	0.1	0.007
Fe 13	1.0333	0.1	0.007
Fe 14	1.0338	0.08	*

* Azot, serbest halde bulunmamalıdır ve azot ile bileşik yapan başka elementler kullanılmadığında, çeliğin içinde en az % 0.02 metalik alüminyum bulunmalıdır.

Bu sınıftaki çelikler, kaynar dökülmüş veya sakın dökülmüş (dinlendirilmiş) olarak üretilmektedirler. Çelik kalitelerinin deoksidasyon durumu ile beraber bazı mekanik özellikleri, Çizelge 2.6'da görülmektedir (TS 3813).

Çizelge 2.6 Alaşimsız yumuşak çeliklerden soğuk haddelenmiş sacların mekanik özellikleri (TS 3813)

Çeliğin Kısa Gösterilişi	Deoksidasyon Durumu*	Çekme Dayanımı (kgf/mm ²)	Akma Sınırı (kgf/mm ²) max.	Kopma Uzaması** (%) max.	Sertlik***	
					RSD-B max.	RSD-30T max.
Fe 12	K	27.5 - 42	28.5	28	65	60
Fe 13	K	27.5 - 37.5	25.5	32	57	55
Fe 14	SS	27.5 - 35.5	22.5	36	50	50

* K = Kaynar dökülmüş, SS = Çok sakın dökülmüş

** İlk ölçü uzunluğu $L_0 = 80$ mm ve $b_0 = 20$ mm olan deney numunesi ile bulunan değerlerdir ve sac kalınlığı 0.7 mm'den küçük olması halinde 2 birim eksikliğine izin verilir.

*** RSD-B değeri 0.7 mm'den kalın, RSD-30T değeri ise 0.7 mm ve daha ince saclar için geçerlidir.

Fe 12 ve Fe 13 kalitesindeki çelik sacların, uzun süre bekletilmesi sonucu yaşlanma ile mekanik özellikleri değişir ve şekillendirme kabiliyetleri düşer. Bu nedenle Çizelge 2.6'da belirtilen mekanik özellikler, Fe 12 ve Fe 13 kaliteleri için 8 gün, Fe 14 kalitesi için 6 ay geçerlidir. Ayrıca, yüzeyde oluşabilecek Lüders bandlarını önlemek için, genelde bir temper haddelendirme işlemi uygulanır. Bununla birlikte, soğuk haddelendirmeden bir süre sonra bu Lüders bandları tekrar oluşabileceğinden, sacın mümkün olduğunca kısa sürede kullanılması gerekir. Bunun için önerilen süre, Fe 12 05 ve Fe 13 05 için 10 hafta ve Fe 14 için 6 ay olmaktadır (TS 3813).

Alaşimsız yumuşak çeliklerden soğuk haddelenmiş saclar, yüzey durumlarına göre de çeşitli sembol ve sayılarla ifade edilirler. Sacın yüzey türü 03 ile ifade ediliyorsa normal bir yüzey, 05 ile ifade ediliyorsa iyi bir yüzey söz konusudur. Ayrıca yüzey işlemine göre parlak (P), mat (M) ve pürüzlü (Pü) olarak sınıflandırılırlar. Parlak yüzeylerde yüzey pürüzlülüğünün aritmetik ortalama değeri $R_a \leq 0.6 \mu\text{m}$, mat yüzeylerde $R_a = 0.6 - 1.8 \mu\text{m}$ ve pürüzlü yüzeylerde $R_a \geq 1.5$ olmak durumundadır. Yüzey işlemi ile beraber, bu sınıftaki çelik sacların gösterimi, örneğin TS 3813 Fe 14 05 P veya TS 3813 1.0338 05 P şeklindedir (TS 3813).

Türk Standartlarına göre TS 3813 standart numarası belirtilen ve özelliklerine yukarıda değinilmiş olan düşük karbonlu çelik sac sınıfı ve kaliteleri, Alman Standartlarına göre DIN EN 10130 standart numarası ile düzenlenmiştir. Bu standarda, Avrupa Standartları (EN)

temel oluşturmaktadır. DIN EN 10130 standardına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclar, Çizelge 2.7'deki gibi sınıflandırılmaktadır.

Çizelge 2.7 DIN EN 10130 standardına göre soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac kaliteleri özellikleri (Erdemir Mamul Kataloğu; Dervişoğlu ve Sözen, 1998)

Çeliğin Kısa Gösterimi	Kimyasal Bileşim (%)				Akma Dayanımı N/mm ²	Çekme Dayanımı N/mm ²	Kopma Uzaması (%) (L ₀ =80mm)
	C	P	S	Mn			
	max.	max.	max.	max.	max.	max.	min.
Fe P01	0.12	0.045	0.045	0.60	280	270-410	28
Fe P03	0.10	0.035	0.035	0.45	240	270-370	34
Fe P04	0.08	0.030	0.030	0.40	210	270-350	38
Fe P05	0.06	0.025	0.025	0.35	180	270-330	40

DIN EN 10130 standardında saclar, yüzey pürüzlülüklerine göre p (çok parlak, Ra ≤ 0.4 µm), g (parlak, Ra ≤ 0.9 µm) ve r (pürüzlü, Ra > 1.6 µm) olarak ifade edilirler. TS 3813 standardında yüzey durumu 03 ve 05 sayıları ile belirtilmekteyken, DIN EN 10130 standardında bu sayıların yerine, sırasıyla A ve B harfleri kullanılmaktadır (Dervişoğlu ve Sözen, 1998).

DIN EN 10130 standart numarası altında düzenlenmiş Fe P01, Fe P02 ve Fe P03 kalitelerindeki düşük karbonlu çelik sacların ASTM Standartlarındaki karşılığı, sırasıyla A 366/CQ, A 619/DQ ve A 620/DQSK olmaktadır.

3. SAC ŞEKİLLENDİRMEDE MEKANİK VE METALURJİK KAVRAMLAR

Sacların şekillendirilme kabiliyetini belirleyebilmek ve analiz edebilmek için, bazı temel kavramların iyi anlaşılması ve özümsemesi gerekmektedir. Bu bölümde, sac şekillendirilmesine ait bazı temel mekanik ve metalurjik kavramlara kısaca değinilmektedir.

3.1 Gerilme

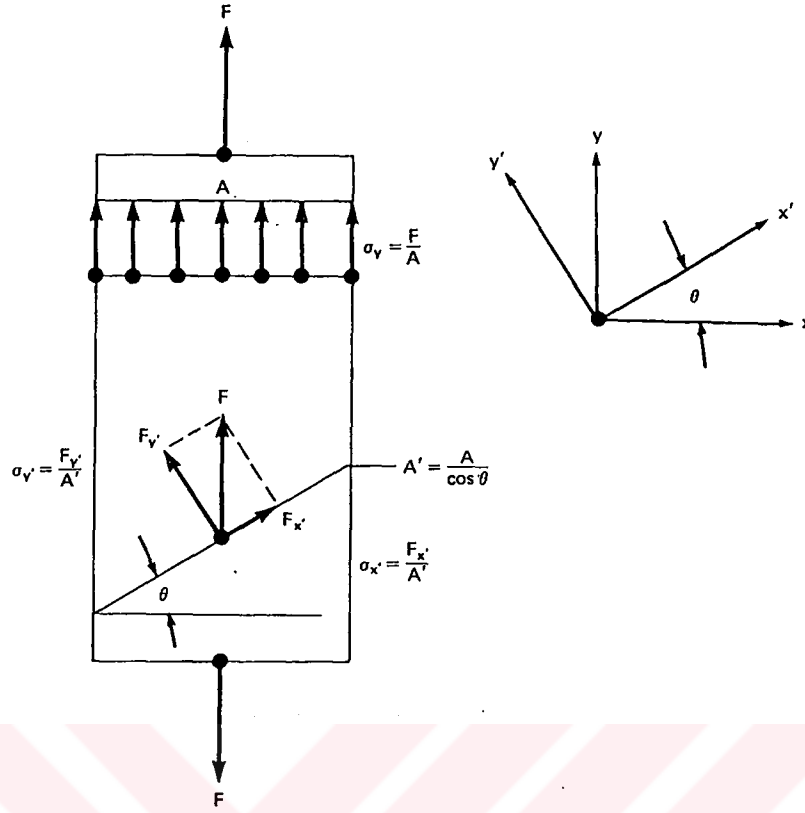
Gerilme, belli bir yük değerinin kendisini taşıyan kesite olan etkisi şeklinde tanımlanabilir (Marciniak ve Duncan, 1992). Bir F kuvveti bir kesite normal (dik) doğrultuda etkiyorsa ve bu kesit alanı A olarak belirtilirse, oluşan normal gerilme (σ), (3.1) eşitliği ile hesaplanmaktadır.

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (3.1)$$

Kuvvetin etkidiği kesite normal veya teğetsel oluşuna göre gerilme, normal gerilme (σ) ve kayma gerilmesi (τ) olarak ortaya çıkmaktadır. Şekil 3.1'de görüldüğü üzere, bir x-y koordinat sisteminde y eksenine paralel doğrultuda yani A kesit alanına dik olan F kuvveti, o kesitte normal gerilmeyi oluştururken, koordinat sisteminin bir θ açısı kadar döndürülmesi durumunda ($x'-y'$), A' kesiti üzerinde bir kayma gerilmesi meydana getirmektedir. Bu durumda, A' kesitine etkiyen normal gerilme ve kayma gerilmesi (3.2) ve (3.3) eşitliklerinden hesaplanabilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\sigma_{y'} = \frac{F_{y'}}{A'} = \frac{F}{A} \cos^2 \theta = \sigma_y \cos^2 \theta \quad (3.2)$$

$$\tau_{x'} = \frac{F_{x'}}{A'} = \frac{F}{A} \sin \theta \cos \theta = \sigma_y \sin \theta \cos \theta \quad (3.3)$$



Şekil 3.1 Değişik eksen takımlarına göre kesitlerde oluşan normal gerilme ve kayma gerilmesi (Hosford ve Caddell, 1983)

3.1.1 Nominal gerilme ve gerçek gerilme

Bir gerilme büyüklüğü, yük / yükü taşıyan kesit alanı şeklinde hesaplanmaktadır. Bu durum, iki farklı gerilme tanımını birlikte getirmektedir. Bir kütleye deformasyona neden olacak büyüklükte bir kuvvet uygulandığında, meydana gelen deformasyonla birlikte kesit alanı değişmektedir. Çoğu deneyde veya şekillendirme işleminde, deformasyonun herhangi bir aşamasında kesit alanını belirlemek zordur. Bunun için, deformasyonun herhangi bir safhasında belirlenen yük değeri (F), başlangıçtaki kesit alanına (A_0) bölünür ve bu şekilde (3.4) eşitliği ile elde edilen gerilme değeri (S), “nominal gerilme” veya “mühendislik gerilmesi” olarak adlandırılır (Yurci, 1997a).

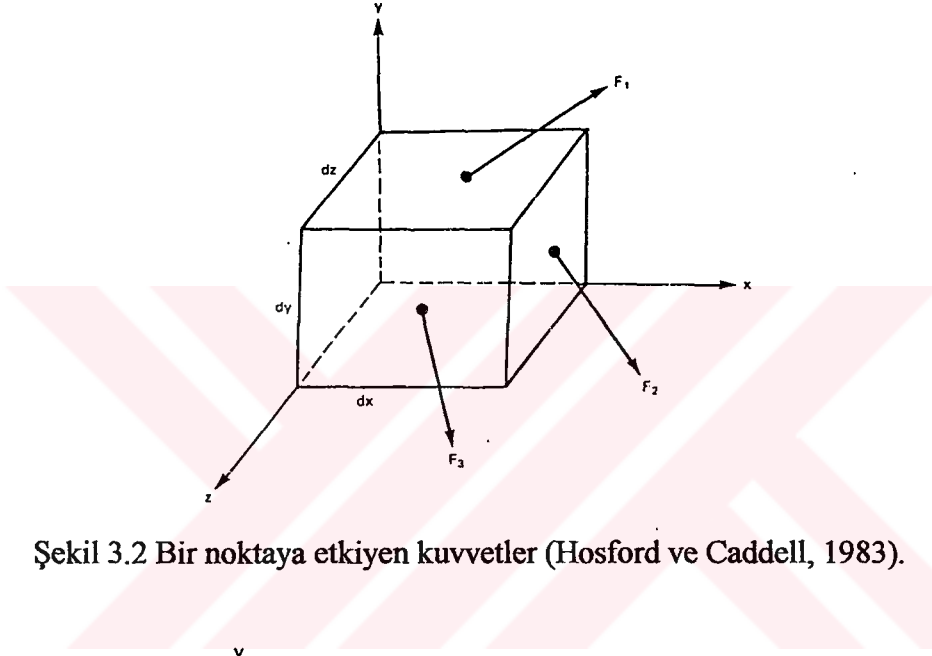
$$S = \frac{F}{A_0} \quad (3.4)$$

Nominal gerilme, deformasyonun herhangi bir zamanındaki kesitin taşıdığı gerçek gerilme değeri değildir ve analizlerde bu değer kullanılması doğru sonuçlar vermemektedir. Buna rağmen, pratik çalışmalar ve karşılaştırmalı değerlendirmeler açısından, nominal gerilmenin

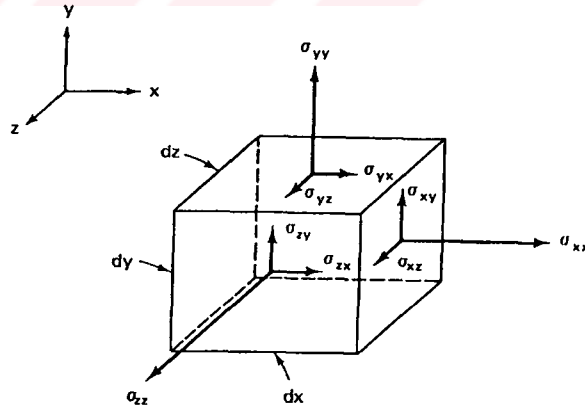
kullanımı büyük kolaylıklar sağlamaktadır (Yurci, 1997a). Nominal gerilme ile gerçek gerilme arasındaki bağıntı Bölüm 3.2.2’de açıklanmaktadır.

3.1.2 Gerilme bileşenleri ve asal gerilmeler

Bir noktadaki gerilme halinin tanımlanması ve gerilme bileşenlerinin belirlenebilmesi için, $dx dy dz$ hacminde bir elemana etkiyen kuvvetler ele alınabilir (Şekil 3.2). Buna göre, x, y ve z eksenlerine paralel olan yüzeylerdeki dokuz gerilme bileşeni, Şekil 3.3’te görülmektedir.



Şekil 3.2 Bir noktaya etkiyen kuvvetler (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.3 Gerilme bileşenleri

Bütün bu gerilme bileşenleri, bir gerilme tansörü olarak (3.5) eşitliği ile ifade edilebilir.

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{yx} & \sigma_{zx} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (3.5)$$

Bu ifadede, iki aynı indise sahip olan bileşenler (σ_{xx} gibi) normal gerilmeler, farklı indislere sahip olanlar ise (σ_{xy} gibi) kayma gerilmeleridir.

Bir gerilme halinde, asal eksenler olarak adlandırılan koordinat sistemi eksenleri (1, 2, 3) üzerindeki kayma gerilmeleri sıfırdır ve sadece normal gerilmeler söz konusudur (Hosford ve Caddell, 1983). Bu eksenler üzerindeki gerilmeler “asal gerilme” olarak adlandırılır ve (3.6) eşitliğindeki kübik denklemin çözümü ile bulunabilmektedir.

$$\sigma^3 - J_1 \sigma^2 - J_2 \sigma + J_3 = 0 \quad (3.6)$$

Kökleri asal gerilmeleri ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) veren (3.6) eşitliğindeki J_1, J_2 ve J_3 katsayıları, “gerilme invariantları” olarak adlandırılmakta ve bunlar (3.7) eşitlikleri ile hesaplanmaktadır.

$$J_1 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \quad (3.7a)$$

$$J_2 = -\sigma_{xx}\sigma_{yy} - \sigma_{yy}\sigma_{zz} - \sigma_{zz}\sigma_{xx} + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2 \quad (3.7b)$$

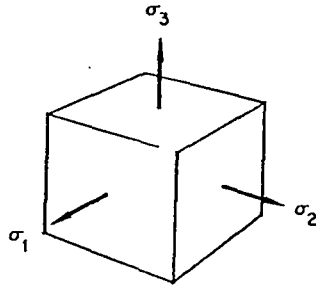
$$J_3 = -\sigma_{xx}\sigma_{yy}\sigma_{zz} - 2\sigma_{xy}\sigma_{yz}\sigma_{zx} + \sigma_{xx}^2\sigma_{yz}^2 + \sigma_{yy}^2\sigma_{zx}^2 + \sigma_{zz}^2\sigma_{xy}^2 \quad (3.7c)$$

Eğer (3.7) eşitlikleri, asal gerilmeler cinsinden yazılırsa ($\sigma_{xy}=\sigma_{yz}=\sigma_{zx}=0$), gerilme invariantları (3.8) eşitliklerinden elde edilebilir (Yurci, 1991). Bir noktaya etki eden üç asal gerilme Şekil 3.4’te gösterilmektedir.

$$J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (3.8a)$$

$$J_2 = -\sigma_1\sigma_2 - \sigma_2\sigma_3 - \sigma_3\sigma_1 \quad (3.8b)$$

$$J_3 = -\sigma_1\sigma_2\sigma_3 \quad (3.8c)$$



Şekil 3.4 Bir noktaya etki eden asal gerilmeler (Marciniak ve Duncan, 1992)

Bir gerilme halinin tansörel olarak ifade edilme gereği yoksa, normal gerilmeler kolaylık amacıyla tek indisle verilebilmektedir ($\sigma_{xx} \equiv \sigma_x$, $\sigma_{yy} \equiv \sigma_y$, $\sigma_{zz} \equiv \sigma_z$). Kayma bileşenlerini de σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{zx} olarak belirtilemektense, τ_{xy} , τ_{yz} , τ_{zx} şeklinde ifade etmek daha yaygındır.

3.1.3 Hidrostatik gerilme ve gerilme deviatörleri

Üç asal gerilmenin (σ_1 , σ_2 , σ_3) birbirine eşit olduğu gerilme haline “hidrostatik gerilme hali” adı verilmektedir. (Marciniak ve Duncan, 1992). Bu durumda hidrostatik gerilme veya ortalama gerilme (σ_m) özel bir gerilme tansörü olarak ele alınır ve bu tansörde normal bileşenler birbirine eşit olmaktadır. Bu durumda hidrostatik (ortalama) gerilme, (3.9) eşitliği ile ifade edilebilir (Yurci, 1991).

$$\sigma_m = \begin{vmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{vmatrix} = \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3.9)$$

Bir gerilme halinin, hidrostatik gerilme halinden sapmasını ifade eden gerilme büyüklüklerine “deviatorik gerilmeler” adı verilir (Marciniak ve Duncan, 1992). Bir başka deyişle, deviatorik gerilmeler (s_1 , s_2 , s_3), normal gerilmelerden belli bir ortalama gerilme değeri kadar sapma gösterirler (Hosford ve Caddell, 1983). Hidrostatik veya ortalama gerilme tansörü bileşenleri, (3.10), (3.11) ve (3.12) eşitliklerinde de görüldüğü gibi, gerilme tansörü bileşenleri türünden yazılırsa, gerilme deviatör tansörü elde edilebilmektedir (Yurci, 1991).

$$s_{ij} = \begin{vmatrix} s_{xx} & s_{xy} & s_{xz} \\ s_{yx} & s_{yy} & s_{yz} \\ s_{zx} & s_{zy} & s_{zz} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{vmatrix} \quad (3.10)$$

$$s_{ij} = \begin{vmatrix} s_1 & 0 & 0 \\ 0 & s_2 & 0 \\ 0 & 0 & s_3 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{vmatrix} \quad (3.11)$$

$$s_1 = \sigma_1 - \sigma_m \quad (3.12a)$$

$$s_2 = \sigma_2 - \sigma_m \quad (3.12b)$$

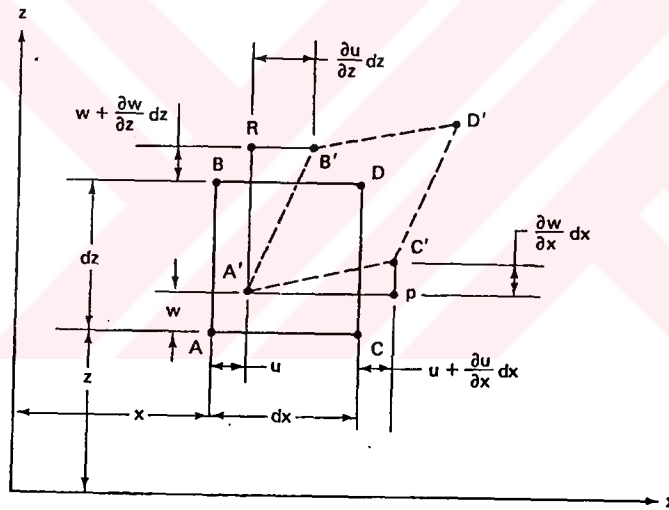
$$s_3 = \sigma_3 - \sigma_m \quad (3.12c)$$

3.2 Gerinim

Gerinim, deformasyona uğrayan bir kütledeki noktaların yer değiştirmesi (deplasmanı) olarak tarif edilebilir. Buradaki yer değişimi, öteleme veya rotasyon (dönme) şeklinde olabilmektedir. Gerinimi de gerilme gibi tansörel bir büyüklük olarak kabul etmek ve bileşenlerini ortaya koymak mümkündür (Hosford ve Caddell, 1983).

3.2.1 Gerinim bileşenleri ve asal gerinimler

Bir gerinim halinin bileşenlerini belirleyebilmek için, yine $dx dy dz$ hacmindeki bir elemanın deformasyonu düşünülebilir. Analizde kolaylık amacıyla, Şekil 3.5'teki birim elemanın, sadece x ve z yönlerinde deformasyona uğradığı, y ekseninde bir deformasyonun meydana gelmediği (düzlemsel gerinim hali) ele alınmıştır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.5 ABCD elemanın x ve z yönlerindeki deformasyonu (Hosford ve Caddell, 1983)

Başlangıçtaki ABCD noktaları, deformasyon ile A'B'C'D' noktalarına deplase olmuşlardır. Burada hem öteleme, hem de bir açısız dönme (rotasyon) söz konusudur. Yer değişimleri (deplasmanlar), u ve w olarak gösterilmiştir. Deformasyon sonrası x yönündeki normal gerinim, (3.13) eşitliği ile belirtilebilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$e_{xx} = \frac{A'C' - AC}{AC} \quad (3.13)$$

Buradaki deformasyon çok küçük olduğundan, $A'P \approx A'C'$ ve $\hat{P}A'C \approx \tan \hat{P}A'C$ olarak kabul edilebilir. Bunun sonucunda, (3.14) eşitliğinin yazılması ve bunun sadeleştirilmesi ile elde

edilen (3.15a) eşitliği, x yönündeki normal gerinim bileşenini (ϵ_{xx}) vermektedir. Aynı işlemler z yönünde yapılırsa, bu yöndeki gerinim (ϵ_{zz}) (3.15b) eşitliği ile hesaplanabilir. Eğer y yönünde de bir deformasyon olsaydı ve bu eksenindeki yer değişimi v olarak kabul edilseydi, aynı işlemlerin tekrarlanmasıyla bu yöndeki normal gerinim (ϵ_{yy}), (3.15c) eşitliği ile elde edilebilirdi (Hosford ve Caddell, 1983).

$$e_{xx} = \frac{A'P}{AC} - 1 = \frac{dx - u + u + \frac{\partial u}{\partial x} dx}{dx} - 1 \quad (3.14)$$

$$e_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.15a)$$

$$e_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (3.15b)$$

$$e_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (3.15c)$$

Kayma gerinimleri ise $R\hat{A}B$ ve $P\hat{A}C$ açıları ile ifade edilen, açısal distorsiyonlar ile ilgilidir. Gerinimlerin çok küçük olması sonucu benzer yaklaşımlarla, $P\hat{A}C$ açısı yaklaşık olarak (3.16) eşitliğindeki gibi yazılabilir.

$$P\hat{A}C \approx \arctan \frac{\frac{\partial w}{\partial x} dx}{A'P} = \arctan \frac{\frac{\partial w}{\partial x} dx}{dx + \frac{\partial u}{\partial x} dx} \quad (3.16)$$

$P\hat{A}C$ açısının (3.16) eşitliğinde verilen yaklaşık değerinde, $\frac{\partial u}{\partial x}$ ifadesi 1'den çok küçük olduğundan dolayı ihmal edilebilir. Bu durumda $P\hat{A}C$ açısı (3.17) eşitliğindeki gibi kısalmaktadır.

$$P\hat{A}C \approx \frac{\partial w}{\partial x} \quad (3.17)$$

Benzer bir analiz, $R\hat{A}B$ açısı için de uygulanırsa, (3.18) eşitliği elde edilir.

$$R\hat{A}B = \frac{\partial u}{\partial z} \quad (3.18)$$

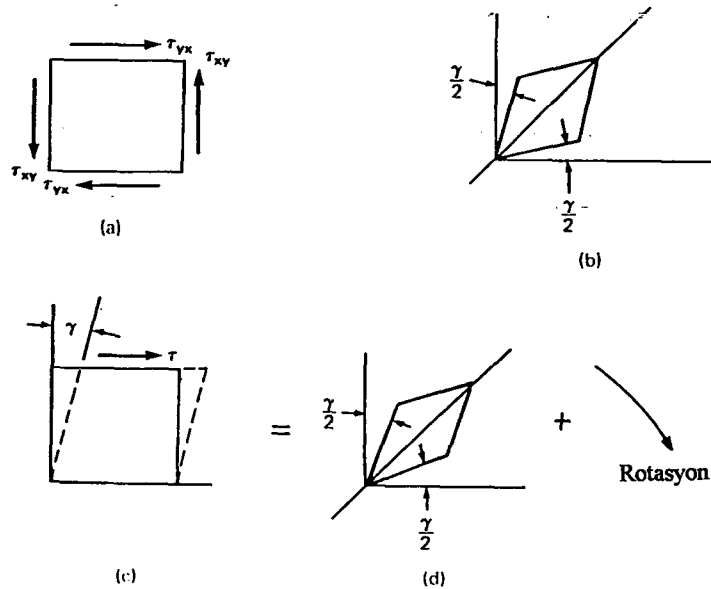
Bu durumda, γ_{xz} toplam kayma gerinimi, (3.19a) eşitliğinde görüldüğü gibi bu açılar toplamıdır. Üç boyutlu bir durumda da, benzer analizlerle γ_{xy} ve γ_{yz} toplam kayma gerinimleri (3.19b) ve (3.19c) eşitliklerindeki gibi elde edilebilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (3.19a)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad (3.19b)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \quad (3.19c)$$

Bu şekilde elde edilen kayma gerinimleri (γ), burma deneyinde ölçülen basit kayma gerilmesine eşdeğerdir. Şekil 3.6, kayma gerinimlerinin tansörel bileşenlerinin belirlenmesinde oldukça açıklayıcı olmaktadır. Eğer bir eleman, teorik kayma gerilmesine maruz kalırsa (a), ortaya çıkan sapma eşit açısız değişimler doğurur (b). Toplam kayma gerinimi γ olduğuna göre, komşu yüzeylerle ilgili olan kayma gerinimi $\gamma/2$ olmaktadır. τ_{xy} kayma gerilmesi bir tansör bileşeni olduğundan, buna paralel kayma gerinim bileşenleri γ yerine $\gamma/2$ olmak durumundadır. Bunu ifade etmenin diğer bir yolu da, (c) ve (d) durumlarında belirtilmiştir. Basit kayma, teorik kayma ile bir rotasyonun (dönmenin) birleşimine eşdeğerdir. O halde, gerinim tansörünün kayma bileşenleri (3.20) eşitlikleri ile ifade edilebilir. Gerinim tansörü ise (3.21) eşitliği ile gösterilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.6 Teorik kayma ile basit kayma arasındaki ilişkinin bir rotasyon ile örneklenecek gösterimi (Hosford ve Caddell, 1983)

$$e_{xy} = \frac{1}{2}\gamma_{xy} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right) \quad (3.20a)$$

$$e_{yz} = \frac{1}{2}\gamma_{yz} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right) \quad (3.20b)$$

$$e_{xz} = \frac{1}{2}\gamma_{xz} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}\right) \quad (3.20c)$$

$$e_{ij} = \begin{vmatrix} e_{xx} & e_{yx} & e_{zx} \\ e_{xy} & e_{yy} & e_{zy} \\ e_{xz} & e_{yz} & e_{zz} \end{vmatrix} \quad (3.21)$$

Asal gerilmelerde olduğu gibi, asal gerinimlerin hesaplanmasında da aynı yol izlenir. Asal eksenler (1, 2 ve 3) üzerinde hiçbir kayma gerinim bileşeni yoktur. Asal gerinimler, (3.22) eşitliğindeki kübik denklemin çözülmesiyle elde edilebilmektedir. Bu denklemdaki gerinim invariantları ise (3.23) eşitlikleri ile hesaplanmaktadır (Yurci, 1991).

$$e^3 - J_1 e^2 - J_2 e + J_3 = 0 \quad (3.22)$$

$$J_1 = e_{xx} + e_{yy} + e_{zz} \quad (3.21a)$$

$$J_2 = -e_{xx}e_{yy} - e_{yy}e_{zz} - e_{zz}e_{xx} + e_{xy}^2 + e_{yz}^2 + e_{zx}^2 \quad (3.21b)$$

$$J_3 = -e_{xx}e_{yy}e_{zz} - 2e_{xy}e_{yz}e_{zx} + e_{xx}e_{yz}^2 + e_{yy}e_{xz}^2 + e_{zz}e_{xy}^2 \quad (3.21c)$$

3.2.2 Nominal gerinim ve gerçek gerinim

Gerinimin bir tansör olarak düşünülmesi ve tansörel analiz ile irdelenmesi, elastik deformasyonlar gibi deformasyonların küçük olduğu durumlarda doğru sonuçlar verebilmektedir. Deformasyonlar büyük olduğu zaman, bir bileşenin diğer bileşeni etkilemesinden kaynaklanan sapmalar sonucunda, gerinimin tansörel analizi hatalara neden olabilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983). Böyle durumlarda, gerinimleri deplasmanların birer fonksiyonu şeklinde tansörel olarak incelemek yerine, asal gerinim eksenlerindeki sonlu gerinimler olarak incelemek daha uygundur (Yurci, 1991).

Boyu ℓ_0 , genişliği w_0 ve kalınlığı t_0 olan bir dikdörtgenler prizmasının, kalınlık doğrultusunda basılması ile kalınlığının t_1 'e düştüğünü, boyunun ve genişliğinin de ℓ_1 ve w_1 değerlerine çıktığını varsayalım. Bu durumda, her üç boyutta meydana gelen nominal gerinimler (e_1 , e_2 ve

e_3 veya e_ℓ , e_w , e_t), (3.22) eşitliklerindeki gibi, meydana gelen deformasyonun (uzama ve kısılma) başlangıçtaki boyuta bölünmesiyle elde edilir (Yurci, 1997a).

$$e_1 = e_\ell = \frac{\Delta \ell}{\ell_0} = \frac{\ell_1 - \ell_0}{\ell_0} \quad (3.22a)$$

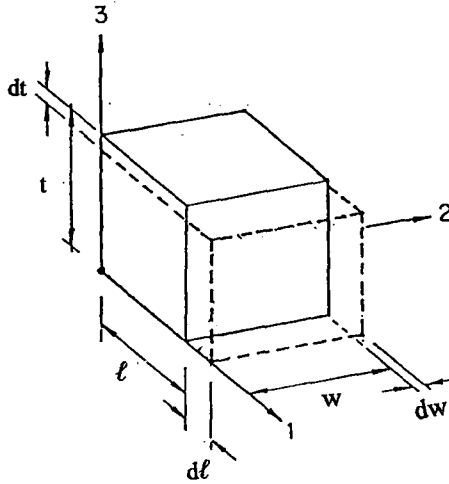
$$e_2 = e_w^i = \frac{\Delta w}{w_0} = \frac{w_1 - w_0}{w_0} \quad (3.22b)$$

$$e_3 = e_t = \frac{\Delta t}{t_0} = \frac{t_1 - t_0}{t_0} \quad (3.22c)$$

Nominal gerinimleri veya mühendislik gerinimlerini ifade eden (3.22) eşitliklerinin pozitif sonuçlar vermesi bir uzamanın, negatif sonuçlar vermesi ise bir kısılmanın olduğu anlamına gelir. Sonuç olarak, plastik deformasyona uğrayan bir kütlede hacim sabitliği söz konusu olduğundan ($\Delta V = 0$), üç boyutta meydana gelen gerinimlerin toplamı, (3.23) eşitliğinde de belirtildiği gibi sıfır olmak durumundadır (Yurci, 1997a).

$$e_1 + e_2 + e_3 = 0 \quad (3.23)$$

Büyük deformasyonlar için, Ludwik (1909) tarafından önerilen bir başka gerinim tanımı, analizlerde daha doğru sonuçlar vermektedir (Hosford ve Caddell, 1983). Bunu açıklamak için, Şekil 3.7'de görüldüğü gibi ℓ , w ve t boyutlarındaki bir dikdörtgenler prizmasının, kalınlık (t) doğrultusunda basıldığını varsayalım. Bu prizmanın boyutları, anlık olarak $(\ell + d\ell)$, $(w + dw)$ ve $(t + dt)$ değerlerine ulaşmaktadır (Marciniak ve Duncan, 1992).



Şekil 3.7 ℓ , w ve t boyutlarındaki bir prizmatik elemanın anlık artımsal deformasyonu (Marciniak ve Duncan, 1992)

Şekil 3.7'de görülen artımsal deformasyonların ($d\ell$, dw , dt) başlangıç boyutlarına bölünmesiyle, (3.24) eşitliklerinde görüldüğü gibi, artımsal türden gerçek gerinimler elde edilir (Marciniak ve Duncan, 1992).

$$d\varepsilon_1 = d\varepsilon_\ell = \frac{d\ell}{\ell} \quad (3.24a)$$

$$d\varepsilon_2 = d\varepsilon_w = \frac{dw}{w} \quad (3.24b)$$

$$d\varepsilon_3 = d\varepsilon_t = \frac{dt}{t} \quad (3.24c)$$

Plastik deformasyonlarda hacim sabitliği ($\Delta V = 0$) söz konusu olduğundan, artımsal gerinimlerin toplamının sıfır olduğu, (3.25) ve (3.26) eşitliklerinden görülmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).

$$\Delta V = V_2 - V_1 = (\ell + d\ell) + (w + dw) + (t + dt) - \ell w t = 0 \quad (3.25)$$

$$\frac{d\ell}{\ell} + \frac{dw}{w} + \frac{dt}{t} = d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2 + d\varepsilon_3 = 0 \quad (3.26)$$

Uzunluk yönündeki artımsal gerinimin, başlangıçtaki boy ile deformasyon sonrası elde edilen boy arasında, (3.27) eşitliğindeki gibi integre edilmesi ile (3.28a) eşitliği elde edilir ve bu yöndeki gerçek sonlu gerinim ortaya çıkar. Aynı işlem diğer boyutlarda da uygulanırsa, (3.28b) ve (3.28c) eşitliklerinde görüldüğü üzere, genişlik ve kalınlık yönündeki gerçek gerinimler de elde edilebilir. Plastik deformasyonlardaki hacim sabitliği nedeniyle (3.29) eşitliği yine geçerli olmaktadır (Yurci, 1991).

$$\varepsilon_1 = \int_{\ell_0}^{\ell_1} \frac{d\ell}{\ell} \quad (3.27)$$

$$\varepsilon_1 = \ln \left(\frac{\ell_1}{\ell_0} \right) \quad (3.28a)$$

$$\varepsilon_2 = \ln \left(\frac{w_1}{w_0} \right) \quad (3.28b)$$

$$\varepsilon_3 = \ln \left(\frac{t_1}{t_0} \right) \quad (3.28c)$$

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \quad (3.29)$$

Gerçek gerinim ile nominal gerinim arasındaki bağıntı (3.30) eşitliklerinde görüldüğü gibidir (Yurci, 1991).

$$\varepsilon_1 = \ln(1 + e_1) \quad (3.30a)$$

$$\varepsilon_2 = \ln(1 + e_2) \quad (3.30b)$$

$$\varepsilon_3 = \ln(1 + e_3) \quad (3.30c)$$

Hacim sabitliği esassından, (3.31) ve daha sonra (3.32) eşitliği yazılarak, bir yöndeki gerçek gerinim, o yöne dik olarak deforme olan kesit alanları türünden yazılabilir (Dieter, 1988).

$$\frac{V/\ell_0}{V/\ell_1} = \frac{A_0}{A_1} \quad (3.31)$$

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{\ell_1}{\ell_0}\right) = \ln\frac{A_0}{A_1} \quad (3.32)$$

Elastik gerinim gibi küçük deformasyonlar söz konusu olduğu zaman, nominal gerinim ile gerçek gerinim neredeyse birbirine eşit olmaktadır. Gerçek gerinimi ifade eden (3.30) eşitlikleri bir seri olarak genişletilirse; $e \rightarrow 0$ iken $\varepsilon \rightarrow e$ olarak ifade edilebilir. Deformasyon seviyeleri arttıkça gerçek gerinim ile nominal gerinim arasındaki fark da büyümektedir.

Logaritmik veya doğal gerinim olarak da bilinen gerçek gerinimin plastik şekillendirme analizlerinde kullanılması, nominal gerinimlerin kullanılmasından daha uygundur ve analizlerde en doğru sonucu vermektedir.

Bölüm 3.1.1.'de nominal gerilme ile gerçek gerilme arasındaki farka değinilmişti. Bu iki gerilme arasındaki bağıntı, gerinimin bir fonksiyonudur. Bir e nominal gerinimde nominal gerilme S ise, buna karşılık gelen gerçek gerilmeyi hesaplamak için, (3.33) eşitliğindeki hacim sabitliği esasını kullanılır (Yurci, 1991).

$$A_0 \cdot \ell_0 = A \cdot \ell \quad \text{veya} \quad A = A_0 \frac{\ell_0}{\ell} \quad (3.33)$$

Gerçek gerilmeyi ifade eden $\sigma = F/A$ denklemindeki A yerine (3.33) eşitliği kullanılırsa (3.34) eşitliği, bu bağıntı da gerçek gerinim türünden yazılırsa (3.35) eşitliği elde edilir. Bu denklem, gerçek gerinim ile gerçek gerilme arasındaki bağıntıyı verir (Yurci, 1991).

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \frac{\ell}{\ell_0} \quad (3.34)$$

$$\sigma = S \exp(\epsilon) \quad (3.35)$$

En son elde edilen (3.35) eşitliğindeki ϵ yerine (3.30) eşitliği yazılırsa, elde edilen (3.36) eşitliği, nominal gerinim ile gerçek gerilme arasındaki bağıntıyı ifade eder (Yurci, 1991).

$$\sigma = S (1 + e) \quad (3.36)$$

3.3 Plastik gerinim artımı ile gerilme ilişkisi

Bir elastoplastik malzeme deformasyona uğratılırsa, meydana gelen artımsal gerinim, (3.37) eşitliğinde görüldüğü gibi iki bileşenden oluşmaktadır: Elastik gerinim ($d\epsilon^e$) ve plastik gerinim ($d\epsilon^p$). Yük kaldırıldığında elastik gerinim ortadan kalkarken, plastik gerinim ise kalıcı olmaktadır (Yurci, 1991).

$$d\epsilon = d\epsilon^e + d\epsilon^p \quad (3.37)$$

Bir artımsal gerinim plastik bileşenleri ile gerilme deviatörleri arasında, (3.38) eşitliğindeki gibi bir bağıntı vardır ve buna akma kuralı (flow rule) adı verilir. Bu eşitlikler asal gerinimler ve asal gerilme deviatörleri türünden ifade edilmiştir ve gerinim bileşenlerinin tümü plastik bileşenlerdir (Yurci, 1991; Marciniak ve Duncan, 1992).

$$\frac{d\epsilon_1}{s_1} = \frac{d\epsilon_2}{s_2} = \frac{d\epsilon_3}{s_3} = d\lambda \quad (3.38)$$

Plastik şekillendirmede bazı özel gerilme ve gerinim halleri mevcuttur. Akma kuralı uygulanmak suretiyle, bu özel haller için asal gerinimler arasındaki ilişki belirlenebilmektedir. Bunları incelemeden önce iki katsayıyı tanımlamak, bu ve bundan sonraki bölümler için elverişli olmaktadır. Bunlar, α (gerilme oranı) ve β (gerinim oranı) olup, (3.39) ve (3.40) eşitlikleri ile hesaplanmaktadır. Hacim sabitliği gözönüne alınırsa (3.41) eşitliğindeki bağıntılar elde edilir.

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (3.39)$$

$$\beta = \frac{d\epsilon_2}{d\epsilon_1} \quad (3.40)$$

$$d\varepsilon_1; \quad d\varepsilon_2 = \beta d\varepsilon_1; \quad d\varepsilon_3 = -(1 + \beta) d\varepsilon_1 \quad (3.41)$$

Tek eksenli çekme halinde asal gerilmeler; $\sigma_1 = \sigma$ ve $\sigma_2, \sigma_3 = 0$ olmaktadır. Bu durumda (3.9) eşitliğinden ortalama gerilme $\sigma_m = \sigma/3$ olarak hesaplanır. Deviatorik gerilmeler de (3.12) eşitliklerinden $s_1 = 2\sigma/3$, $s_2 = -\sigma/3$ ve $s_3 = -\sigma/3$ olarak elde edilir. Bu değerler, (3.38) eşitliğindeki akma kuralında yerine konursa, plastik gerinim artımları (3.42) ve (3.43) eşitliklerindeki gibi belirlenmiş olur (Yurci, 1991).

$$\frac{d\varepsilon_1}{2\sigma/3} = \frac{d\varepsilon_2}{-\sigma/3} = \frac{d\varepsilon_3}{-\sigma/3} \quad (3.42)$$

$$d\varepsilon_1 = -2d\varepsilon_2 = -2d\varepsilon_3 \quad (3.43)$$

Tek eksenli çekme halinde ($\alpha = 0$), $\beta = -1/2$ olduğu görülmektedir.

Dengeli iki eksenli çekme halinde asal gerilmeler; $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma$, $\sigma_3 = 0$ olmaktadır. Bu durumda da, (3.9) ve (3.12) eşitliklerinden ortalama gerilme $\sigma_m = 2\sigma/3$ olarak, deviatorik gerilmeler de $s_1 = \sigma/3$, $s_2 = \sigma/3$, $s_3 = -2\sigma/3$ olarak hesaplanır. Bu değerler akma kuralında yerine konursa, dengeli iki eksenli çekme için (3.44) ve (3.45) eşitlikleri elde edilir (Yurci, 1991).

$$\frac{d\varepsilon_1}{\sigma/3} = \frac{d\varepsilon_2}{\sigma/3} = \frac{d\varepsilon_3}{-2\sigma/3} \quad (3.44)$$

$$d\varepsilon_1 = d\varepsilon_2 = -\frac{1}{2} d\varepsilon_3 \quad (3.45)$$

Dengeli iki eksenli çekme halinde ($\alpha = 1$), $\beta = 1$ olduğu görülmektedir.

Genişlik doğrultusundaki gerinimin sıfır olduğu ($\varepsilon_2 = 0$) bir düzlemsel gerinim halinde ise asal gerilmeler; $\sigma_1 = 2\sigma_2 = 2\sigma$, $\sigma_3 = 0$ olmaktadır. Bu gerinim hali için (3.9) ve (3.12) eşitlikleri kullanılarak, ortalama gerilme $\sigma_m = \sigma$; gerilme deviatorikleri ise $s_1 = \sigma$, $s_2 = 0$ ve $s_3 = -\sigma$ olarak elde edilir. Bu değerler de akma kuralında yerine konursa, düzlemsel gerinim hali için (3.46) ve (3.47) eşitlikleri ortaya çıkar (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\frac{d\varepsilon_1}{\sigma} = \frac{d\varepsilon_2}{0} = \frac{d\varepsilon_3}{-\sigma} \quad (3.46)$$

$$d\varepsilon_1 = -d\varepsilon_3, \quad d\varepsilon_2 = 0 \quad (3.47)$$

Düzlemsel gerinim halinde, genişlik boyutundaki gerinimin sıfır olduğu bilinmekteydi. Yukarıda elde edilen (3.46) ve (3.47) eşitlikleri bunu doğrulamaktadır. Bu gerinim halinde $\alpha = 1/2$ ve $\beta=0$ olmaktadır.

Çoğu sac şekillendirme işleminde yüzeye normal olan gerilme ihmal edilmektedir ve bu durum “düzlemsel gerilme” olarak adlandırılmaktadır. Düzlemsel gerilme halinde $\sigma_2 = \alpha\sigma_1$, $\sigma_3 = 0$ olmaktadır. Böyle bir gerilme hali için, (3.9) ve (3.12) eşitliklerinin kullanılmasıyla, $\sigma_m = (1+\alpha)\sigma_1/3$, $s_1 = \sigma_1 (2 - \alpha)/3$, $s_2 = \sigma_1 (2\alpha - 1)/3$ ve $s_3 = -\sigma_1 (1 + \alpha) /3$ olarak elde edilir. Bu bağıntılar ve (3.41) eşitliği, (3.38) eşitliği ile verilen akma kuralında yerine konursa, düzlemsel gerilme hali için α ile β arasındaki ilişki (3.48) eşitliklerindeki gibi elde edilir. (Marciniak ve Duncan, 1992)

$$\alpha = (2\beta + 1) / (2 + \beta) \quad (3.48a)$$

$$\beta = (2\alpha - 1) / (2 - \alpha) \quad (3.48b)$$

3.4 İzotropik akma kriterleri

Bir akma kriteri, akmanın veya plastik deformasyonun başlamasına neden olan gerilme halinin bir matematiksel ifadesidir (Hosford ve Caddell, 1983). Bir tek eksenli çekmede kalıcı deformasyon, gerilmenin bir akma noktasına veya akma dayanımına (σ_A) ulaşması ile başlamaktadır. Bununla birlikte birçok şekillendirme işlemi, bir bileşik gerilme halinden oluşmakta ve akma başlamadan önce belli yönlerdeki gerilmeler σ_A 'dan çok daha büyük olmaktadır. Böyle karmaşık gerilme hallerinde akmanın hangi gerilme seviyesinde meydana geleceğini belirlemek için akma kriterlerini veren bağıntılardan faydalanılabilmektedir (Mielnik, 1992).

Bir akma kriterinin en genel hali (3.49a) eşitliği ile, asal bileşenler olarak ise (3.49b) eşitliği ile gösterilebilmektedir.

$$f(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yx}, \tau_{zx}) = C \text{ (sabit)} \quad (3.49a)$$

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = C \text{ (Sabit)} \quad (3.49b)$$

Bu bölümde ele alınacak olan Tresca ve Von Mises akma kriterleri, aşağıda maddeler olarak belirtilen bazı basitleştirici varsayımlar ile geçerlilik kazanmaktadır (Mielnik, 1992).

1. Malzeme homojen ve izotropiktir (bütün yönlerde eş özellikler gösterir).

2. Çekmede ve basmada akma eşdeğerdir yani Bauschinger etkisi yoktur.
3. Hacim sabitliği esastır ($d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2 + d\varepsilon_3 = 0$).
4. Hidrostatik (ortalama) gerilme σ_m , akmayı etkilemez.
5. Gerinim hızının etkileri ihmal edilir.
6. Sıcaklık etkisi düşünülmez.

Eğer bir gerilme hali ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) akmaya neden olacaksa, buna eşdeğer bir gerilme hali de $-\sigma_1, -\sigma_2, -\sigma_3$ bunlar deviatorik gerilmelerdir (s_1, s_2, s_3) – akmaya neden olur, çünkü bu iki durum da birbirinden bir hidrostatik gerilme kadar fark eder ve hidrostatik gerilmenin akmaya etkisi yoktur. Hidrostatik gerilmenin akmaya etkisi olmaması demek, diğer bir deyişle plastik akışın bir kayma mekanizmasına bağlı olması demektir (Hosford ve Caddell, 1983).

3.4.1 Tresca akma kriteri

Tresca (1864), en büyük kayma gerilmesinin kritik bir değere erişmesi ile akmanın başlayacağını ileri süren bir akma kriteri önermiştir. Bir gerilme halinde $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ olarak kabul edilirse, bu akma kriteri (3.50) eşitliğindeki gibi ifade edilebilir (Mielnik, 1992).

$$\sigma_{\max} - \sigma_{\min} = C \text{ veya } \sigma_1 - \sigma_3 = C \quad (3.50)$$

C sabiti, bazı basit standart deneylerden elde edilebilir. Eğer tek eksenli çekme uygulanırsa ($\sigma_1 = \sigma_{\max} = \sigma_A; \sigma_2, \sigma_3 = 0$), (3.51) eşitliği ortaya çıkmaktadır.

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_A = C$$

Eğer teorik kayma hali söz konusu ise ($\sigma_{\max} = -\sigma_{\min} = \sigma_1 = -\sigma_3 = k; \sigma_2 = 0$), bu durumda (3.52) eşitliği elde edilmektedir.

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2k = C \quad (3.52)$$

Bu eşitlikte k, kaymadaki akma dayanımıdır. Tek eksenli çekme ve kayma durumları için elde edilen (3.51) ve (3.52) eşitlikleri, C sabitine eşit olduğundan, (3.53) eşitliği yazılabilir ve Tresca akma kriteri en son halini almış olur (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_A = 2k \quad (3.53)$$

Tresca akma kriteri incelendiğinde, teorik kaymadaki akma dayanımı (k), tek eksenli çekmedeki dayanımının (σ_A) yarısı kadar olmaktadır. Buradaki k , daha geniş anlamda τ_A olarak da simgelenirilebilir (Mielnik, 1992).

3.4.2 Von Mises akma kriteri

Von Mises (1913), ortalama kayma gerilmesinin karekökünün bir sabit değere ulaşması ile akmanın meydana geleceğini ileri süren bir akma kriteri ortaya koymuştur. Bu kriterin en genel hali, (3.54) eşitliklerinde görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\left[\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{3} \right]^{1/2} = C_1 \quad (3.54a)$$

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = C_2 \quad (3.54b)$$

Tresca akma kriterinde olduğu gibi, (3.54b) eşitliği tek eksenli çekme hali için ($\sigma_1 = \sigma_A$; $\sigma_2, \sigma_3 = 0$) uyarlanırsa, (3.55) eşitliği elde edilir.

$$C_2 = 2\sigma_A^2 \quad (3.55)$$

Aynı şekilde teorik kayma hali ($\sigma_1 = -\sigma_3 = k$; $\sigma_2 = 0$) düşünülecek olursa, (3.56) eşitliği elde edilir.

$$C_2 = 6k^2 \quad (3.56)$$

Bu durumda Von Mises akma kriteri, asal gerilmeler türünden (3.57) eşitliğiyle ifade edilebildiği gibi, daha genel olarak (3.58) eşitliğindeki gibi belirtmek de mümkündür (Hosford ve Caddell, 1983).

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_A^2 = 6k^2 \quad (3.57)$$

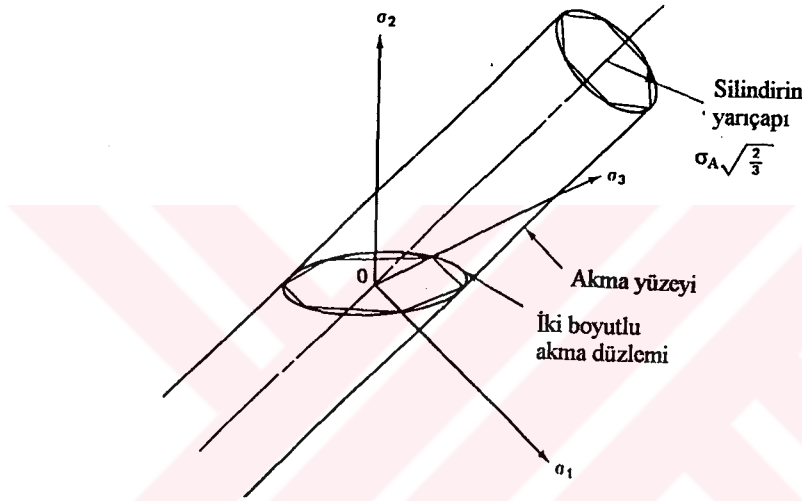
$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) = 2\sigma_A^2 = 6k^2 \quad (3.58)$$

Tresca akma kriterinde tek eksenli çekmedeki akma dayanımı (σ_A), teorik kaymadaki akma dayanımının (k) iki katı iken; Von Mises akma kriterinde ikisi arasındaki bağıntı, (3.59) eşitliğindeki gibi olmaktadır (Mielnik, 1992).

$$\sigma_A = \sqrt{3} k \text{ veya } \sigma_A = \sqrt{3} \tau_A \quad (3.59)$$

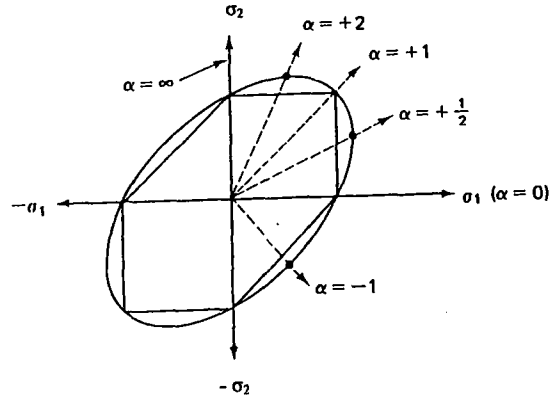
3.4.3 Tresca ve Von Mises akma yüzeyleri

Akma kriterlerini belirten denklemlerin, uzayda üç boyutlu asal gerilme ekseninde oluşturduğu yüzeylere akma yüzeyi adı verilir (Hosford ve Caddell, 1983). Uygulanan gerilme halinin yüzey üzerindeki bir noktayı tarif etmesiyle akma olayı başlamaktadır. Akma yüzeyi ile çevrilen gerilme durumları için akma söz konusu değildir (Yurci, 1991). Von Mises akma kriteri uzayda Şekil 3.8'de görüldüğü gibi silindirik bir yüzey tarif etmekteyken, Tresca akma kriteri bu silindir tarafından çevrelenmiş bir altıgen prizma şeklinde akma yüzeyi vermektedir (Mielnik, 1992).



Şekil 3.8 Üç boyutlu gerilme sistemindeki Tresca ve Von Mises akma yüzeyleri (Hosford ve Caddell, 1983)

Düzlemsel gerilme hali için ($\sigma_3 = 0$) ifade edilen denklemlerinin, iki eksenli koordinat sisteminde oluşturduğu düzlemler ise akma düzlemleri olarak adlandırılır. Böyle bir gerilme halinde Von Mises akma kriteri bir elips tarif ederken, Tresca akma kriteri bir altıgen oluşturmaktadır (Yurci, 1991). Bu düzlemler, Şekil 3.9'da değişik gerilme oranları (α) ile birlikte görülmektedir. Tresca ve Von Mises akma kriterleri arasındaki en büyük fark, $\alpha = +2$ ve $\alpha = +1/2$ (düzlemsel gerilim) ile $\alpha = -1$ (teorik kayma) durumları için söz konusu olmaktadır. Bu noktalarda Von Mises akma yüzeyi üzerindeki gerilmelerin, Tresca akma yüzeyindeki gerilmelere oranı $2/\sqrt{3} = 1.15$ olarak elde edilir. Bir başka deyişle, Tresca ve Von Mises akma kriterleri arasındaki fark en fazla % 15 olmaktadır. $\alpha = \infty$, $\alpha = 0$ (tek eksenli çekme hali) ve $\alpha = 1$ (dengeli iki eksenli çekme hali) için iki akma kriteri de eşdeğer sonuçlar vermektedir (Hosford ve Caddell, 1983; Yurci, 1991).



Şekil 3.9 Tresca ve Von Mises akma düzlemleri üzerinde değişik gerilme oranları (Hosford ve Caddell, 1983)

3.4.4 Efektif gerilme ve efektif gerinim

Her iki akma kriterinde de, gerilme bileşenlerinin fonksiyonu olarak bir efektif gerilme ($\bar{\sigma}$) tanımlanabilmektedir. Efektif gerilme, Tresca akma kriteri için (3.60) eşitliği ile, Von Mises akma kriteri için ise (3.61) eşitliği ile hesaplanmaktadır. Eğer $\bar{\sigma}$ büyüklüğü kritik bir değere ulaşırsa, uygulanan gerilmeler akmaya neden olmakta yani efektif (etkin) bir düzeye erişmektedir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3) \quad (3.60)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (3.61)$$

Benzer şekilde, (3.62) eşitliğindeki gibi bir efektif gerinim de tanımlanabilir. Bu efektif gerinim plastik gerinim bileşenleri türünden ifade edilirse, (3.63) eşitliği elde edilir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$d\bar{\epsilon} = \left[\frac{2}{3} (d\epsilon_1 - d\epsilon_2)^2 + (d\epsilon_2 - d\epsilon_3)^2 + (d\epsilon_3 - d\epsilon_1)^2 \right]^{1/2} \quad (3.62)$$

$$\bar{\epsilon} = \left[\frac{2}{3} (\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2) \right]^{1/2} \quad (3.63)$$

Tek eksenli çekme halinde ($\sigma_1 = \sigma_A$; $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$) efektif gerilme, Tresca ve Von Mises akma kriterine göre $\bar{\sigma} = \sigma_A$ olarak elde edilir. Efektif gerinim ise $\bar{\epsilon} = \epsilon_1 = -2\epsilon_2 = -2\epsilon_3$ olmaktadır.

Dengeli iki eksenli çekme halinde ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_A$; $\sigma_3 = 0$), Tresca ve Von Mises akma kriterine göre $\bar{\sigma} = \sigma_A$ olarak elde edilirken, $\bar{\epsilon} = 2\epsilon_1 = 2\epsilon_2 = -\epsilon_3$ olarak hesaplanır.

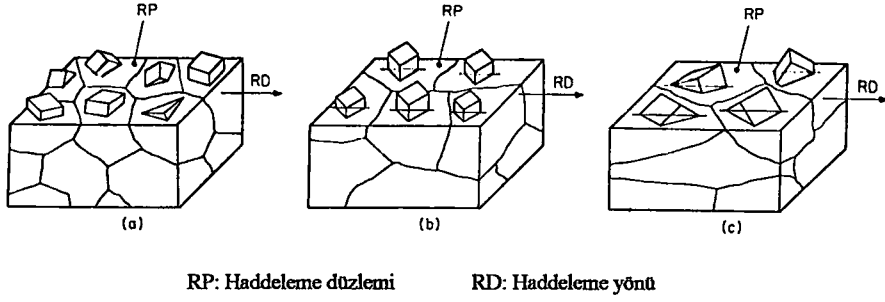
Düzlemsel gerinim halinde ($\varepsilon_2 = 0$ ve $\sigma_1 = 2\sigma_2 = \sigma_A$; $\sigma_3 = 0$), Tresca akma kriterine göre $\bar{\sigma} = \sigma_A$ ve Von Mises akma kriterine göre $\bar{\sigma} = \sqrt{3}/2 \sigma_A$ olarak elde edilir. Efektif gerinim ise, $\bar{\varepsilon} = 2/\sqrt{3} \varepsilon_1 = -2\sqrt{3} \varepsilon_3$ olarak hesaplanır.

3.5 Anizotropik akma kriteri

3.5.1 Anizotropinin tanımı

Sac malzemelerin çoğu anizotropiktir yani farklı yönlerde farklı özellikler göstermektedirler. Anizotropi, mekanik ve kristalografik olmak üzere iki kısımda incelenebilir. Mekanik anizotropi veya liflenme, kopmada (kırılmada) önemli olmaktadır; kristalografik anizotropi veya tercihli yönelme daha çok akma ve plastik deformasyonlarda önem kazanmaktadır. Mekanik liflenme, metalik olmayan inklüzyonlar ile empürite ve boşluk gibi süreksizliklerin yapıdaki dağılımı veya yönelmesi sonucunda ortaya çıkmaktadır. Örneğin çelikte bir cüruf inklüzyonu, haddeleme ile bu yönünde uzayabilir ve sac yüzeyine paralel olarak düzleşebilir. Bu da çeliğin haddeleme yönüne dik olan çekme dayanımını, hadde yönüne paralel çekme dayanımından, örneğin %30 daha düşük kılabilmektedir (Mielnik, 1992; Kalpakjian, 1991).

Metallerde anizotropik plastiklik özelliklerinin en önemli nedeni, metal tanelerinin tercihli yönelmesi sonucu ortaya çıkan kristalografik anizotropidir. Tercihli yönelme, prosese bağlı olarak, deformasyon sırasında kafesin kayma veya ikizlenme yoluyla rotasyonu (dönmesi) şeklinde gelişebilmektedir. Malzemede belli kristalografik yönlerin ve düzlemlerin bu tercihli dizilişi, "kristalografik tekstür" olarak da adlandırılmaktadır (Mielnik, 1992). Eğer çok kristalli bir malzemede taneler gelişigüzel bir dağılım gösteriyorsa (Şekil 3.10a), malzeme "izotropi benzeri (quasi-isotropic)" olarak nitelendirilir ve malzemenin izotropik özellikte olduğu düşünülür. Örneğin kübik hacim merkezli (KHM) kafes yapısına sahip bir sac metalin soğuk haddelemesi sonucunda, Şekil 3.10b'de görüldüğü gibi (100) [011] tekstürü oluşmaktadır. Bu sacın germe ile şekillendirilmesi sonucunda ise malzemede, Şekil 3.10c'de görüldüğü gibi [111] tekstürü ortaya çıkmaktadır (Lange, 1985). Soğuk deformasyona maruz kalmış bir malzemenin tavlama suretiyle rekristalizasyonu, kristalografik tekstürü genelde ortadan kaldırmamakta fakat farklı bir tekstür üretebilmektedir. Soğuk deformasyon ile elde edilmiş tekstür ise hiçbir zaman ideal olmamakla birlikte, genelde belli bir ideal tekstürün dağılımı şeklinde bir durum arz etmektedir (Mielnik, 1992).



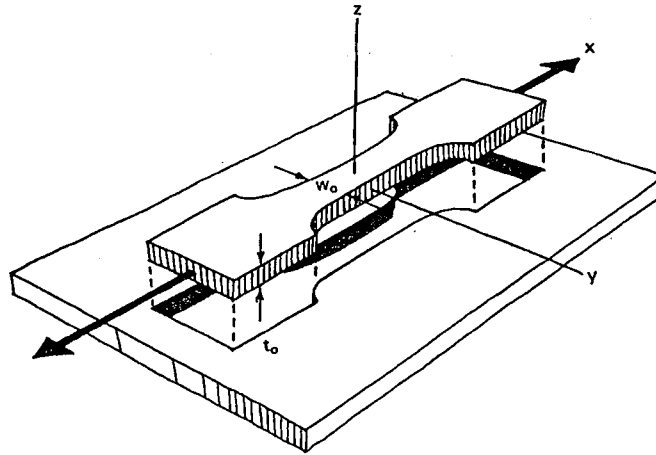
Şekil 3.10 Sac malzeme tekstürleri (Lange, 1985)

a) İzotropik benzeri tekstür b) (100) [011] tekstürü c) [111] tekstürü

Bir sac düzleminde meydana gelen gerinimler ve bunların birbirleri ile ilişkileri, birinci derecede kristalografik yönlenelemelere, bir başka deyişle kayma sistemlerinin yönlenelemesine bağlıdır. Anizotropik davranışı belirlemede en geçerli parametre, plastik gerinim oranı (R) olmaktadır ve bu oran (3.64) eşitliği ile ifade edilmektedir. R değeri, “normal anizotropiyi” yani anizotropinin sac yüzeyine dik doğrultudaki etkisini ifade eden büyüklüktür (Hosford ve Caddell, 1983).

$$R = \frac{\epsilon_w}{\epsilon_t} = \frac{\epsilon_y}{\epsilon_z} \quad (3.64)$$

Plastik gerinim oranı (R), çekme deneyinden belirlenebilmektedir. Şekil 3.11’de görülen numune, x yönünde çekilirse meydana gelen büzülme gerinimi ϵ_w (ϵ_y), incelme gerinimi ise ϵ_t (ϵ_z) olmaktadır. Eğer malzeme izotropikse $R = 1$ elde edilmektedir. Teorik olarak $R = \infty$, sacın kalınlık boyutunda herhangi bir deformasyonun olmadığını göstermektedir. Bu nedenle sac malzemenin R değerinin artması ile, deformasyonlardaki incelme eğilimi azalmaktadır.



Şekil 3.11 Bir sac çekme numunesinde, x çekme yönündeki R değerini hesaplamada kullanılan boyutlar (Hosford ve Caddell, 1983)

3.5.2 Hill anizotropik akma kriteri

Hill'in (1948) anizotropik malzemeler için önerdiği akma kriteri, aslında Von Mises akma kriterinin anizotropi için modifiye edilmiş halidir. Bu kriterde de, hidrostatik gerilme halinin akmaya etki etmediği, herhangi bir Bauschinger etkisinin olmadığı, malzemenin iki yönde simetrik üç ortogonal anizotropi eksenine karakterize edilen homojen bir malzeme olduğu varsayılmıştır (Mielnik, 1992). Haddelenmiş bir sacda, x, y ve z eksenlerini sırasıyla haddeleme yönü, haddeleme yönüne dik olan yön ve kalınlık yönü olarak almak oldukça uygundur. Bu durumda Hill akma kriteri, (3.65) eşitliği ile ifade edilir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yx}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (3.65)$$

Bu eşitlikteki F, G, H, L, M ve N anizotropiyi karakterize eden sabitlerdir. Eğer $F = G = H$ ve $L = M = N = 3F$ olursa, (3.65) eşitliği Von Mises akma kriterine dönüşür. F, G ve H sabitleri tek eksenli çekme deneyinden elde edilebilirler (Hosford ve Caddell, 1983).

Tek eksenli çekme deneyinin x yönünde yapıldığı düşünülürse ve bu yöndeki akma gerilmesi $\sigma_x = \sigma_{Ax}$ olarak alınır, bu durumda $\sigma_y = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$ olmaktadır. Benzer şekilde, y ve z yönünde tek eksenli çekme uygulanırsa, bu yönlerdeki akma gerilmeleri σ_{Ay} ve σ_{Az} olarak tanımlanabilir. Her üç durumda elde edilen akma gerilmeleri (3.66) eşitliğinden hesaplanmaktadır (Mielnik, 1992).

$$\sigma_{Ax}^2 = \frac{1}{G+H} \quad (3.66a)$$

$$\sigma_{Ay}^2 = \frac{1}{H+F} \quad (3.66b)$$

$$\sigma_{Az}^2 = \frac{1}{F+G} \quad (3.66c)$$

Bu eşitlikler, (3.67) eşitliklerindeki gibi F, G ve H sabitlerini verecek şekilde de yazılabilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$2F = \frac{1}{\sigma_{Ay}^2} + \frac{1}{\sigma_{Az}^2} - \frac{1}{\sigma_{Ax}^2} \quad (3.67a)$$

$$2G = \frac{1}{\sigma_{Az}^2} + \frac{1}{\sigma_{Ax}^2} + \frac{1}{\sigma_{Ay}^2} \quad (3.67b)$$

$$2H = \frac{1}{\sigma_{Ax}^2} + \frac{1}{\sigma_{Ay}^2} + \frac{1}{\sigma_{Az}^2} \quad (3.67c)$$

Saclarda kalınlık doğrultusundaki akma gerilmesini doğrudan ölçmek pek uygun ve kolay değildir. L, M ve N sabitleri ise kesme (makaslama) deneylerinden bulunabilmektedirler (Hosford ve Caddell, 1983).

3.5.3 Gerilme ile gerinimin anizotropik ilişkisi

Önceki bölümlerde (3.28) eşitliği ile belirtilen akma kuralı daha genel olarak, akma kriterini de hesaba katmak suretiyle, (3.68) eşitliğindeki gibi ifade edilebilir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$d\varepsilon_{ij} = d\lambda \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial(\sigma_{ij})} \quad (3.68)$$

Bu eşitlikte $f(\sigma_{ij})$ akma fonksiyonudur ve eşitliğin diferansiyel edilmesiyle (3.69) eşitlikleri elde edilir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$d\varepsilon_x = d\lambda [H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)], \quad d\varepsilon_{yz} = d\varepsilon_{zy} = d\lambda L \tau_{yz} \quad (3.69a)$$

$$d\varepsilon_y = d\lambda [F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)], \quad d\varepsilon_{zx} = d\varepsilon_{xz} = d\lambda M \tau_{zx} \quad (3.69b)$$

$$d\varepsilon_z = d\lambda [F(\sigma_z - \sigma_y) + G(\sigma_z - \sigma_x)], \quad d\varepsilon_{xy} = d\varepsilon_{yx} = d\lambda N \tau_{xy} \quad (3.69c)$$

Yine x yönünde bir tek eksenli çekme deneyi düşünülecek olursa, $\sigma_x = \sigma_{Ax}$ ve $\sigma_y = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$ gerilme bileşenlerinin (3.69) eşitliklerinde yerine konmasıyla bu yöndeki plastik gerinim oranı (R_0), (3.70) eşitliğindeki gibi elde edilir.

$$R_0 = \frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_z} = \frac{d\varepsilon_w^{00}}{d\varepsilon_t^{00}} = \frac{H}{G} \quad (3.70)$$

Aynı deneyin y yönünde yapıldığı düşünülürse ($\sigma_y = \sigma_{Ay}$ ve $\sigma_x = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$) ve benzer işlemler yürütülürse, bu yöndeki plastik gerinim oranı (R_{90}), (3.71) eşitliğindeki gibi elde edilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$R_{90} = \frac{d\epsilon_x}{d\epsilon_z} = \frac{d\epsilon_w^{90^\circ}}{d\epsilon_t^{90^\circ}} = \frac{H}{F} \quad (3.71)$$

Hadde yönüne paralel ve dik doğrultulardaki plastik gerinim oranlarını veren (3.70) ve (3.71) eşitlikleri ile (3.66) eşitlikleri kullanılarak elde edilen (3.72) eşitliği, kalınlık doğrultusundaki akma gerilmesini (σ_{Az}), diğer yönlerdeki akma gerilmeleri türünden ifade etmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\sigma_{Az} = \sigma_{Ax} \sqrt{R_{90} (1+R_0)/(R_0+R_{90})} \quad (3.72a)$$

$$\sigma_{Az} = \sigma_{Ay} \sqrt{R_0 (1+R_{90})/(R_0+R_{90})} \quad (3.72b)$$

Sacın maruz kaldığı gerilme halinde x, y ve z eksenlerinin asal gerilme eksenleri olması durumunda, $\tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$ olmaktadır. Buna göre, (3.66) eşitliğinden elde edilen $1 = (G + H) \sigma_{Ax}$ denklemi ile (3.70) ve (3.71) eşitlikleri, (3.65) eşitliğinde yerine konursa, akma kriteri (3.73) eşitliğindeki hali alır (Hosford ve Caddell, 1983).

$$R_0 (\sigma_y - \sigma_z)^2 + R_{90} (\sigma_z - \sigma_x)^2 + R_0 R_{90} (\sigma_x - \sigma_y)^2 = R_{90} (R_0 + 1) \sigma_{Ax}^2 \quad (3.73)$$

Benzer şekilde, (3.69) eşitlikleri ile verilen akma kuralı bu durum için yeniden düzenlenirse, gerinim artım oranları (3.74) eşitliğindeki hali alır (Hosford ve Caddell, 1983).

$$d\epsilon_x : d\epsilon_y : d\epsilon_z = R_0 (\sigma_x - \sigma_y) + (\sigma_x - \sigma_z) : \left(\frac{R_0}{R_{90}} \right) (\sigma_y - \sigma_z) + R_0 (\sigma_y - \sigma_x) :$$

$$\left(\frac{R_0}{R_{90}} \right) (\sigma_z - \sigma_y) + (\sigma_z - \sigma_x) \quad (3.74)$$

Eğer malzeme anizotropisi z eksenine göre rotasyonel (dönel) simetriye sahipse yani düzlemsel izotropi söz konusu ise; $F = G$, $L = M$ ve $R_0 = R_{90}$ olmaktadır. Bu durumda, z ekseninin asal eksen ($\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$) olduğu, x ve y eksenlerinin diğer iki asal eksenle çakışacak şekilde seçildiği ($\tau_{xy} = 0$) sistemde akma kriteri, (3.75) eşitliğindeki hali alır. Gerinim artım oranları ise, bu durumda (3.76) eşitliği ile hesaplanmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).

$$(\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + R_0 (\sigma_x - \sigma_y)^2 = (R_0 + 1) \sigma_{Ax}^2 \quad (3.75)$$

$$d\epsilon_x : d\epsilon_y : d\epsilon_z = (R_0 + 1) \sigma_x - R_0 \sigma_y - \sigma_z : (R_0 + 1) \sigma_y - R_0 \sigma_x - \sigma_z : 2\sigma_z - \sigma_x - \sigma_y \quad (3.76)$$

Daha ileri bir basitleştirme ile düzlemsel gerilme hali ($\sigma_z = 0$) için anizotropik akma kriteri, (3.77) eşitliği ile ifade edilmektedir. Bu eşitlikteki α , gerilme oranıdır ($\alpha = \sigma_y / \sigma_x$).

$$\frac{\sigma_x^2}{\sigma_{Ax}^2} = \left(1 + \alpha^2 \frac{2\alpha R_0}{R_0 + 1} \right) \quad (3.77)$$

Çoğu sac şekillendirme işleminde sadece sac yüzeyinde gerilmeler ortaya çıkmakta yani σ_x , σ_y ve τ_{xy} gerilme bileşenleri mevcut olmaktadır. Yüzeye normal ve teğetsel olan gerilme bileşenleri σ_z , τ_{zx} , τ_{yz} ise sıfır olmaktadır. Bu durumda Hill akma kriteri, (3.78) eşitliğindeki hali alır (Mielnik, 1992).

$$(G + H) \sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (H + F) \sigma_y^2 + 2N \tau_{xy}^2 = 1 \quad (3.78)$$

N değerini elde etmek için, haddeleme yönüne (x) θ açısı ile kesilmiş çekme numuneleri kullanılmaktadır. Bu durumda σ_x , σ_y ve τ_{xy} , θ yönündeki akma gerilmesi cinsinden, (3.79) eşitliklerindeki gibi yazılabilir (Mielnik, 1992).

$$\sigma_x = \sigma_\theta \cos^2\theta \quad (3.79a)$$

$$\sigma_y = \sigma_\theta \sin^2\theta \quad (3.79b)$$

$$\tau_{xy} = \sigma_\theta \sin\theta \cos\theta \quad (3.79c)$$

Bu durumda (3.79) eşitlikleri (3.69) eşitlerinde yerine konursa, plastik gerinim artımları elde edilir. Buna göre haddeleme yönüne θ açısındaki plastik gerinim oranı, (3.80) eşitliğindeki gibi hesaplanmaktadır.

$$R_\theta = \frac{H + (2N - F - 4H) (\sin^2\theta \cos^2\theta)}{F \sin^2\theta + G \cos^2\theta} \quad (3.80)$$

Eğer (3.80) eşitliği, $\theta = 45^\circ$ için düzenlenirse, N/G oranı, (3.81) eşitliği ile elde edilir (Mielnik, 1992).

$$\frac{N}{G} = \left(R_{45} + \frac{1}{2} \right) \left(H + \frac{R_0}{R_{90}} \right) \quad (3.81)$$

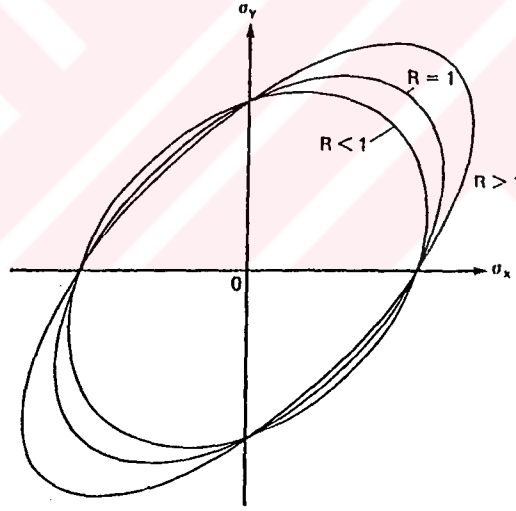
Hill (1967), akma gerilmesinin maksimum veya minimum değerlere ulaştığı yönleri, (3.82) eşitliği ile ortaya koymuştur. Eğer $N > F + 2H$ ve $G + 2H$ ise, akma gerilmesi, x ve y yönlerinde maksimum, θ' yönünde ise minimum değerine ulaşmaktadır. Eğer $N < F + 2H$ ve $G + 2H$ ise, tam tersi bir durum ortaya çıkmaktadır. N değerinin, $F + 2H$ ve $G + 2H$ değerlerinin arasında

kalması halinde ise, akma gerilmesi, $F > G$ olması durumunda x yönünde maksimum, y yönünde ise minimum değerini almaktadır. $F < G$ olması halinde ise, tam tersi bir durum söz konusudur.

$$\tan^2 \theta' = \frac{N-G-2H}{N-F-2H} \quad (3.82)$$

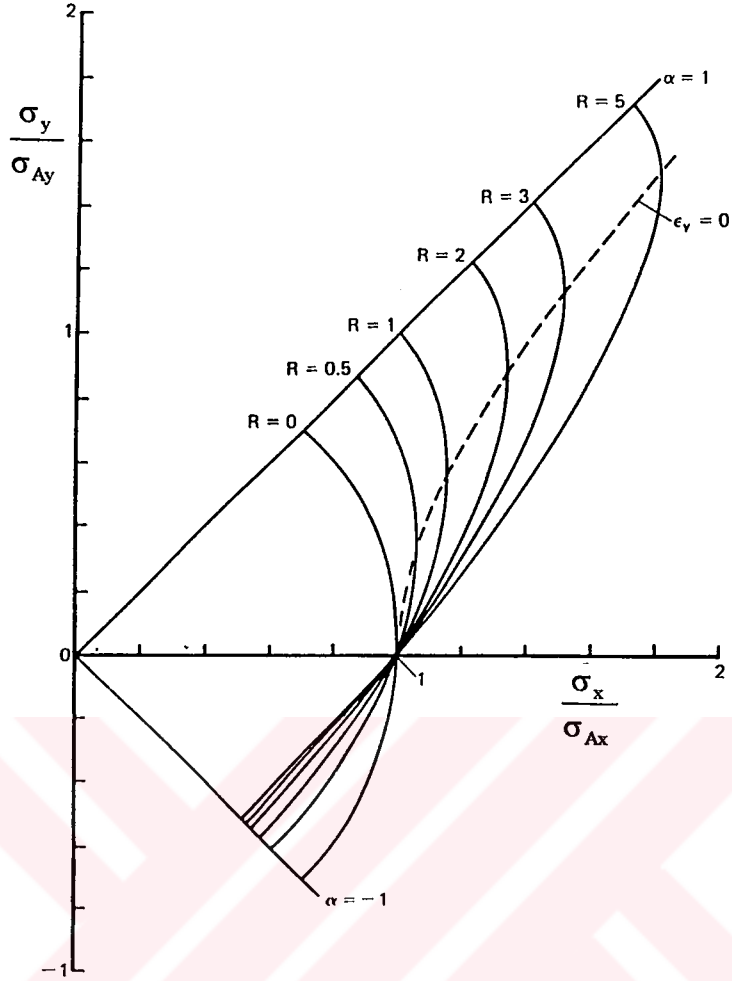
3.5.4 Anizotropik akma düzlemi

Hill akma kriteri de, Von Mises akma kriterindeki gibi elips şeklinde akma düzlemleri belirtmektedir (Şekil 3.12). Von Mises akma kriteri izotropik malzemeler ($R = 1$) için geçerli olmaktadır. Plastik gerinim oranının (R) artması ile, Şekil 3.12'de görüldüğü gibi akma düzlemi büyümektedir (Hosford ve Caddell, 1983). Sacların şekillendirilmesinde çoğunlukla geçerli olan düzlemsel gerilme hali ($\sigma_z = 0$) için akma düzlemlerinden açıkça görülmektedir ki, R değerinin artması ile iki eksenli çekmede akmaya karşı direnç artmaktadır.



Şekil 3.12 Anizotropinin dönel simetrik olduğu ($R_0 = R_{90}$) durumda akma düzleminin R ile değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)

Düzlemsel izotropi ve düzlemsel gerilme hali için, Şekil 3.13'te değişik R değerlerindeki akma düzlemleri arasındaki fark daha açık görülmektedir. İzotropik ($R = 1$) akma düzlemi ile anizotropik ($R \neq 1$) akma düzlemleri arasındaki en büyük fark, dengeli iki eksenli çekme halinde ($\alpha = 1$) ortaya çıkmaktadır. $R = 5$ için bu fark % 73'e kadar erişebilmektedir ki, bu da "tekstür sertleşmesi" olarak adlandırılan bir etkinin söz konusu olduğunu ortaya koymaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.13 Düzlemsel gerilme ($\sigma_z = 0$) ve düzlemsel izotropi ($R_0 = R_{90}$) durumunda, farklı R değerlerinde elde edilen akma düzlemleri (Hosford ve Caddell, 1983)

Kristalografik tekstüre sahip kübik hacim merkezli ve kübik yüzey merkezli metallerde akma düzleminin şeklini hesaplamak mümkündür. Hosford (1979), geniş bir tekstür aralığı için yapmış olduğu çalışmada, Hill akma kriterinde R değerinin akma düzlemleri üzerine olması gereğinden daha fazla etki ettiğini gözlemiştir. Buna göre, hesaplamaların (3.83) eşitliğindeki gibi yürütülmesinin daha uygun sonuçlar verdiği anlaşılmıştır (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

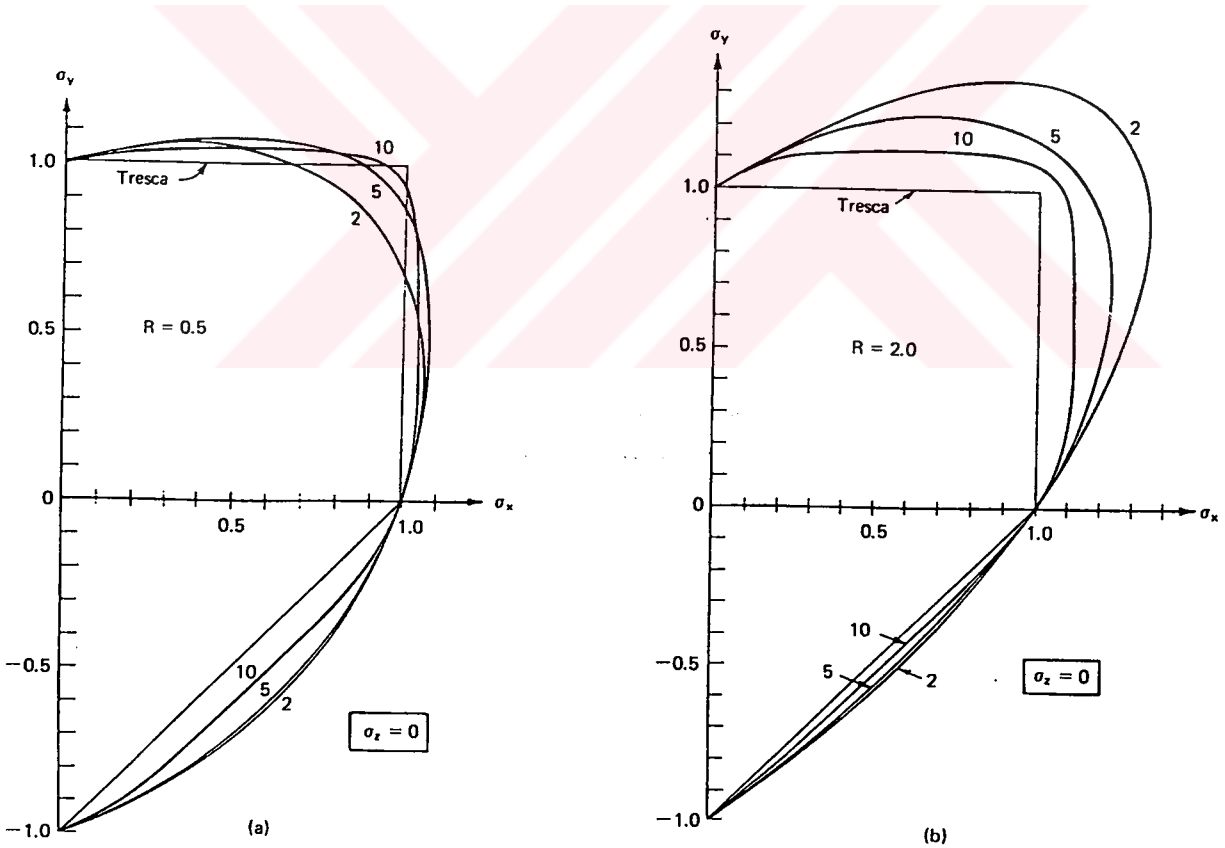
$$F |\sigma_y - \sigma_z|^a + G |\sigma_z - \sigma_y|^a + H |\sigma_x - \sigma_y|^a = 1 \quad (3.83)$$

Bu genelleştirilmiş denklemdeki a üsteli, Hill kriterindeki 2'den daha büyüktür. Düzlemsel gerilme ($\sigma_z = 0$) ve düzlemsel izotropi ($R_0 = R_{90} = R$) hali için, (3.84) eşitliği elde edilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$|\sigma_x|^a + |\sigma_y|^a + R |\sigma_x - \sigma_y|^a = (R + 1)\sigma_{Ay}^a \quad (3.84)$$

Hesaplamalar, kübik hacim merkezli metallerde $a \approx 6$, kübik yüzey merkezli metallerde ise $a = 8-10$ olduğunu göstermektedir. Düzlemsel gerilme ve düzlemsel izotropi halinde, değişik a ve R değerleri için (3.84) eşitliğinden elde edilen akma düzlemleri, Şekil 3.14'te görülmektedir. Hosford'a (1979) göre, $a = 2$ 'den (Hill kriteri) büyük üstelerde R değerinin akma düzleminin şekli üzerindeki etkisi küçük olmaktadır (Şekil 3.14). Aynı zamanda artan a değerleri ile akma düzlemleri, Tresca düzlemine doğru yaklaşmaktadır. Bu genelleştirilmiş Hill kriterinde, düzlemsel gerilme ($\sigma_z = 0$) ve düzlemsel izotropi ($R_0 = R_{90} = R$) durumunda gerinim artımı oranı, $\sigma_x > \sigma_y$ için (3.85) eşitliğindeki gibi hesaplanmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_x} = \frac{|\sigma_y|^{a-1} - R(\sigma_x - \sigma_y)^{a-1}}{|\sigma_x|^{a-1} + R(\sigma_x - \sigma_y)^{a-1}} \quad (3.85)$$



Şekil 3.14 Düzlemsel gerilme ($\sigma_z = 0$) ve z eksenine göre düzlemsel izotropi ($R_0 = R_{90} = R$) hali için, değişik R ve a değerlerinde genelleştirilmiş akma kriterinden elde edilen akma düzlemleri (Hosford ve Caddell, 1983)

3.5.5 Anizotropik efektif gerilme ve efektif gerinim

Hill anizotropik akma kriterine göre efektif gerilme ($\bar{\sigma}$) ve efektif gerinim artımı ($d\bar{\epsilon}$), Hasek (1977) tarafından en genel hali ile (3.86) ve (3.87) eşitlikleri ile verilmiştir (Mielnik, 1992).

$$\bar{\sigma} = \left\{ \frac{3}{2} \frac{1}{F+G+H} \left[F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 \right] \right\}^{1/2} \quad (3.86)$$

$$d\bar{\epsilon} = \left[\frac{2}{3}(F+G+H) \right]^{1/2} \times \left[\frac{F(Gd\epsilon_y - Hd\epsilon_z)^2 + G(Fd\epsilon_x - Hd\epsilon_z)^2 + H(Fd\epsilon_x - Gd\epsilon_y)^2}{(FG+GH+HF)^2} + \frac{2d\gamma_{zy}^2}{L} + \frac{2d\gamma_{zx}^2}{M} + \frac{2d\gamma_{xy}^2}{N} \right]^{1/2} \quad (3.87)$$

Haddeleme yönünün x eksenini olduğu ve bu yönde çekme deneyinin yapıldığı varsayılırsa, $\sigma_x = \sigma_{Ax}$ ve $\sigma_y = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$ olmaktadır. Bu durumda efektif gerilme ve gerinim, (3.88) eşitliklerinden hesaplanabilmektedir (Mielnik, 1992).

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left[\frac{1+R_0}{1+R_0 + (R_0/R_{90})} \right]^{1/2} \sigma_{Ax} \quad (3.88a)$$

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[\frac{1+R_0 + (R_0/R_{90})}{1+R_0} \right]^{1/2} \epsilon_x \quad (3.88b)$$

Aynı işlemler y eksenindeki çekme deneyi ($\sigma_y = \sigma_{Ay}$, $\sigma_x = \sigma_z = \tau_{ij} = 0$) için yapılırsa, efektif gerilme ve gerinim (3.89) eşitlikleri ile elde edilebilir (Mielnik, 1992).

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left[\frac{1+R_{90}}{1+R_{90} + (R_{90}/R_0)} \right]^{1/2} \sigma_{Ay} \quad (3.89a)$$

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[\frac{1+R_{90} + (R_{90}/R_0)}{1+R_{90}} \right]^{1/2} \epsilon_y \quad (3.89b)$$

Eğer malzeme düzlemsel izotropiye sahipse ($R_0 = R_{90} = R$), tek eksenli çekme hali için elde edilen (3.88) ve (3.89) eşitlikleri, (3.90) eşitliklerine indirgenebilmektedir. Bu eşitlikteki σ ve ϵ , haddeleme yönüne paralel ve dik yöndeki akma gerilmesi ve gerinimi olup, iki yönde de birbirlerine eşittir (Mielnik, 1992).

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left[\frac{1+R}{2+R} \right]^{1/2} \sigma \quad (3.90a)$$

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[\frac{2+R}{1+R} \right]^{1/2} \varepsilon \quad (3.90b)$$

Daha genel olarak, düzlemsel gerilme ($\sigma_2 = 0$) ve düzlemsel izotropi hali söz konusu olduğunda, efektif gerilme ve efektif gerinim, (3.91) eşitlikleri ile hesaplanabilmektedir (Mielnik, 1992).

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left\{ \left(\frac{1+R}{2+R} \right) \left[\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \left(\frac{2R}{1+R} \right) \sigma_x \sigma_y \right] \right\}^{1/2} \quad (3.91a)$$

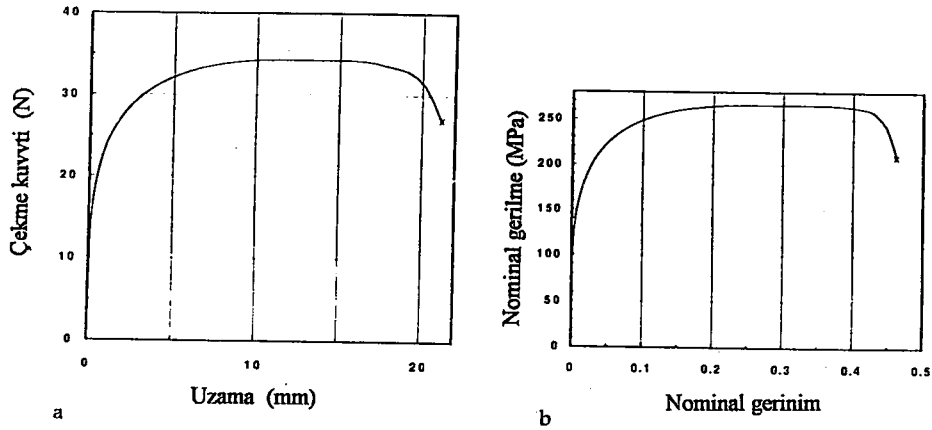
$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left\{ \frac{(2+R)(1+R)}{(1+2R)} \left[d\varepsilon_x^2 + d\varepsilon_y^2 + \left(\frac{2R}{1+R} \right) d\varepsilon_x d\varepsilon_y \right] \right\}^{1/2} \quad (3.91b)$$

3.6 Tek eksenli çekme eğrileri ve yorumlanması

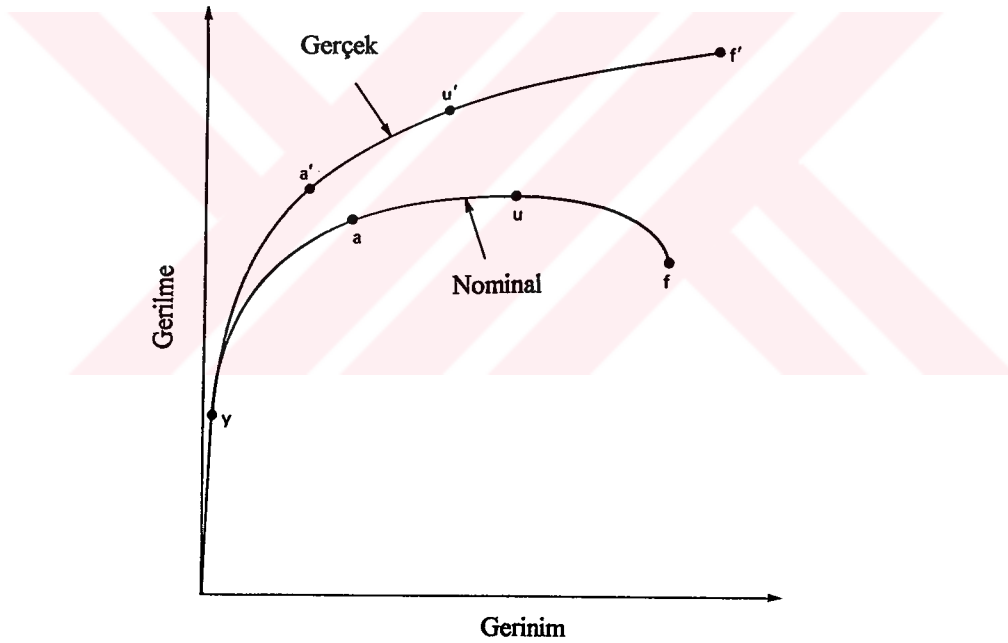
Bir malzemenin mekanik özelliklerini belirlemek için uygulanan en basit ve en yaygın mekanik deney, tek eksenli çekme deneyidir. Tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen çekme eğrileri ile, bir malzemenin elastiklik modülü, akma ve çekme dayanımı, pekleşme davranışı, gerinim hızına duyarlılığı, anizotropik davranışı ile o malzemenin sünekliliğini doğrudan ifade eden maksimum üniform uzama, kopma uzaması, çeşitli yüklerdeki uzama değerleri ve kopmada kesit büzülmesi kolaylıkla belirlenebilmekte ve yorumlanabilmektedir (Hosford, 1992).

Bir malzemenin tek eksenli olarak çekilmesi ile elde edilen çekme eğrisi, uzama - yük, nominal gerinim (veya yüzde uzama) - nominal gerilme ya da gerçek gerinim - gerçek gerilme şeklinde olabilmektedir. Şekil 3.15'te görüldüğü gibi, uzama - yük ile nominal gerinim - nominal gerilme eğrisi aynı karakterdedir (Hosford, 1992). Nominal gerilme (S), (3.1) eşitliğindeki gibi yükün (F) başlangıçtaki kesit alanına (A_0) bölünmesi ile hesaplanmaktadır. Uzama yönündeki nominal gerinim (e veya e_1) ise, (3.22a) eşitliğindeki gibi, uzamanın (Δl) başlangıçtaki ölçme uzunluğuna bölünmesi ile elde edilmektedir. Çekme deneylerinde, başlangıçtaki ölçme uzunluğu L_0 olarak simgelenmektedir. Gerçek gerinim (ε) - gerçek gerilme (σ) eğrisi ise, (3.30a), (3.35) veya (3.36) eşitliklerinin yardımıyla çizilebilmektedir. Şekil 3.16'da bir $e - S$ eğrisiyle, aynı malzemenin $\varepsilon - \sigma$ eğrisi

karşılaştırılmıştır. Bu iki eğrinin farklı karakterde oldukları açıkça görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.15 Uzama – yük eğrisi (a) ile buna karşılık gelen nominal gerilim – nominal gerilme eğrisi (b) (Hosford, 1992)



Şekil 3.16 Nominal gerilim - nominal gerilme eğrisi ile gerçek gerilme - gerçek gerilim eğrisinin karşılaştırılması (Hosford ve Caddell, 1983)

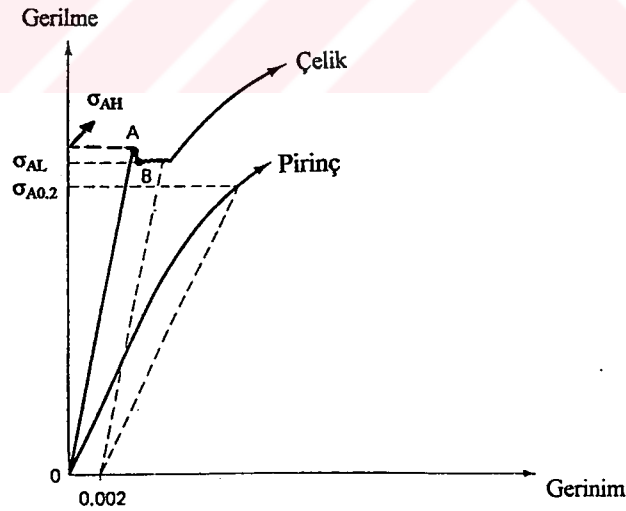
Şekil 3.16’da görülen y noktası “akma noktası” olarak tanımlanır. Yük bu noktaya ulaşmadan önce elastik deformasyonlar söz konusudur ve (3.92) eşitliği ile verilen Hook kanunu geçerlidir (Hosford, 1992). Bu denklemdeki E, elastiklik modülünü veya Young modülünü ifade eder ve (3.93) eşitliğinde görüldüğü gibi, elastik bölgeyi oluşturan doğrunun eğimine eşittir (Yurci, 1997a).

$$S = E \cdot e$$

$$(3.92)$$

$$E = \text{Arctan } \alpha \quad (3.93)$$

Plastik deformasyonun başladığı nokta olan akma noktası malzemenin türüne, üretim yöntemine, ısı işlemlere veya daha önceden maruz kaldığı mekanik işlemlere göre farklılık göstermektedir. Malzeme ya belirgin bir akma göstermemekte veya akma bir uzama ile belirginleşmektedir (Şekil 3.17). Akmanın belirgin olmadığı çekme eğrilerinde, $e = 0.002$ veya $e = \% 0.2$ nominal gerinimden elastik doğruya paralel çizilir ve bu paralel doğrunun eğriyi kestiği noktadaki gerilme değeri “%0.2 akma gerilmesi ($\sigma_{A0.2}$)” olarak tanımlanır. Belirgin akmada ise gerilme önce A noktasına yükselir ve bu gerilme “üst akma gerilmesi (σ_{AH})” olarak adlandırılır. Bu noktadan sonra gerilme B noktasına düşerek, yaklaşık sabit veya zig-zag görünümündeki bir gerilme aralığında uzama meydana gelir. Bu uzamaya “akma uzaması” adı verilmektedir. Bu durum Lüders bandlarının (akma çizgilerinin) oluşumuna neden olmaktadır. Bu oluşum, sac şekillendirme işlemlerinde, yüzeyde damarlanma şeklinde bozukluklara neden olduğundan kesinlikle istenmemektedir. Akma uzamasındaki ortalama gerilme değeri, “alt akma gerilmesi (σ_{AL})” olarak adlandırılır ve genelde o malzemenin akma dayanımı olarak kabul edilir. Akma uzaması sona erdikten sonra pekleşme nedeniyle, uzamayla birlikte gerilme de artmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1985; Hosford, 1992).



Şekil 3.17 Belirgin ve belirgin olmayan akma gösteren malzemelerin çekme eğrilerinde, akma dayanımının belirlenmesi (Hosford ve Caddell, 1983)

Bir nominal gerinim – nominal gerilme eğrisinde, akma noktası ile gerilmenin maksimuma çıktığı nokta arasında numune üniform olarak büzülmemekte ve herhangi bir boyunlanma meydana gelmemektedir. Şekil 3.16’da, yükün ve nominal gerilmenin maksimuma ulaştığı u noktasındaki nominal gerilme, “çekme dayanımı (S_u , S_{max})” olarak adlandırılmaktadır. Bu

noktadaki gerinim ise, “maksimum üniform nominal gerinim (e_u)” olarak tanımlanır. Çekme dayanımı (3.94) eşitliği ile hesaplanır. Bu eşitlikteki F_{max} çekmedeki maksimum kuvvet, A_0 ise başlangıçtaki kesit alanıdır (Dieter, 1985).

$$S_u = \frac{F_{max}}{A_0} \quad (3.94)$$

Şekil 3.16'daki nominal gerinim – nominal gerilme eğrisinde çekme dayanımı (u noktası), gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrisindeki u' noktasına karşılık gelmektedir. Ancak, bu noktadaki gerilme maksimum gerçek gerilme değildir. Gerçek maksimum üniform gerinim (ϵ_u) ve maksimum yükteki gerçek gerilme (σ_u), (3.95) ve (3.96) eşitliklerinden hesaplanabilmektedir (Hosford, 1992).

$$\epsilon_u = \ln(1 + e_u) \quad (3.95)$$

$$\sigma_u = S_u(1 + e_u) \quad (3.96)$$

Nominal egride gerilme, u noktasında maksimum değerine ulaştıktan sonra düşmektedir. Nominal gerilmedeki bu düşümün nedeni, boyunlanmanın yani kesitte bir bölgenin boğumlanmaya başlaması ve üniform uzamanın sona ermesidir. Sonuçta malzeme f noktasında kopmaktadır. Kopmada yüzde uzama (e_f), (3.97) eşitliği ile hesaplanır. Eşitlikte L_f kopan parçaların biraraya getirilmesi ile ölçülen boydur (Hosford, 1992)

$$\%e_f = \frac{L_f - L_0}{L_0} \times 100 \quad (3.97b)$$

Kopmada yüzde uzama ile birlikte, “kopmada kesit büzülme yüzdesi (Z)” olarak adlandırılan ve (3.98) eşitliği ile hesaplanan değer, malzemelerin sünekliliğini ifade eden diğer bir büyüklüktür. Bu eşitlikteki A_f kopan yüzeylerin alanıdır. Kopmadaki kesit büzülme yüzdesinin saclarda belirlenmesi, kesit alanının ölçümünün zorluğundan dolayı genelde tercih edilen pratik bir yöntem değildir (Hosford, 1992).

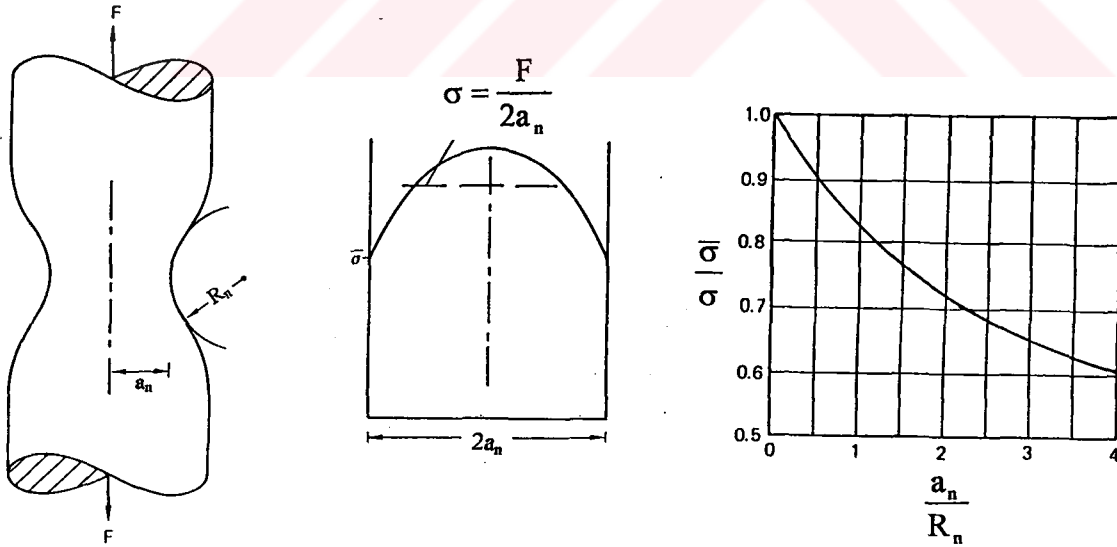
$$Z = \frac{A_0 - A_f}{A_0} \times 100 \quad (3.98)$$

Kesitte boyunlanmanın başlamasından sonra numune uzunluğundaki değişimler boyun içinde lokalleşeceğinden, mühendislik gerinimi veya nominal gerinim (e), gerçek gerinimi hesaplamada kullanılamaz. Bu bölgede, gerçek gerinimi hesaplamada sadece $\epsilon = \ln(A_0/A)$ denkleminde yararlanılabilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983). Bu denklem bir boyun için

düzenlenecek olursa, boyunlanma sonrası gerçek gerinim (ϵ_{pu}), (3.98) eşitliği ile ifade edilmektedir (Dieter, 1988).

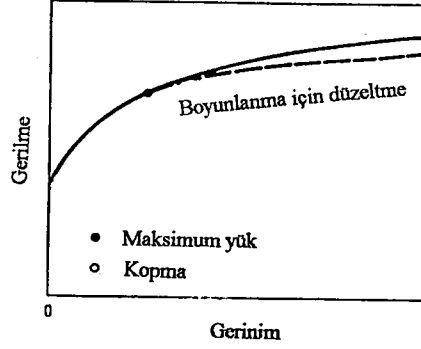
$$\epsilon_{pu} = \ln \frac{A_u}{A_f} \quad (3.99)$$

Boyunlanmanın başlamasıyla, çekme numunesinin merkezindeki malzeme aksel yönde çekmeye maruz kalırken, yanal yönlerde bir büzülme göstermek durumundadır. Bu büzülme karşı daha büyük kesitlerdeki komşu bölgeler direnç göstermektedir. Bunun sonucunda da, aksel gerilme ile birlikte yanal gerilmeler, karmaşık bir üç eksenli gerilme hali oluşturmaktadır (Hosford, 1992). Boyunlanmanın başlamasıyla $\sigma = F/A$ denklemi, boyun içerisinde çekme yönünde oluşan ortalama gerçek gerilme değerini verirken, $\sigma = S(1 + e)$ denklemi gerçekçi bir yaklaşım olmaktan çıkmaktadır. Üç eksenli bir gerilme hali meydana geldiğinden, bu ortalama aksel gerilme değeri artık efektif gerilme ($\bar{\sigma}$) değildir. Bridgman (1944), dairesel kesitli numunelerde, boyundaki minimum çapının boyun eğrilik yarı çapına oranı (a_n/R_n) ile efektif gerilmenin ortalama aksel gerilmeye oranı ($\bar{\sigma}/\sigma$) arasında bir ilişki kurmuştur (Şekil 3.18). Aksel gerilme, boyun yüzeyinde efektif gerilme değerindeyken, merkezde maksimuma ulaşmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.18 Efektif gerilmenin ortalama aksel gerilmeye oranının boyun geometrisi ile ilişkisi (Hosford ve Caddell, 1983)

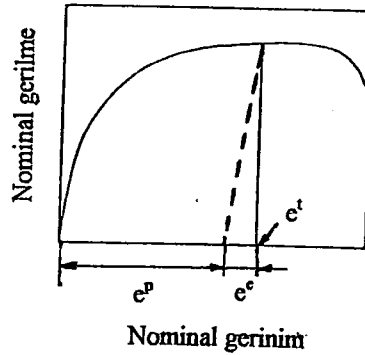
Bir gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrisinde boyunlanmanın başlamasıyla birlikte, Şekil 3.19’da görüldüğü gibi eğrinin bu bölümü, üç eksenli gerilme hali göz önüne alınarak bir düzeltme gerektirmektedir (Dieter, 1985).



Şekil 3.19 Gerçek gerinim-gerçek gerilme eğrisinin boyunlanma sonrası düzeltilmesi (Dieter, 1985)

Sac malzemelerinden hazırlanan çekme numunelerinde, üniform uzamanın sona ermesi ile “yayılı boyunlanma” başlamakta ve yayılı boyunlanmayla birlikte bir miktar daha uzama gerçekleşmektedir. Bundan sonra “lokal (yerel) boyunlama” adı verilen oluşum başlamaktadır. Lokal boyunlama sürecinde de saclarda bir miktar uzama görülmektedir. Çekme numunelerinin genişlik/kalınlık oranının standart bir değerde tutulması ile, çeşitli malzemelerin boyunlanma sonrası uzama miktarını sağlıklı olarak karşılaştırabilme imkanı doğmaktadır (Hosford, 1992). Boyunlanma konusu, Bölüm 3.8’de daha detaylı olarak ele alınmaktadır.

Çekme eğrisi üzerinde, plastik bölgedeki bir noktadan gerinim eksenine dik inilmesi ile belirlenen toplam gerinim (e^t) iki bileşenden oluşmaktadır: elastik gerinim (e^e) ve plastik gerinim (e^p). Bu büyüklükler, Şekil 3.20’de görüldüğü gibi, elastik bölgeye paralel olacak şekilde gerinim eksenine inilmesiyle belirlenebilmektedir (Hosford, 1992; Yurci, 1997a).



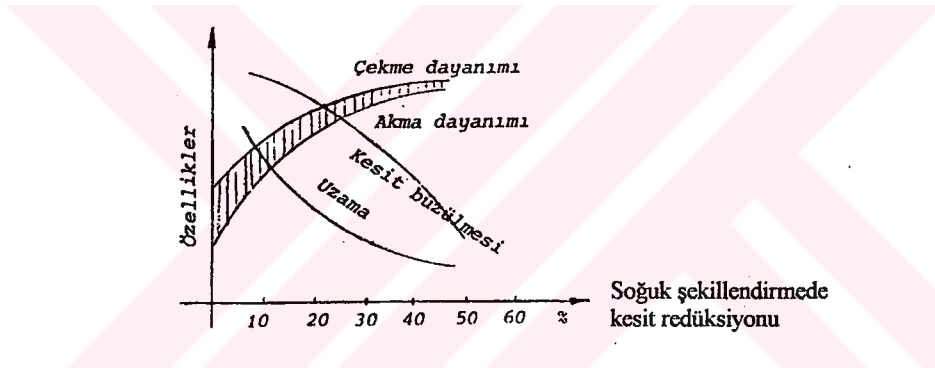
Şekil 3.20 Çekme eğrisi üzerindeki bir noktanın elastik ve plastik gerinim bileşenleri

3.7 Pekleşme

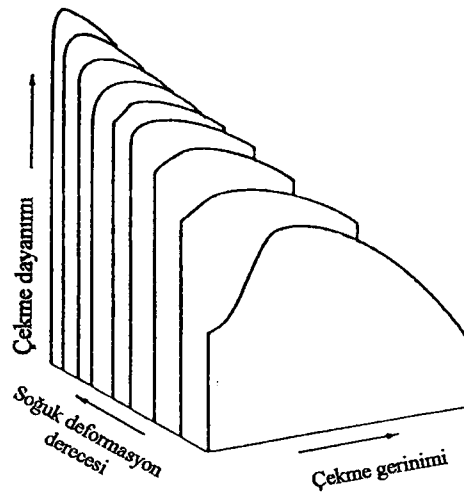
Pekleşme, metallerde farklı eğilimlerdeki bir oluşumdur ve sac şekillendirme işlemlerinde önemli bir kriterdir. Bu bölümde, pekleşmenin tanımı ve oluşumunun yanısıra, bir tek eksenli çekme eğrisinden malzemenin pekleşme davranışının yorumlanması ele alınmaktadır.

3.7.1 Pekleşmenin tanımı, oluşumu ve etkisi

Pekleşme veya deformasyon sertleşmesi, Şekil 3.21’de görüldüğü gibi, soğuk deformasyona uğrayan metallerde sertlik ve dayanım değerlerinde artış, uzama ve diğer plastiklik özelliklerde ise düşüş olarak ortaya çıkmaktadır (Yurci, 1997a). Soğuk şekillendirme derecesinin çekme eğrisine olan etkisi ise Şekil 3.22’de gösterilmiştir. Pekleşmenin dayanım ve süneklığe olan etkisi, buradan da görülmektedir (Louthan, 1992).



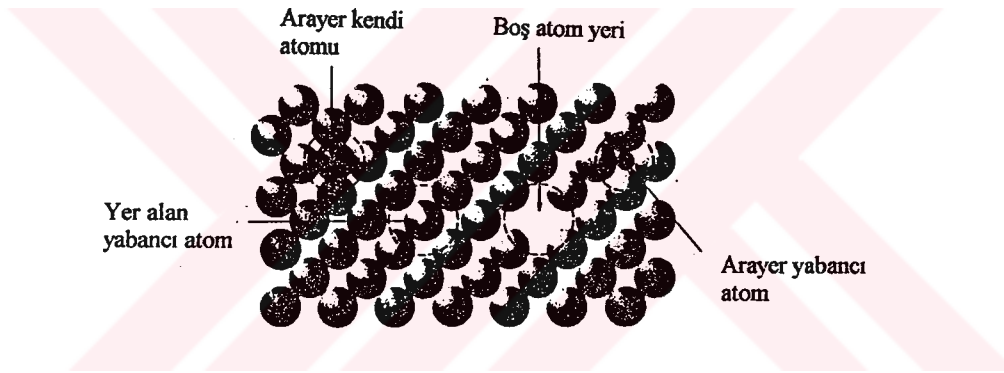
Şekil 3.21 Soğuk deformasyon oranının artması ile oluşan pekleşme etkisiyle, malzemenin mekanik özelliklerdeki değişimler (Yurci, 1997a)



Şekil 3.22 Soğuk deformasyon miktarının artması ile oluşan pekleşmenin, düşük karbonlu çelikten çubuk numunelerle elde edilen çekme eğrilerine etkisi (Louthan, 1992)

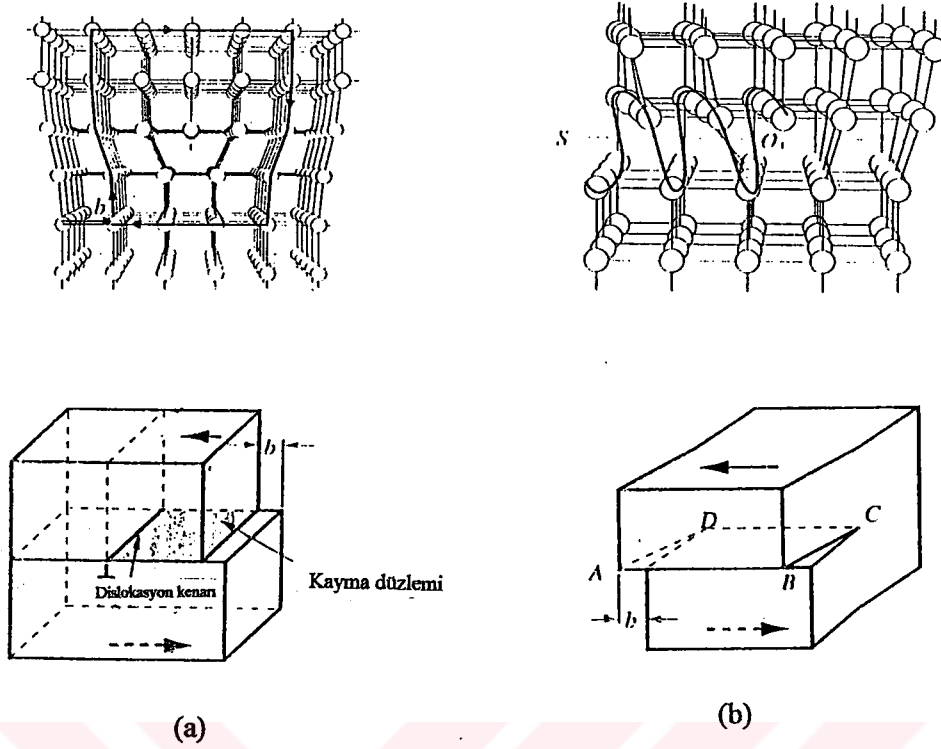
Bir metalde ortaya çıkan pekleşme etkisi, o metalin kafes yapısının düzenli dizilişindeki hatalara veya diğer adıyla dislokasyonlara dayanmaktadır. Malzemelerin iç yapısında bulunan hatalar, aslında dört gruba ayrılmaktadır (Kalpakjian, 1991):

- a) Noktasal hatalar (Şekil 3.23'te görüldüğü gibi boş atom yeri, arayer kendi atomu, arayer yabancı atom veya empürite atomu, yer alan yabancı atom veya empürite atomu)
- b) Çizgisel hatalar veya dislokasyonlar (Şekil 3.24'te görüldüğü gibi kenar dislokasyonu ve vida dislokasyonu)
- c) Yüzeysel hatalar (tane sınırları gibi)
- d) Hacimsel hatalar (boşluklar veya oksit, sülfür, silikat gibi metalik olmayan inklüzyonlar)

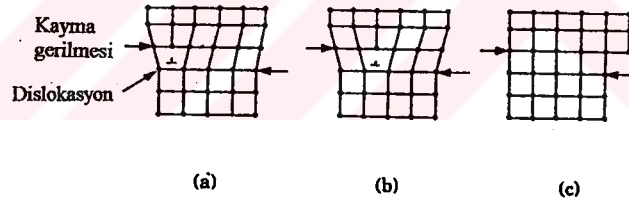


Şekil 3.23 Bir kafesteki noktasal hatalar (Kalpakjian, 1991)

Dislokasyonlar, bir metalin teorik dayanımı ile gerçek dayanımı arasındaki farkı açıklamaya yardımcı olan en belirgin hatalardır. Dislokasyon içeren bir kayma düzlemi, hatasız ve ideal bir kafesteki kayma düzleminden daha düşük bir kayma gerilmesi gerektirmektedir (Şekil 3.25). Plastik deformasyonlar ile bu dislokasyonlar hareket etmekte ve artan deformasyon derecesi ile dislokasyon yoğunluğu (birim hacimdeki dislokasyon çizgilerinin toplam uzunluğu), oda sıcaklığında 10^6 mertebesinde artabilmektedir (Kalpakjian, 1991).

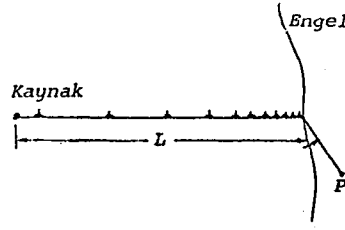


Şekil 3.24 Bir kristaldeki kenar dislokasyonu (a) ve vida dislokasyonu (b) (Mielnik, 1992)



Şekil 3.25 Kayma gerilmesi altında bir kafesteki kenar dislokasyonlarının hareketi (Kalpakjian, 1991)

Bir dislokasyonun varlığı, kaymaya neden olan kayma gerilmesini düşürmesine rağmen, dislokasyonlar birbirine karışmış veya birbirlerine engel olabilirler, ya da malzeme içerisindeki tane sınırları, empüritelere, inklüzyonlar gibi engeller tarafından engellenebilirler (Şekil 3.26). Bu karışmalar ve engellemeler, artan deformasyon derecesi ile büyümekte ve kayma için gereken gerilme de artım göstermektedir. Kayma gerilmesindeki bu artış, malzemenin tüm dayanımını arttırmakta ve bu olay da pekleşme olarak adlandırılmaktadır (Kalpakjian, 1991).



Şekil 3.26 Dislokasyonların engellerde yığılması (Yurci, 1997a)

3.7.2 Pekleşme davranışının çekme eğrilerinden yorumlanması

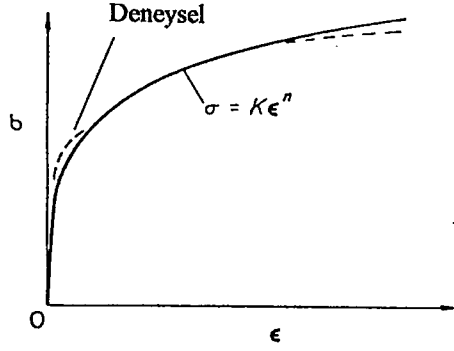
Bir malzemenin pekleşme davranışını ve karakterini belirlemek için başvurulan en yaygın ve kolay yol, o malzemenin tek eksenli çekme deneyi ile elde edilen gerinim - gerilme eğrisini matematiksel olarak modellemektir. Araştırmalar, gerilme ve gerinim arasında çoğunlukla üstel bir fonksiyon olduğunu göstermiştir. Bu fonksiyonun üsteli n ile gösterilmekte ve gerinim ile birlikte gerilmenin artım derecesini ortaya koyan “pekleşme üsteli” olarak adlandırılmaktadır. En genel hali ile pekleşme üsteli, (3.100) eşitliği ile ifade edilmektedir (Dieter, 1985).

$$n = \frac{\frac{d\sigma}{\sigma}}{\frac{d\varepsilon}{\varepsilon}} \quad (3.100)$$

Metallerde gerçek gerinim – gerçek gerilme arasındaki matematiksel ilişki, araştırmacılar tarafından deneysel sonuçlara çok yakın olarak ifade edilebilmiştir. Bu modellerin herbiri farklı malzemeler için uygun sonuçlar verebilmektedir. Çoğu malzemenin gerçek çekme eğrisini matematiksel olarak modellemede kullanılan denklem, (3.101) eşitliğidir (Dieter, 1988; Marciniak ve Duncan, 1992; Hosford ve Caddell, 1983).

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (3.101)$$

Bu eşitlikteki K , dayanım katsayısı; n ise, pekleşme üstelidir. Bu modele göre eğride keskin bir akma noktası oluşmamaktadır. Gerçek malzemelerdeki gibi boyunlanmanın ve kopmanın meydana gelmesi ile birlikte, bu eşitlikten elde edilen gerilme değerleri, deneysel eğrilerdekenden daha büyük olmaktadır. Bu modelin, özellikle gerinimin % 1’den büyük olduğu durumlarda birçok sünek malzeme için oldukça iyi sonuçlar verdiği, Şekil 3.27’de deneysel eğriyle karşılaştırılarak da görülebilmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).

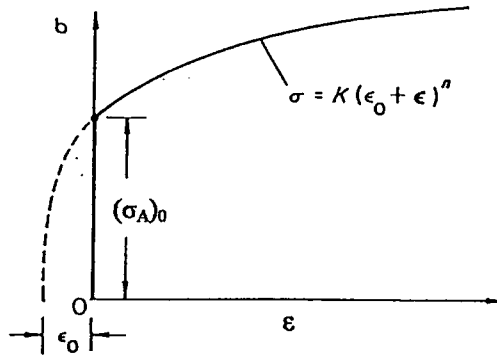


Şekil 3.27 $\sigma = K\epsilon^n$ modelinin deneysel olarak elde edilmiş eğri ile karşılaştırılması (Marciniak ve Duncan, 1992)

Çekme eğrisinin ve pekleşmenin modellenmesindeki diğer bir yöntem, Datsko (1966) tarafından önerilmiş olup, ön gerinmiş veya soğuk şekillendirilmiş malzemeler için bazen daha uygun sonuçlar vermektedir. Bu model (3.102) eşitliği ile ifade edilmektedir (Dieter, 1988; Marciniak ve Duncan, 1992).

$$\sigma = K (\epsilon_0 + \epsilon)^n \quad (3.102)$$

Bu modelin ilk modelden farkı, bir ön gerinimin (ϵ_0) söz konusu olmasıdır. Bu değer, çekme deneyinden önce malzemenin maruz kaldığı pekleşmeyi de hesaba katmaktadır (Dieter, 1988). Bu denklem, Şekil 3.28'de de görüldüğü gibi, eksenin soluna ϵ_0 kadar kaydırılmış bir eğri ifade etmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).

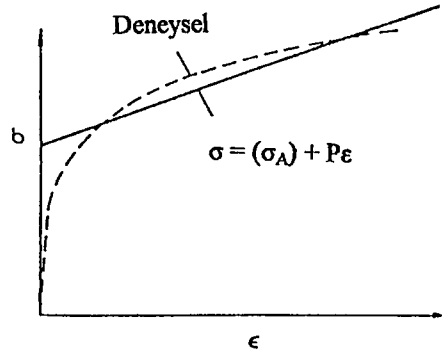


Şekil 3.28 Ön gerinmiş malzemeler için $\sigma = K (\epsilon_0 + \epsilon)^n$ denkleminin verdiği eğri (Marciniak ve Duncan, 1992)

Büyük gerinimler söz konusu olduğunda, malzemelerin çekme eğrileri nadiren lineer bir davranış göstermektedir. Bazı durumlarda, özellikle de toplam plastik gerinim yüzde birkaç seviyesinde olduğunda, lineer pekleşme modeli kullanılabilir. Böyle bir model, (3.103) eşitliğinde ifade edildiği gibidir. Şekil 3.29'da deneysel olarak elde edilmiş bir çekme eğrisiyle, doğrusal pekleşme modeli birlikte gösterilmiştir (Marciniak ve Duncan, 1992).

$$\sigma = \sigma_A + P\varepsilon$$

(3.103)



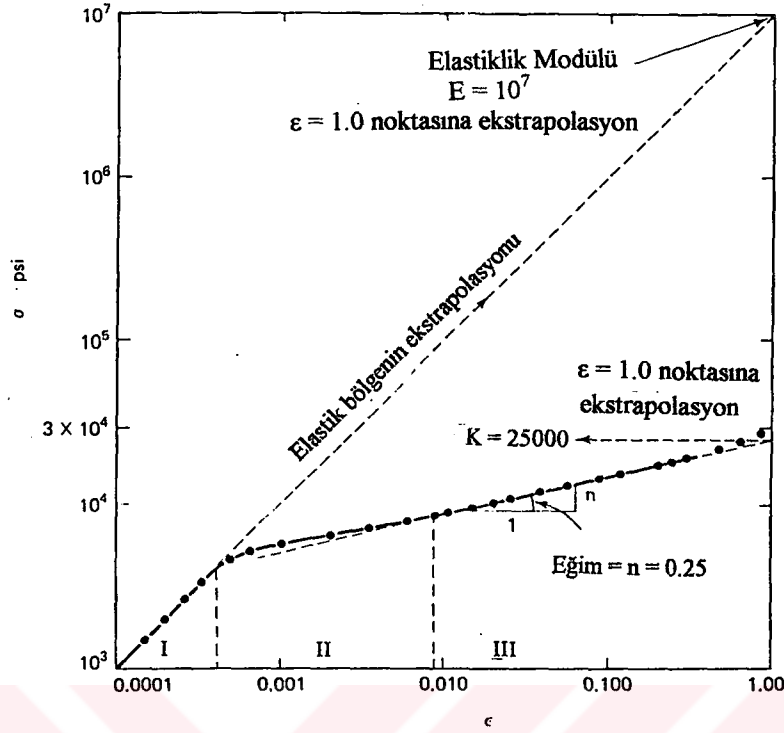
Şekil 3.29 Doğrusal pekleşme modelinin deneysel çekme eğrisiyle birlikte gösterimi (Marciniak ve Duncan, 1992)

Saclarda en yaygın olarak kullanılan pekleşme modeli $\sigma = K \varepsilon^n$ olmakta ve gerçeğe oldukça yakın sonuçlar vermektedir. Caddell ve Sowerby (1963), 1100-0 alüminyum malzemeden elde edilmiş bir gerçek gerinim-gerilme eğrisini logaritmik skalada ifade etmiştir (Şekil 3.30).

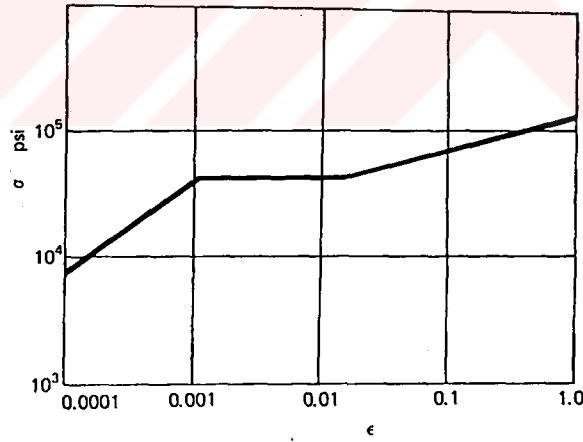
Şekil 3.30'daki I. Bölge elastik bölgedir ve bölgeyi karakterize eden doğru Hook kanunu ile elde edilmektedir ($\sigma = E \varepsilon$). Logaritmik sistemde sıfır-sıfır başlangıç noktası olmadığından, bu bölgedeki doğru belli bir sonlu değerden başlamak durumundadır. Gerçek skalada bu doğrunun eğimi elastiklik modülünü (E) vermesine rağmen, logaritmik skalada koordinat eksenleri ile 45° açı yapacak şekilde olmak durumundadır. Doğrunun ekstrapolasyonu sonucunda, $\varepsilon = 1.0$ noktasındaki gerilme değeri elastiklik modülünü ifade etmektedir. Bu yaklaşım (3.104) eşitliği ile daha iyi anlaşılmaktadır. Bu eşitlik, aynı zamanda Hook kanununu da sağlamaktadır (Hosford ve Caddell, 1983). Bir başka deyişle, logaritmik skalada elastik doğrunun eğimi 1 olduğundan, $n = 1$ için malzemenin katı elastik olduğu sonucu çıkmaktadır.

$$\sigma = E \varepsilon^{1.0} \text{ (elastik - Bölge 1)} \quad (3.104)$$

Şekil 3.30'daki II. Bölge, elastikten tümüyle plastik bölgeye geçiş bölgesi olup, çoğu sünek malzemede tipik bir görünümdür. Tavlanmış düşük karbonlu çelik gibi malzemelerde belirgin bir akma meydana geldiğinden bu bölge, Şekil 3.31'deki gibi elde edilmektedir. III. Bölge ise, tümüyle plastik bölge olup, malzemenin kopmasına kadar işaretlenmiş noktalar burada bir doğru meydana getirmektedir. Bu doğrunun eğimi pekleşme üsteli (n) olmakta ve doğrunun $\varepsilon = 1.0$ noktasına ekstrapole edilmesi ile dayanım katsayısı (K) elde edilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.30 1100-0 alüminyumun tek eksenli çekmedeki gerçek gerinim-gerçek gerilme davranışının logaritmik koordinatlardaki gösterimi (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 3.31 Tavlanmış düşük karbonlu çeliğin tek eksenli çekmedeki gerçek gerilme - gerçek gerinim davranışının logaritmik skaladaki gösterimi (Hosford ve Caddell, 1983)

3.8 Plastik dengesizlik ve boyunlanma

Plastik dengesizlik, artan bir yük ile süregelen bölgenin sona erip, yük düşümünün başladığı nokta olarak tanımlanmaktadır. Yükleme durumuna veya gerilme haline göre, dengesizliğin başlangıç şartları da farklılık göstermektedir. Bununla birlikte, kesitteki boyunlanmanın başladığı noktada yük artımı $dF = 0$ olmak durumundadır (Dieter, 1988).

3.8.1 Tek eksenli çekmede plastik dengesizlik ve boyunlanma

Tek eksenli çekmedeki üniform deformasyon sahasında, yükün artımı ile birlikte kesit üniform olarak daralma göstermektedir. Malzemenin pekleşmesinden dolayı yükün artımı nominal gerilmede artıma, bu artımla beraber kesitin küçülmesi de gerçek gerilmede daha büyük bir artıma neden olmaktadır. Malzemenin pekleşmesi, kesitin yük taşıma kapasitesinin artırmaktadır. Gerçek metallerde yüklemenin belli bir noktasında, numunedeki zayıf bir bölgede kesit daralması diğer bölgelerden daha ileri gitmekte ve bu noktadan sonra yük düşümü başlamaktadır. Bu nokta, üniform deformasyonun sona erdiği plastik dengesizlik noktasıdır. Bu noktada, malzemenin pekleşmesi sonucu kesitin yük taşıma kapasitesindeki artım, kesit daralmasının gerisinde kalmakta ve boyunlanma adı verilen oluşum başlamaktadır. Bununla birlikte, kesit küçülmesi nedeniyle gerçek gerilme artımına devam etmektedir. Boyunlanma, saclarda önce yayılı, sonra da lokal olarak iki kısımda ortaya çıkmaktadır. Bu boyunlanmaların başladığı noktalar, n değerinin birer fonksiyonu olmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983; Dieter, 1988).

Yükün maksimum olduğu noktada yük artımı sıfırdır ($dF = 0$). Tek eksenli çekmede bu durumu, efektif gerilme ve efektif gerinim ile ifade etmek daha açıklayıcı olmaktadır. Plastik dengesizliğin başlangıç noktasında $dF = 0$ esası, $F = \bar{\sigma} A$ bağıntısının kullanılmasıyla (3.105) eşitliğindeki hali alır.

$$dF = \bar{\sigma} dA + Ad\bar{\sigma} = 0 \quad (3.105)$$

Hacim sabitliğine göre $d\bar{\epsilon} = \frac{d\ell}{\ell} = \frac{dA}{A}$ olduğundan, bu bağıntının da kullanılması ile (3.106) eşitliği elde edilir.

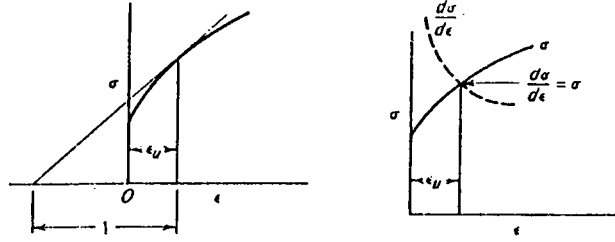
$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \bar{\sigma} \quad (3.106)$$

Malzemenin gerilme - gerinim davranışının $\sigma^n = K \bar{\epsilon}^n$ şeklinde ifade edildiği varsayılırsa, sonuçta (3.107) eşitliği elde edilir.

$$\bar{\epsilon} = n \quad (3.107)$$

Yükün maksimum olduğu noktadaki gerinim maksimum üniform gerinim olduğundan, $\epsilon_u = n$ olarak belirtilmektedir. Buradan, plastik dengesizliğin veya yayılı boyunlanmanın, maksimum üniform geriniminin n değerine eşit olması ile başladığı sonucuna varılmaktadır. Ayrıca

(3.106) eşitliğinden, gerçek gerinim-gerçek gerilme eğrisinin maksimum yükteki eğiminin, bu noktadaki gerçek gerilmeye eşit olduğu da görülmektedir (Şekil 3.32) (Dieter, 1988).

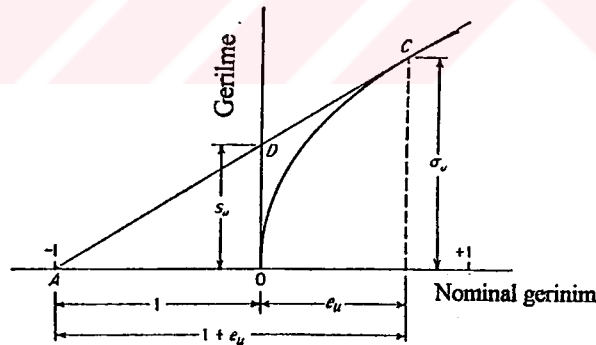


Şekil 3.32 Boyunlanma kriterinin grafiksel olarak yorumlanması (Dieter, 1988)

Considère (1885), bir gerçek gerinim - gerçek gerilme koordinat sisteminde (Şekil 3.33) çekme eğrisini yorumlamıştır. Bu durumda, Şekil 3.33'te yükün maksimum olduğu noktada eğrinin eğimi, (3.108) eşitliği ile hesaplanmaktadır.

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \frac{\sigma}{1+e} \quad (3.108)$$

Bu noktadaki teğetin gerilme eksenini kestiği nokta (D), malzemenin çekme dayanımı (S_u) olmaktadır (Dieter, 1988).

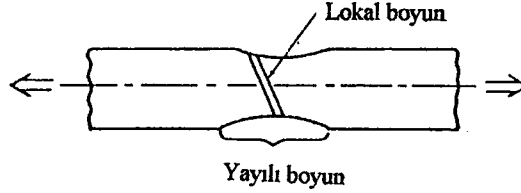


Şekil 3.33 Considère'nin (1885) maksimum yükün oluştuğu noktayı belirlemeye yönelik grafiksel yaklaşımı (Dieter, 1988)

Tek eksenli çekme davranışının $\sigma = K \epsilon^n$ bağıntısına uyduğu malzemelerde, maksimum yükte $\epsilon_u = n$, $F_{max} = S_u \cdot A_0$ ve $A_u/A_0 = \exp(\epsilon_u)$ olduğundan malzemenin çekme dayanımı, K ve n türünden (3.109) eşitliğindeki gibi ifade edilebilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

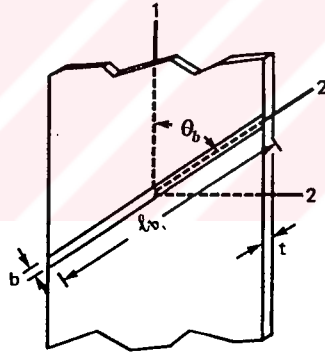
$$S_u = K \left(\frac{n}{e} \right)^n \quad (3.109)$$

Tek eksenli çekme deneyinin, sünek kopma gösteren sac malzemelere uygulanması ile önce yayılı boyunlanma, sonrasında da lokal boyunlanma oluşmaktadır. Bu boyunlanmalar ile birlikte numunenin azımsanmayacak miktarlarda daha uzama gösterdiği de bilinmektedir. Bir çekme deneyinde oluşan yayılı ve lokal boyun, Şekil 3.34'te görülmektedir (Dieter, 1988).



Şekil 3.34 Bir çekme numunesinde ortaya çıkan yayılı ve lokal boyunlanma (Dieter, 1988)

Lokal boyunlanmanın oluşumu da n değerinin bir fonksiyonu olmaktadır. Şekil 3.35'te bir lokal boyun geometrisi görülmektedir. Çekme yönü 1 ve boyunlanma yönü 2' olarak gösterilmektedir. Boynun genişliği b , uzunluğu ise l_b olarak belirtilmiştir. Lokal boyun, çekme yönü ile θ_b açısında oluşmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.35 Bir lokal boyun boyutları ve koordinat eksenleri (Hosford ve Caddell, 1983)

Lokal boyun oldukça dar olduğundan, boyna paralel gerinim sıfır olmak durumundadır ($d\varepsilon_2=0$). Bu gerinim, $d\varepsilon_1$ ve $d\varepsilon_2$ ile ilgili olduğundan, gerinim dönüşümü yapılarak (3.110) eşitliği elde edilir.

$$d\varepsilon_2' = d\varepsilon_1 \cos^2\theta + d\varepsilon_2 \sin^2\theta = 0 \quad (3.110)$$

Malzemenin izotropik olduğu varsayılırsa, $d\varepsilon_2 = d\varepsilon_3 = -d\varepsilon_1/2$ oranı kullanılarak, lokal boyunlanmanın oluşum açısı $\theta_b = 54^\circ 44'$ olarak elde edilir. Malzeme anizotropik ise, $d\varepsilon_2/d\varepsilon_3 = R$ veya $d\varepsilon_2/d\varepsilon_1 = R/(R+1)$ bağıntıları yardımıyla elde edilen (3.111) eşitliği ile θ_b açısı hesaplanabilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992).

$$\theta_b = \arctan \left(\sqrt{(R+1)/R} \right) \quad (3.111)$$

Boynun kesit alanı $A' = \ell_b t$ olduğundan ve ℓ_b sabit olduğundan, $dA'/A' = dt/t = d\varepsilon_3$ olarak ifade edilebilir. Çekme yönüne dik olan kesit alanı $A = A' \sin\theta_b$ ve θ_b açısı sabit olduğundan, (3.112) eşitliği ortaya çıkar.

$$\frac{dA}{A} = \frac{dA'}{A'} = d\varepsilon_3 \quad (3.112)$$

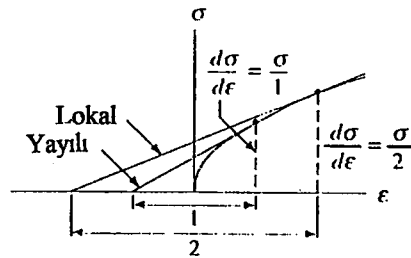
Lokal boyunlanma sadece $d\varepsilon_2 = 0$ sınırlaması altında meydana geldiğinden ve $F = \sigma_1 A$ olduğundan, yayılı boyun için geçerli olan kriter bu durumda da geçerli olmaktadır ($dF = 0 = \sigma_1 dA + A d\sigma_1$). Bu bağıntının lokal boyunlanma için yeniden düzenlenmesiyle ve izotropik durumda $d\varepsilon_3 = d\varepsilon_1/2$ olduğunun gözönüne alınmasıyla, (3.113) eşitliği elde edilir.

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{-dA}{A} = -d\varepsilon_3 = \frac{d\varepsilon_1}{2} \quad (3.113)$$

Malzemenin $\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n$ modeline uyduğu kabul edilirse, (3.113) eşitliğinden (3.114) eşitliği elde edilmektedir.

$$\varepsilon_1 = 2n \quad (3.114)$$

Buradan elde edilen sonuç, tek eksenli çekme halinde yayılı boyunlanma $\varepsilon_1 = n$ durumunda oluşurken, lokal boyunlanma $\varepsilon_1 = 2n$ değerinde ortaya çıkmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983). Tek eksenli çekmede yayılı ve lokal boyunlanma kriterleri, Şekil 3.36'da grafiksel olarak birlikte gösterilmiştir (Mielnik, 1992). Malzemenin anizotropik olması durumunda $d\varepsilon_3 = -d\varepsilon_1/(R+1)$ oranı söz konusu olduğundan, lokal boyunlanma $\varepsilon_1 = (R + 1)n$ şartında gerçekleşmek durumundadır.

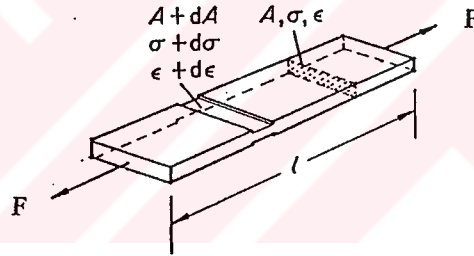


Şekil 3.36 Tek eksenli çekmede izotropi halinde yayılı ve lokal boyunlanma kriterleri (Mielnik, 1992)

3.8.2 Tek eksenli çekmede süreksizlik faktörü ve üniform deformasyona etkisi

Tek eksenli çekme analizlerinde, malzeme özelliklerinin ve numune boyutlarının homojen olduğu varsayılarak, maksimum üniform gerinimin n değerine eşit olduğu gösterilmiştir. Gerçek malzemeler homojen değildir çünkü numunenin ölçme boyu içinde ufak da olsa boyutsal değişimlerle birlikte, malzemenin tane büyüklüğü, tekstür gibi özelliklerinde de farklılıklar olabilmektedir. Bunların etkisini inceleyebilmek için bir süreklilik (inhomojenite) faktörü (f), (3.115) eşitliğindeki gibi tanımlanmaktadır. Bu eşitlikte, numunede kesit farklılığı gösteren iki bölgenin (i ve h) başlangıçtaki kesit alanları oranlanmıştır (Şekil 3.37). Süreksizlik ifade eden i bölgesi, bir boyun olarak da düşünülebilir (Mielnik, 1992). Homojen bölgenin alanı A , maruz kaldığı gerilme σ ve maruz kaldığı gerinim ϵ iken, süreksizlik teşkil eden bölgede bu büyüklükler $A + dA$, $\sigma + d\sigma$ ve $\epsilon + d\epsilon$ olmaktadır (Marciniak ve Duncan, 1992).

$$f = (A_i / A_h)_0 \quad (A_i < A_h) \quad (3.114)$$



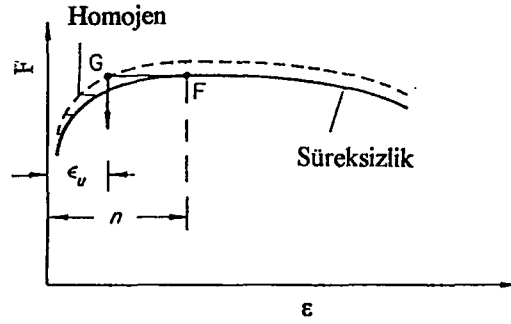
Şekil 3.37 Boyutsal süreksizlik gösteren bir çekme numunesi (Marciniak ve Duncan, 1992)

Homojen ve süreksizlik gösteren alanların taşıdığı yük birbirine eşittir ($A_i \sigma_i = A_h \sigma_h$). Malzemenin $\sigma = K\epsilon^n$ kuralına uyması durumuna (3.115) eşitliği elde edilir.

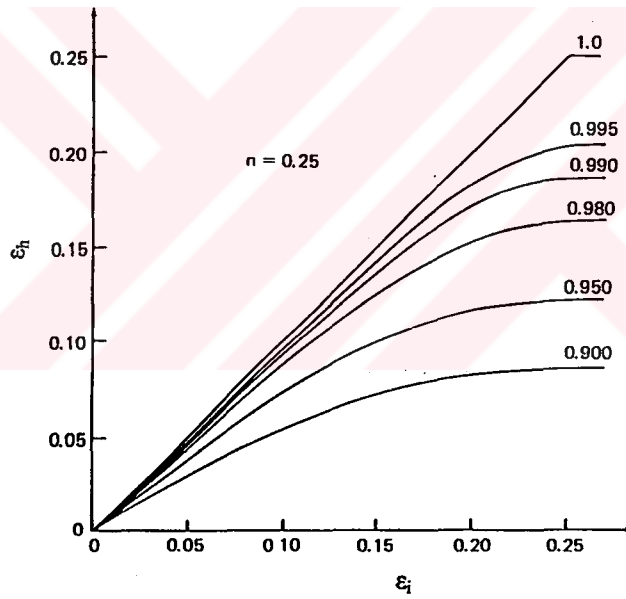
$$f \epsilon_i^n \exp(-\epsilon_i) = \epsilon_h^n \exp(-\epsilon_h) \quad (3.115)$$

Şekil 3.38'de, homojen ve süreksizlik gösteren bölgedeki gerinim – yük eğrilerinden, homojen bölgedeki maksimum gerinimin ($\epsilon_h^* = \epsilon_u$), süreksizlik arz eden bölgedekinden ($\epsilon_i = n$) daha düşük bir seviyede kaldığı açıkça görülmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992). Belli bir f ve n değeri için (3.115) eşitliği, ϵ_h değeri ϵ_i 'nin bir fonksiyonu olacak şekilde çözülebilirken, ϵ_i en fazla n değerini alabilmektedir. Şekil 3.39'da, $n = 0.25$ için f 'e göre ϵ_i ve ϵ_h 'in değişimi görülmektedir. f değerinin 1'e yaklaşmasıyla ϵ_h da ϵ_i 'ye yaklaşmaktadır ($n = 0.25$ değerine kadar). Bu demektir ki, $f = 1$ olduğu durumda maksimum üniform gerinim n

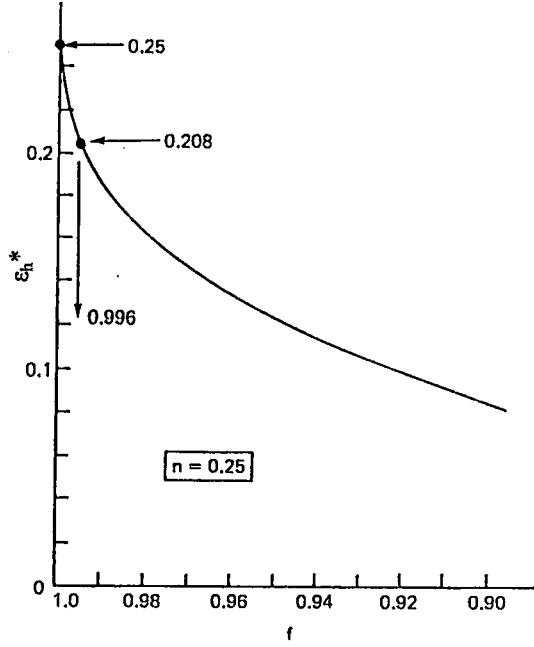
değerine eşit olmaktadır, gerçekteki gibi $f < 1$ olması halinde üniform bölgedeki gerinim daha küçük bir ϵ_h^* değerinde doymaktadır. Şekil 3.40'da ise, yine $n = 0.25$ olması durumunda f ile ϵ_h^* değerinin değişimi görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.38 Bir tek eksenli çekme numunesinde homojen ve süreksizlik gösteren bölgelerdeki gerinim-yük eğrileri (Marciniak ve Duncan, 1992)



Şekil 3.39 Çeşitli f değerleri için süreksizlik arz eden bölge ile homojen bölgedeki gerinimlerin değişimi ($n=0.25$ için) (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 3.40 Sınır üniform gerinimin (ϵ_h^* veya ϵ_u^*) f ile değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)

3.8.3 İki eksenli çekmede plastik dengesizlik ve boyunlanma

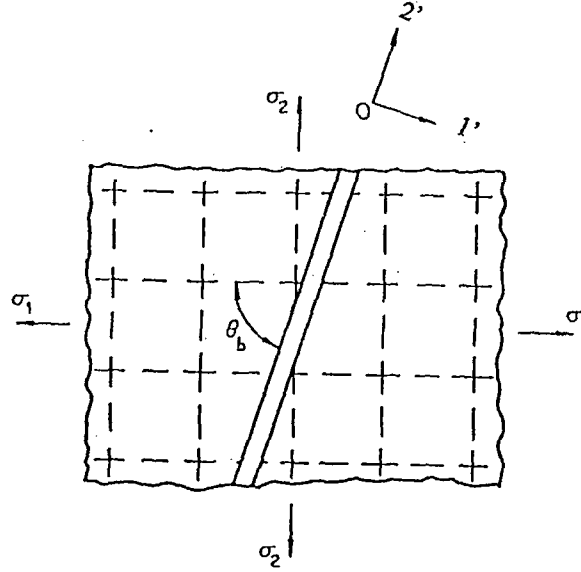
Sac şekillendirme işlemlerinin çoğunda iki eksenli gerilme hali söz konusu olmaktadır. Bir küresel stampa altında, sacların germe ile şekillendirilmesi işlemlerinde, tek eksenli çekmede yayılı boyunlanma gibi, bir bölgedeki deformasyonun ileri gitmesi demek; bu bölgenin incelenmesi ve buna bağlı olarak alanının artması, sonuçta da küresel formun dışına bir kubbe gibi taşınması demektir. Halbuki gerçek proseslerde gerinim dağılımı, takımlar tarafından belirlenen sac yüzeyine uyumlu olmalıdır. Bu durumda, gerinimin bir bölgede hızlanması ile, tüm bölgelerdeki deformasyonun takım formuna uyumlu hale gelmesi için yükleme yolu değişmek zorundadır. Bu nedenle germe işlemlerinde oluşan yayılı boyunlanma, tek eksenli çekmedeki gibi, sac şekillendirilebilirliğini sınırlandırmaz (Marciniak ve Duncan, 1992).

Swift (1952), yayılı boyunlanmanın (3.116) eşitliğinin sağlanması durumunda oluşacağını belirtmiştir. Bu eşitlik, $\beta = (2\alpha - 1)/(2 - \alpha)$ dönüşümü yapılarak, α türünden de yazılabilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\epsilon_1^* = \frac{2n(1 + \beta + \beta^2)}{(\beta + 1)(2\beta^2 - \beta + 2)} \quad (3.116)$$

İki eksenli çekmede lokal boyunlanma ise, sacdaki tüm gerinim dağılımını etkilemeyecek şekilde oluşmaktadır. Şekil 3.41'de görülen iki eksenli çekme halinde bir lokal boyunlanma,

tipik olarak sac yüzeyinde oluk şeklinde meydana gelir ve sünek saclarda şekillendirme esnasında yırtılmanın ana nedenidir (Marciniak ve Duncan, 1992).



Şekil 3.41 İki eksenli çekmede oluşan lokal boyunlanma (Marciniak ve Duncan, 1992)

Tek eksenli çekmede olduğu gibi, $2'$ yönünde bir deformasyonun olmadığı kabulünden yola çıkılarak ve $\beta = \epsilon_2/\epsilon_1$ oranı kullanılarak, (3.110) eşitliğinden (3.117) eşitliği elde edilir Lokal boyunlanma açısı (θ_b) belirlenir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\theta_b = \arctan \frac{1}{\sqrt{-\beta}} \quad (3.117)$$

Tek eksenli çekme ($\beta = 1/2$ ve $\alpha = 0$) için, $\theta_b = 54^\circ 44'$ olarak buradan da hesaplanabilir. Tek eksenli çekme halinden itibaren ikinci asal gerilme (σ_2) etkinlik kazandıkça, θ_b açısı büyümektedir. Bu durum $-0.5 < \beta \leq 0$ ve $0 < \alpha \leq 0.5$ hali için geçerlidir. Öyle ki, düzlemsel gerinim halinde ($\beta = 0$ ve $\alpha = 0.5$), $\theta_b = 90^\circ$ olarak hesaplanır. Çekme - çekme (germe) bölgesi olarak ifade edilen, $0 < \beta \leq 1$ ve $0.5 < \alpha \leq 1$ aralıklarının geçerli olduğu bölgede veya diğer bir ifadeyle ϵ_2 'nin pozitif olduğu bölgede, (3.117) eşitliğine göre θ_b tanımsız olmaktadır. Buradan, ϵ_2 'nin pozitif olduğu bölgelerde fiziksel olarak herhangi bir lokal boyunlanmanın oluşmadığı sonucu çıkmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).

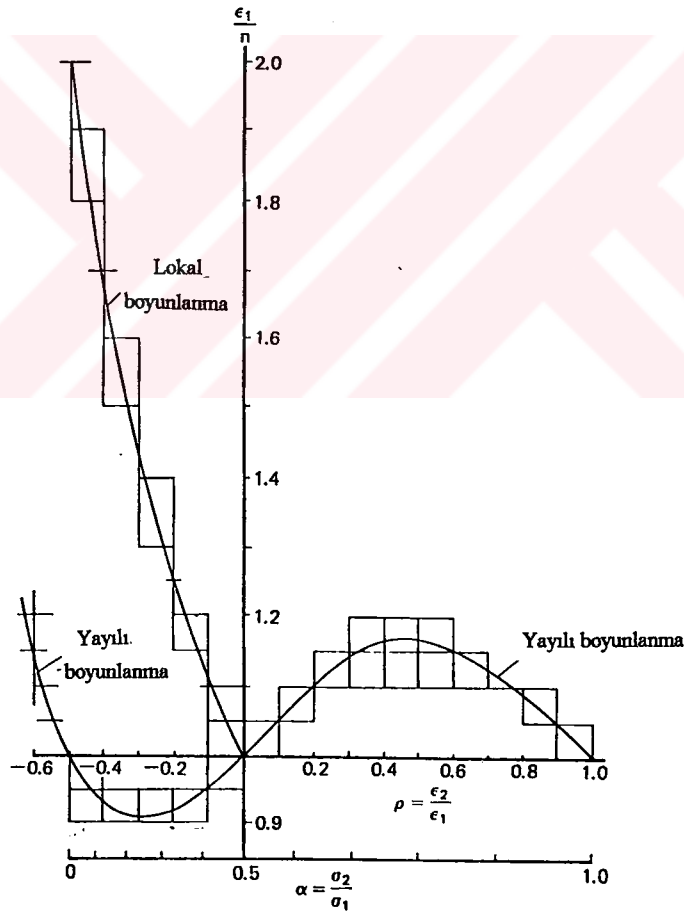
İki eksenli çekmede lokal boylanma kriterini elde etmek için (3.113) eşitliği yeniden düzenlenerek, (3.118) eşitliği elde edilir.

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = -\frac{dA}{A} = -d\epsilon_3 = (1 + \beta)d\epsilon_1 \quad (3.118)$$

Malzemenin gerinim-gerilme davranışının $\sigma_1 = K \epsilon_1^n$ eşitliği ile ifade edildiği kabul edilirse, iki eksenli çekmedeki lokal boyunlanma kriteri, (3.119) eşitliği ile belirtilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\epsilon_1^* = \frac{n}{1+\beta} \quad (3.119)$$

İki eksenli çekme hali için yayılı ve lokal boyunlanma kriteri, α ya da β ve ϵ_1/n eksenleri üzerinde, Şekil 3.42'de gösterilmiştir. Boyunlanma açısı (θ_b), ϵ_2 'nin pozitif olduğu durumlarda tanımsız olduğundan, lokal boyunlanma için diyagramın sağ tarafındaki eğri çizilememektedir. Şu unutulmamalıdır ki, yayılı ve lokal boyunlanma için verilmiş bu kriterler, yüklemde sabit bir α veya β değerinin korunması halinde geçerli olmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.42 Yayılı ve lokal boyunlanma için, sabit α veya β değerlerindeki kritik gerinimler (Hosford ve Caddell, 1983)

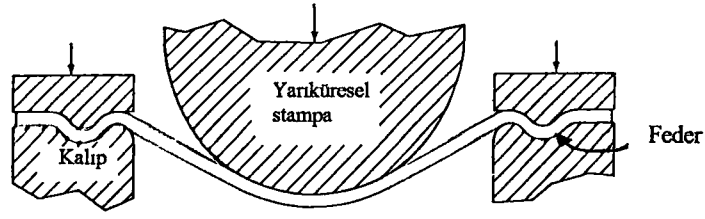
Gerçek proseslerde $\beta = \epsilon_2/\epsilon_1$ oranı sabit kalsa bile, artımsal gerinim oranını ($\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$) sabit tutmak çok güçtür. Marciniak'a (1965) göre bunun nedeni, gerçek saclarda tane

büyükliğünde, tekstürde, alaşım elementlerinde veya sac kalınlığında lokal farklılaşmalar sonucu bir süreksizliğin (inhomojenite) bulunmasıdır. Bu süreksizlikler, sacda 2 yönüne paralel zayıf bir bölge veya çukur (oluk, kanal) şeklinde ortaya çıkmaktadır (Şekil 3.43). Bu çukur, gerçek bir lokal boyun olmamasına rağmen bir boyun olarak gelişebilir. Bu zayıf bölgedeki ϵ_1 gerinimi, dış bölgedekinden daha hızlı artarken, çukurdaki ve dışındaki ϵ_2 gerinimi birbirine eşit olmak durumundadır. Bunun nedeni, çukuru çevreleyen malzemenin sınırlandırmasıdır. Sonuçta gerinim artım oranlarının lokal değeri ($\beta' = d\epsilon_2/d\epsilon_1$) azalmakta ve β' sıfıra eriştiğinde lokal boyunlanma başlamaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.43 İki eksenli çekmede, 2 yönüne paralel oluşan zayıf bölge (çukur)
(Hosford ve Caddell, 1983)

Bir sacın gerilerek şekillendirmesinde, takım geometrisinin de gerinim oranının değişimine etki ettiği ve lokal boyunlanmada rol oynadığı bilinmektedir. Dairesel bir sac levhanın, flanşın kalıp içerisine akışının bir feder sistemiyle engellenecek şekilde bir yarıküresel stampa ile gerildiğini düşünelim (Şekil 3.44). Böyle bir durumda, eğer stampa ve sac arasındaki sürtünme kaymayı önleyecek yeterlilikte ise, sac malzeme üzerindeki bir elemanın stampaya temas etmesiyle bu elemanın deformasyon sona ermektedir. Kalıp ve stampa arasındaki serbest bölge iki eksenli olarak gerileceğinden, radyal yöndeki gerinim (ϵ_1) ve çevresel gerinim (ϵ_2) pozitif değerdedir. Bu bölgedeki bir elemanın, stampayla temasa yaklaşması ile ϵ_2 'nin artım hızı düşmektedir çünkü stampa üzerindeki komşu elemanlar tarafından sınırlandırılmaktadır. Radyal gerinim (ϵ_1) ise sınırlama altında değildir. Böyle bir durumda da $d\epsilon_2 / d\epsilon_1$ oranı sıfıra yaklaşmakta ve sıfır olması durumunda lokal boyun için gereken kriter gerçekleşmiş olmaktadır. Bu türlü şekillendirmelerde düzlemsel gerinim ($d\epsilon_2 = 0$) boyunlanması, stampayla temas çevresi boyunca meydana gelmektedir. Sürtünmenin düşük olduğu durumlarda, kaymanın engellendiği pozisyonlar ve dolayısıyla hasar bölgesi, kürenin merkezine doğru taşınmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.44 Küresel bir stampa ile, yapışma sürtünmesi varsayımı altında bir sacın iki eksenli gerilmesi (Hosford ve Caddell, 1983)

Bir sacın üniform σ_1 ve σ_2 asal gerilmeler altında iki eksenli olarak gerilmesi halinde, iki yöndeki birim genişlik için çekme kuvvetleri, (3.120) eşitlikleri ile hesaplanmaktadır.

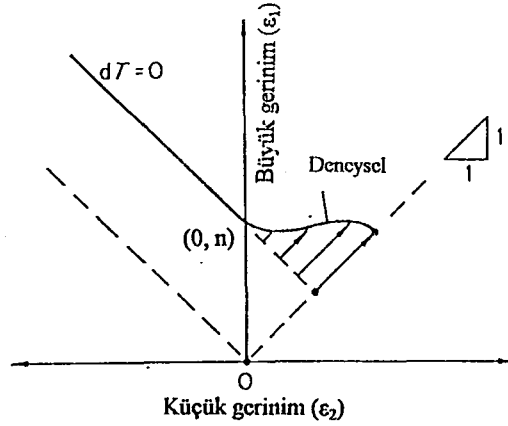
$$T_1 = \sigma_1 t \quad (3.120a)$$

$$T_2 = \sigma_2 t \quad (3.120b)$$

Lokal boyunlanma için $dT_1 = 0$ şartı gerekli olduğundan, (3.121) eşitliği elde edilir.

$$dT_1/T_1 = d\sigma_1/\sigma_1 + dt/t = d\sigma_1/\sigma_1 + d\varepsilon_3 = d\sigma_1/\sigma_1 - (1 + \beta)d\varepsilon_1 = 0 \quad (3.121)$$

Bu denklemin çözülmesi ile, daha önce elde edilmiş olan (3.118) eşitliği ve malzemenin $\sigma = K\varepsilon^n$ kuralına uyduğu varsayımıyla da (3.119) eşitliği yeniden elde edilir. Şekil 3.45'te bir $\varepsilon_2 - \varepsilon_1$ koordinat sistemi üzerinde $dT = 0$ doğrusu görülmektedir. Bu doğru, $\beta = -1/2$ (tek eksenli çekme) için $(-n, 2n)$ noktasını ve $\beta=0$ (düzlemsel gerinim) için ise $(0, n)$ noktasını tarif etmektedir. Şekil 3.45'te, ε_2 'nin de pozitif olduğu germe bölgesi kesik çizgilerle ifade edilirken, deneysel olarak elde edilmiş eğriyle büyük bir farklılaşma gözlenmektedir. Bu farklılık, germe bölgesinde daha büyük gerinimlerde boyunlanmanın meydana geldiğini, bir başka deyişle bu bölgede lokal boyunlanmayı geciktirici birtakım olayların söz konusu olduğunu açıklamaktadır. Şekil 3.45'teki bu eğri, şekillendirme sınır eğrisi olarak da adlandırılmaktadır. Bu eğriler, teorik ya da deneysel olarak bulunabilmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).

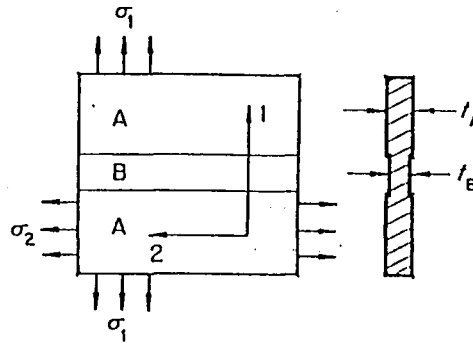


Şekil 3.45 Bir ϵ_2 - ϵ_1 koordinat sistemi üzerinde lokal boyunlanma kriteri ve germe bölgesinde teoriden sapmalar (Marciniak ve Duncan, 1992)

3.8.4 Germe işlemlerinde süreksizlik faktörü ve lokal boyunlanma

Germe ile şekillendirme işlemlerinde, sac kesitinde süreksizlik gösteren bir bölgenin bulunması, lokal boyun oluşumu ile sınırlanan şekillendirilebilirliği önemli ölçüde etkilemektedir. Şekil 3.46'da, iki eksenli olarak gerilen bir sacda, homojen (üniform) bölge A ile, sac kalınlığında süreksizlik gösteren bölge ise B ile sembolize edilmiştir. Bu durumda, başlangıçtaki süreksizlik faktörü, (3.122) eşitliği ile tanımlanır (Marciniak ve Duncan, 1992).

$$f_0 = (t_B / t_A)_0 \quad (3.122)$$



Şekil 3.46 İki eksenli gerilen bir sacda, süreksizlik gösteren bölgenin (B) konumu (Marciniak ve Duncan, 1992)

Sacın iki eksenli gerilmesinde maksimum yükten sonra, süreksizlik arz eden bölgedeki büyük gerinimin (ϵ_1) artım hızı yükseltmekteyken, süreksizliğe paralel yöndeki gerinimler, A ve B bölgeleri için birbirine eşit olmak durumundadır. Bunun nedeni, bu yöndeki deplasmanların birbirine uyumlu olması gerektiğindedir. Bu şart, (3.123) eşitliği ile belirtilmiştir. (Marciniak ve Duncan, 1992).

$$(d\varepsilon_2)_A = (d\varepsilon_2)_B \quad (3.123)$$

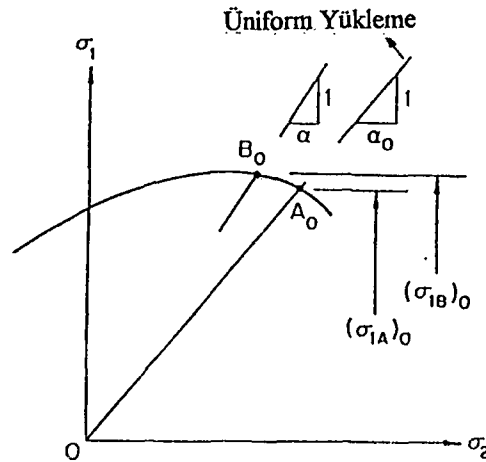
1 yönündeki çekme için denge şartı, (3.126) eşitliğindeki gibidir.

$$T_1 = \sigma_{1A} t_A = \sigma_{1B} t_B \quad (3.124)$$

Başlangıçta $f_0 = (t_B / t_A)_0$ olduğundan, (3.125) eşitliği elde edilir.

$$(\sigma_{1B})_0 = (\sigma_{1A})_0 / f_0 \quad (3.125)$$

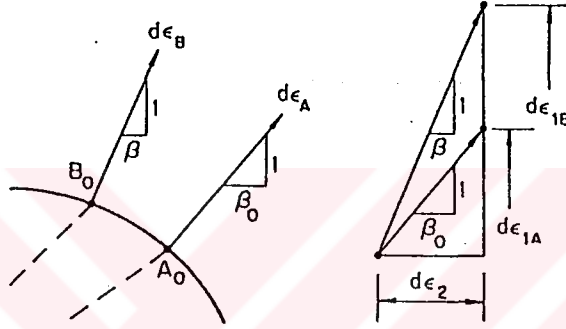
Bu eşitliklerden görüldüğü üzere, deformasyonun başlangıcında $\sigma_{1B} > \sigma_{1A}$ durumu söz konusudur. Şekil 3.47'de görülen eğri, malzemenin başlangıçtaki Von Mises akma düzlemini belirleyen eğridir. Homojen (A) ve süreksizlik arzeden (B) bölgelerindeki gerilmelerin, $1/\alpha_0$ eğiminde bir artım yolu izlediğini varsayalım. $\sigma_{1B} > \sigma_{1A}$ olduğundan dolayı, akma düzlemine ilk olarak süreksizlik gösteren B bölgesi erişmesine rağmen, geometrik şartlardan dolayı bu durum engellenmektedir. Deformasyon, ancak A ve B bölgelerindeki malzemelerin birlikte akma şartına erişmesiyle başlamaktadır ve ancak bu durumda süreksizliğe paralel gerinim artımları birbirlerine eşit olabilmektedir ($d\varepsilon_{2A} = d\varepsilon_{2B}$). Bu demektir ki, akmanın başlangıcında A bölgesinde gerilme oranı $\alpha_0 = (\sigma_{2A} / \sigma_{1B})_0$ olarak kalmakta iken, süreksizlik gösteren B bölgesindeki gerilme oranı $\alpha = (\sigma_{2B} / \sigma_{1B})_0$ değerine saptmakta ve neticede $\alpha_0 > \alpha$ olmaktadır. Buradan da, iki eksenli germe altında, mevcut bir süreksizlik bölgesindeki α ve β oranlarının sabit kalmadığı sonucuna varılmaktadır (Marciniak ve Duncan, 1992).



Şekil 3.47 Deformasyon başlangıcında, A ve B bölgelerindeki α değerlerinin, akma düzleminde birbirlerinden sapması (Marciniak ve Duncan, 1992)

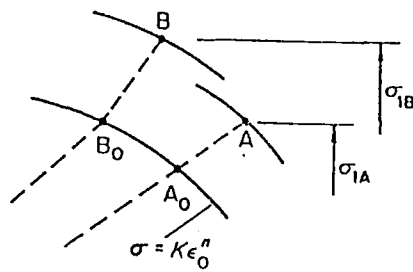
Süreksizlik bölgesinde ve üniform bölgede, 2 yönüne paralel gerinim artımlarının eşit olması ($d\varepsilon_{2A} = d\varepsilon_{2B}$) gerektiği belirtilmiş idi. 1 yönündeki gerinim artımları, α gerilme oranının bu iki

bölgedeki farklılaşmasına ayak uydurmak için birbirlerinden sapmakta ve iki farklı β oranı söz konusu olmaktadır. Bu yöndeki gerinim artım vektörleri, akma düzleminde A_0 ve B_0 noktalarında çizilen teğetlere dik olarak gösterilmektedirler (Şekil 3.48). Hem vektörlerin eğimlerinden, hem de $\beta = (2\alpha-1)/(2-\alpha)$ denkleminde görüldüğü üzere, α değerinin artması ile β değeri de artmaktadır. Dolayısıyla üniform bölgedeki gerinim oranı $[\beta_0 = (d\epsilon_{2A}/d\epsilon_{1A})_0]$, süreksiz bölgedeki gerinim oranından $[\beta = (d\epsilon_{2B} / d\epsilon_{1B})]$ büyük olmaktadır ($\beta_0 > \beta$). Sonuçta, $d\epsilon_{2A} = d\epsilon_{2B}$ olduğundan $d\epsilon_{1A} < d\epsilon_{1B}$ durumu ortaya çıkmakta, yani süreksizlik gösteren bölgede 1 yönündeki gerinim artımı, üniform bölgeye göre daha üst seviyelere erişmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).



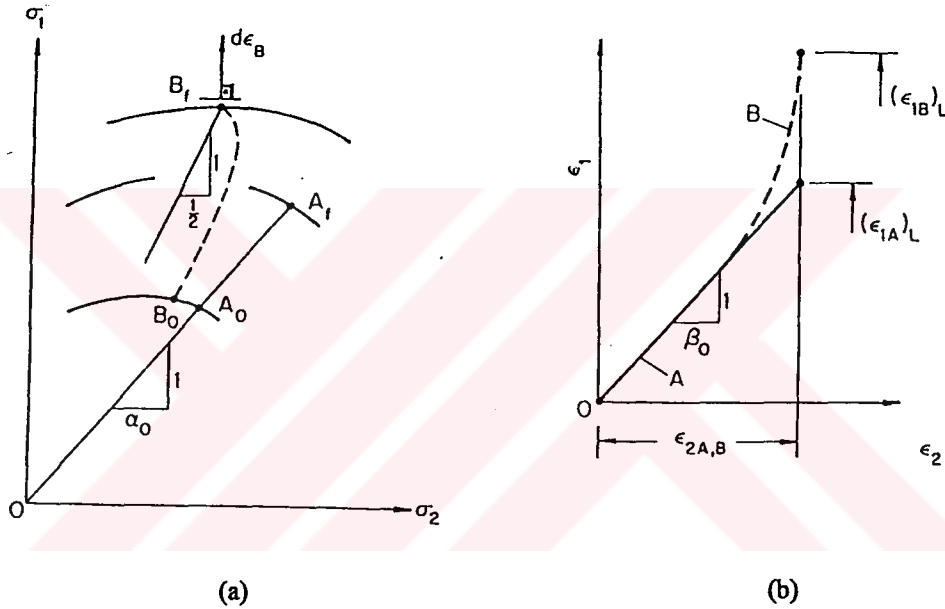
Şekil 3.48 Deformasyonun başlangıcında, A ve B bölgelerindeki β ve $d\epsilon_1$ değerlerinin, akma düzleminde birbirlerinden sapması (Marciniak ve Duncan, 1992)

Bu ilk gerilme ve gerinim artımlarının sonunda süreksizlik bölgesindeki (B) efektif gerinim, üniform bölgeden daha büyük değere ulaştığından, hacim sabitliği esasına göre $|d\epsilon_{3B}| > |d\epsilon_{3A}|$ olarak belirtilebilir. Yani, süreksiz bölge daha da incelerek, süreksizlik derecesi artmaktadır ($t_B/t_A < f_0$). Bu da, $\sigma_{1A}/\sigma_{1B} < (\sigma_{1A}/\sigma_{1B})_0$ eşitsizliğini birlikte getirmektedir. Neticede, ilk artımlar sonucu A ve B bölgeleri, farklı akma düzlemlerinde yer almaktadır (Şekil 3.49).



Şekil 3.49 İlk gerinim artımı sonucu, A ve B bölgelerinin farklı akma düzlemlerine erişmesi (Marciniak ve Duncan, 1992)

A bölgesi sabit bir oranda deforme olurken, B bölgesinin daha fazla deforme olması ve süreksizlik derecesinin büyümesi (süreksiz bölgenin kalınlığının giderek incilmesi) ile sapmalar devam eder. Neticede sacın yırtılma noktasında (A_f , B_f), B bölgesinin izlediği yolun eğimi $1/\beta = \infty$ değerine yani düzlümsel gerinim haline ($\alpha = 1/2$, $\beta=0$) ulaşırken, A bölgesi lineer bir gerilme yolunda yüklenmiş olarak kalmaktadır (Şekil 3.50a). Bu durum, bir ϵ_2 - ϵ_1 koordinat sisteminde de Şekil 3.50b'deki gibi ifade edilebilir. B bölgesindeki gerinimin, A bölgesinden ne kadar fazla olduğu açıkça görülmektedir. Üniform bölgedeki maksimum gerinim değeri olan $(\epsilon_{1A})_L$, şekillendirme sınır gerinimi (büyük gerinim) olarak adlandırılmaktadır (Marciniak ve Duncan, 1992).



Şekil 3.50 Yırtılma anında A ve B bölgesindeki gerilme artım yolları (a) ve gerinim artım yolları (b) (Marciniak ve Duncan, 1992)

Önceki bölümde Şekil 3.45'te görülen şekillendirme sınır eğrisinin çekme - çekme bölgesinde ($d\epsilon_2 > 0$ veya $0 < \beta \leq 1$), teorik lokal boyunlanma kriteri ile deneysel eğrinin birbirinden neden farklılık gösterdiği ve deneysel gerinimlerin teorik değerlerden daha büyük olduğu böylece açıklanmış olmaktadır. Sacda bir süreksizlik bölgesinin bulunması, yırtılmanın teorik gerinimlerden daha büyük değerlerde meydana geldiğini açıklamaktadır.

3.9 Gerinim hızı ve gerinim hızına duyarlılık

Gerinim hızı sac şekillendirme işlemlerinde ve deneylerde oldukça önemli bir parametredir. Çoğu metallerde mekanik özellikler, oluşan gerinim hızına göre farklılık göstermektedir.

3.9.1 Gerinim hızının tanımı

Gerinim hızı, deformasyona uğrayan metallerde anlık gerinim artım hızı olarak tanımlanabilir ve en genel hali ile (3.126) eşitliği ile ifade edilir (Mielnik, 1992).

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} \quad (3.126)$$

Gerilme ve gerinimde olduğu gibi, deformasyona uğrayan bir hacimdeki gerinim hızı bileşenlerini, (3.127) eşitliğinde görüldüğü üzere tansörel olarak ifade etmek mümkündür (Yurci, 1991).

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \begin{vmatrix} \dot{\epsilon}_{xx} & \dot{\epsilon}_{xy} & \dot{\epsilon}_{xz} \\ \dot{\epsilon}_{yx} & \dot{\epsilon}_{yy} & \dot{\epsilon}_{yz} \\ \dot{\epsilon}_{zx} & \dot{\epsilon}_{zy} & \dot{\epsilon}_{zz} \end{vmatrix} \quad (3.127)$$

Üzerinde gerinim hızının herhangi bir kayma bileşeninin olmadığı asal eksenler doğrultusundaki asal gerinim hızları $(\dot{\epsilon}_1, \dot{\epsilon}_2, \dot{\epsilon}_3)$, (3.128) eşitliğindeki kübik denklemin kökleri olmaktadır. Gerinim hızı invariantları da (J_1, J_2, J_3) , gerilme ve gerinim invariantlarına benzer şekilde hesaplanmaktadır (Yurci, 1991).

$$\dot{\epsilon}^3 - J_1 \dot{\epsilon}^2 - J_2 \dot{\epsilon} + J_3 = 0 \quad (3.128)$$

Plastik şekil değiştirmede hacim sabitliği söz konusu olduğundan, asal gerinim hızlarının toplamı, (3.129) eşitliğindeki gibi sıfır olmak durumundadır.

$$\dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2 + \dot{\epsilon}_3 = 0 \quad (3.129)$$

Gerinim hızının, yükleme veya deformasyon hızı (v) ile karıştırılmaması gerekir. Tek eksenli bir çekme deneyi gözönüne alınırsa, numunenin başlangıçtaki ölçme uzunluğu L_0 ve çekme hızı $v_{\text{çek}}$ olduğuna göre, nominal gerinim hızı $(\dot{\epsilon})$ (3.130) eşitliği ile hesaplanmaktadır. Deformasyonun herhangi bir safhasında ölçme uzunluğu L değerine ulaştığında, bu noktadaki gerçek gerinim hızı $(\dot{\epsilon})$ ise (3.131) eşitliği ile hesaplanır. Deformasyonun sabit çekme hızı altında artması ile $\dot{\epsilon}$ azalmaktadır (Gillis ve Gross, 1985).

$$\dot{\epsilon} = \frac{v_{\text{çek}}}{L_0} \quad (3.130)$$

$$\dot{\epsilon} = \left(\frac{L_0}{L} \right) \dot{\epsilon} = \frac{v_{\text{çek}}}{L} \quad (3.131)$$

3.9.2 Gerinim hızına duyarlılık

Gerinim hızı, malzemenin belli bir gerinimdeki dayanımını etkileyebilmektedir ve bu durum oda sıcaklığında (3.132) eşitliği ile özetlenmiştir (Gillis ve Gross, 1985).

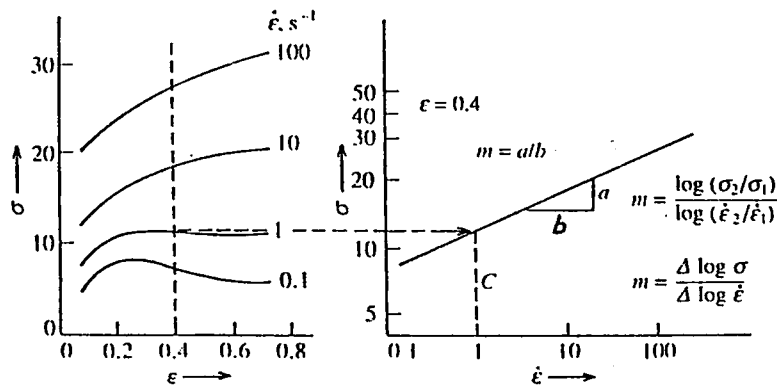
$$\sigma = f(\epsilon, \dot{\epsilon}) \quad (3.132)$$

Gerinim hızının değişimi ile dayanımı da değişen malzemeler gerinim hızına duyarlı malzemelerdir ve bu duyarlılık sıcaklık ile oldukça etkinleşebilmektedir. Gerinim hızıyla gerilme arasındaki ilişki, (3.133) eşitliği ile belirtilmiştir. Bu eşitlikteki m gerinim hızına duyarlılık üsteli, C ise dayanım sabitidir. Bu bağıntı sıcaklık ve gerinimin bir fonksiyonu olarak düzenlenmiştir (Mielnik, 1992).

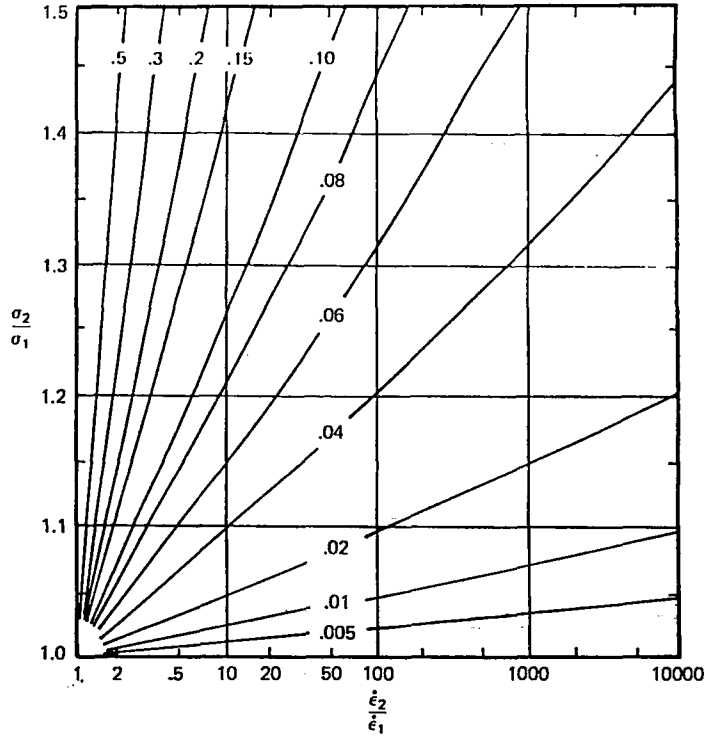
$$\sigma = C \dot{\epsilon}^m |_{T, \epsilon} \quad (3.133)$$

Bu eşitlikten anlaşıldığı üzere, sabit sıcaklıkta ve gerinimde, artan m değerleri ile gerilmedeki değişimler artmaktadır. Eğer m pozitif ise hız ile birlikte gerilme artmakta, m negatifse azalmaktadır. Gerinim hızına duyarlılık üsteli, sabit bir gerinim değerinde gerinim hızı ile gerilmedeki değişimi logoritmik skalada veren doğrunun eğimine eşittir (Şekil 3.51) ve (3.134) eşitliği ile hesaplanmaktadır (Mielnik, 1992). Gerinim hızındaki değişimin gerilmeye etkisi, farklı m değerleri için Şekil 3.52'de görülmektedir.

$$m = \frac{\log(\sigma_2 / \sigma_1)}{\log(\dot{\epsilon}_2 / \dot{\epsilon}_1)} \quad (3.134)$$

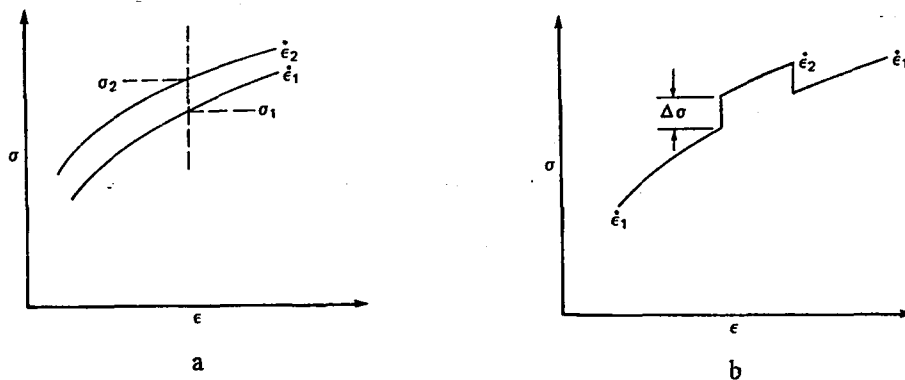


Şekil 3.51 Logoritmik skalada $\dot{\epsilon} - \sigma$ ilişkisini ifade eden doğrudan, m ve C değerinin belirlenmesi (Mielnik, 1992)



Şekil 3.52 Farklı m değerlerinde, gerinim hızındaki artışın gerilmedeki artışa etkisi (Hosford ve Caddell, 1983)

Gerinim hızına duyarlılık üsteli, bir tek eksenli çekme deneyinde iki yöntemle belirlenebilir. Birinci yöntemde, farklı hızlarla yapılan çekme deneylerinin verdiği sürekli eğrilerden, belli bir gerinimdeki gerilme artımı belirlenerek m hesaplanır (Şekil 3.53a). İkinci yöntemde ise, belli bir gerinimde ani hız artımı ile gerilmedeki değişim belirlenerek m değeri hesaplanabilir (Şekil 3.53b). Birinci yöntemden hesaplanan m değerleri, ikinci yöntemden hesaplanana göre daha büyük çıkabilmektedir, çünkü artan gerinim hızı bir miktar pekleşme getirmektedir. Bununla birlikte, m 'in aynı numuneden belirlendiği ikinci yöntem daha kullanışlı ve avantajlıdır (Hosford ve Caddell, 1983; Mielnik, 1992; Hosford, 1992).



Şekil 3.53 Farklı hızlarla yapılan çekme deneyleri ile (a) ve bir çekme deneyinde ani hız artımı ile (b) m değerinin hesaplanması (Mielnik, 1992)

Bundan önceki bölümlerde, bir malzemenin gerinim-gerilme davranışına (pekleşme modeline) değinirken gerinim hızını hesaba katılmamıştı. Yapılan araştırmalarda, n değerinin artan gerinim hızı ile, m değerinin ise artan gerinimle düştüğü gözlenmiştir. Malzemenin belli bir gerinimdeki gerinim hızına duyarlılığı m' olarak belirtilirse ortaya çıkan yeni model, (3.135) eşitliğinde ifade edilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\sigma = m' \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} + D \quad (3.135)$$

Bu eşitlikte D , gerinim hızına bağlı olmayan ve $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$ olması durumunda hıza duyarsız fakat deformasyon ile artan gerilmeye eşit bir fonksiyondur. $D = K' \epsilon^n$ olarak kabul edilirse, (3.136) eşitliği elde edilir.

$$\sigma = m' \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} + K' \epsilon^n \quad (3.136)$$

Pekleşme üsteli, en genel haliyle $n = (d\sigma/d\epsilon)/(\sigma/\epsilon)$ olarak tanımlanmıştır. Buna göre (3.137) eşitliği elde edilmektedir.

$$n = n' / \left[\frac{m' \ln(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)}{K' \epsilon^n} + 1 \right] \quad (3.137)$$

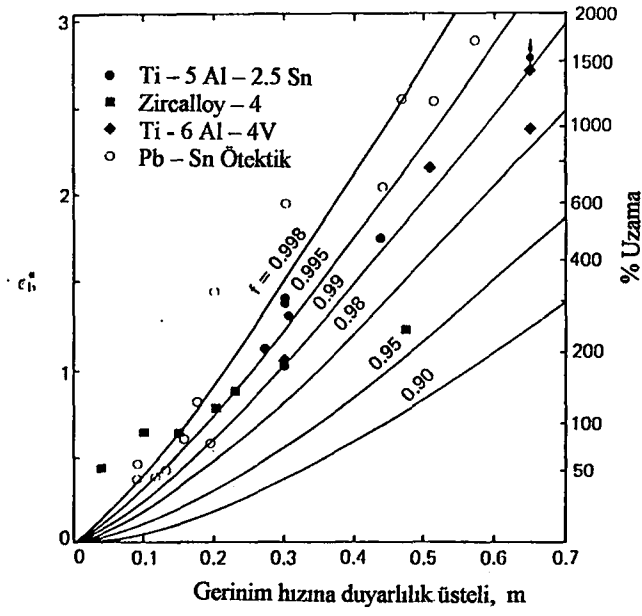
Eğer n' ve m' sabitse, artan gerinim hızı ile n değeri azalmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).

3.9.3 Gerinim hızına duyarlılığın ve süreksizlik faktörünün üniform deformasyona etkisi

Daha önceki bölümlerde gerinim hızını hesaba katmadan, bir süreksizlik faktörünün üniform deformasyona etkisi açıklanmıştı. Gerinim hızına duyarlı bir malzemenin tek eksenli çekilmesi durumunda, kesitte bir süreksizlik mevcut ve büyüklüğü $f = (A_i / A_h)_0$ ise, homojen bölgede sınır gerinim ($\epsilon_h^* = \epsilon_u$) (3.138) eşitliği ile hesaplanabilir. Buradaki süreksizlik bir boyunlanma olarak da düşünülebilir.

$$\epsilon_h^* = -m \ln(1 - f^{1/m}) \quad (3.138)$$

Bu eşitlikten de görüldüğü gibi artan m değerleri ile homojen bölgedeki gerinim yani üniform gerinim artmaktadır. Bu durum, değişik malzemelere uygulanan deneylerden elde edilen sonuçlara göre, değişik süreksizlik faktörleri için Şekil 3.54'te görülmektedir. Artan süreksizlik derecesi, üniform bölgedeki sınır gerinimlerin düşmesine neden olmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 3.54 Değişik m ve f değerlerinde üniform bölgedeki sınır gerinimler ve buna karşılık gelen kopmada uzama yüzdeleri (Hosford ve Caddell, 1983)

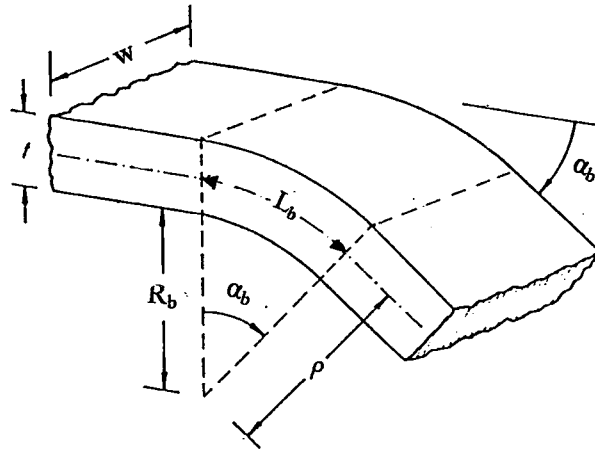
4. SAC ŞEKİLLENDİRME YÖNTEMLERİ

Sac şekillendirme, sac malzemeyi bir çatlama, yırtılma ve aşırı bir lokal inceleme olmaksızın, istenen şekle sahip bir parça haline getirme işlemi veya işlemleridir. Sac şekillendirme, en genel haliyle bükme (eğme), germe, derin çekme, sıvama gibi yöntemler olmaktadır, özel bazı şekillendirme yöntemleri de mevcuttur. Çoğu sac parçanın imalatında, parçanın değişik bölgelerinde bu klasik şekillendirme yöntemlerine özgü gerilmeler birlikte oluşabilmektedir. Bu işlemler, kompleks (karışık) şekillendirmeler olarak anılmaktadır (Taylor, 1985).

Bu bölümde, tipik bazı sac şekillendirme yöntemleri olan bükme (eğme), germe, derin çekme, ütüleme ve tekrar çekme (kademeli çekme) yöntemlerinin esaslarına kısaca değinilmektedir

4.1 Bükme yöntemi

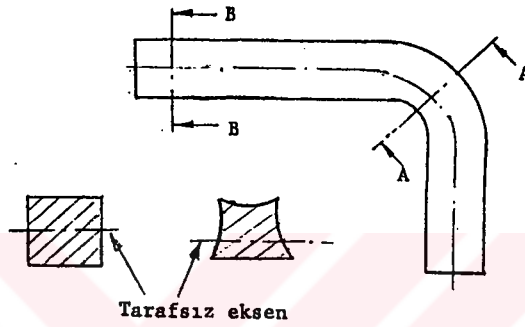
Sac şekillendirme yöntemleri içerisinde ilk olarak akla gelen bükme ile şekillendirme, başlı başına bir yöntem olmakla birlikte, diğer bazı şekillendirme yöntemlerinde de sacın belli bölgelerinde meydana gelen bir oluşumdur. Belirli oranda bükülmüş bir sac parçada, büküm bölgesinin geometrisi Şekil 4.1'de görülmektedir. Bu bölgenin geometrisini sac kalınlığı (t), sac genişliği (w), büküm açısı (α_b), büküm yarıçapı (R_b), tarafsız (nötr) eksenin yarıçapı (ρ) ve nötr eksende büküm yayının uzunluğu (L_b) oluşturmaktadır. Büküm derecesinin artması demek, büküm yarıçapının (R_b) azalması ve büküm açısının (α_b) artması demektir.



Şekil 4.1 Bir büküm bölgesinin geometrisi (Marciniak ve Duncan, 1992)

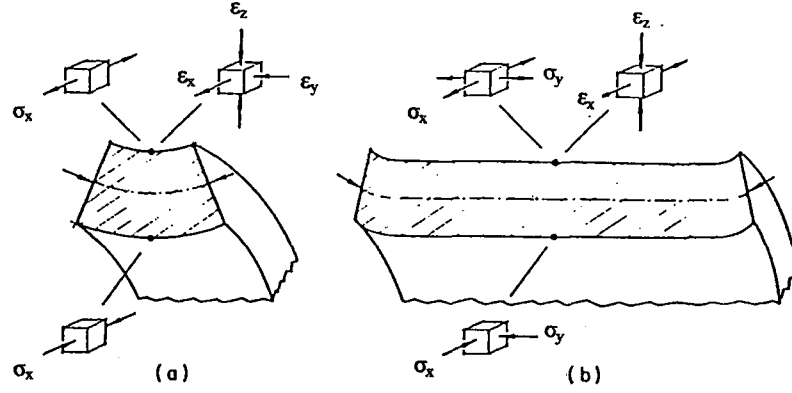
Bir eğme momentinin tatbik edilmesi ve bükme derecesinin artması ile, başlangıçta büküm kesitinin ortasında kalan tarafsız eksen iç yüzeye doğru yaklaşmakta ve ρ yarıçapı azalmaktadır. Geriminin tarafsız eksenle uzaklık ile orantılı olmasından dolayı, çekme

gerilmelerine maruz kalan dış yüzeydeki lifler, basma gerilmelerine maruz kalan iç yüzeydeki liflerden daha fazla gerinirler. Bu durumda, hacim sabitliğinin korunmasından dolayı sac kalınlığının azalması gerekmektedir (Dieter, 1988). Bükme işlemi esnasında tarafsız eksenin uzunluğu ise sabit kalmaktadır. Tarafsız eksenin hareketi, sac kalınlığının bir fonksiyonudur ve tarafsız eksenin iç yüzeyden olan mesafesi, ince saclarda kalınlığın 0.5'i, orta kalınlıktaki saclarda ($t = 0,75-3$ mm) 0.4'ü olarak alınabilir. Şekil 4.2'de, bükme işleminde ortaya çıkan kesit distorsiyonu ve tarafsız eksenin iç yüzeye yaklaşması açıkça görülmektedir (Yurci, 1997b).



Şekil 4.2 Bükme işleminde tarafsız eksenin yer değiştirmesi ve kesit distorsiyonu (Yurci, 1997b)

Bükme işlemlerinde kesit distorsiyonu, sac kalınlığına olduğu kadar sac genişliğine de bağlıdır. Dar ve geniş saclarda meydana gelen gerilme halleri Şekil 4.3'te görülmektedir. Sac kesiti daraldıkça, genişlik doğrultusundaki gerinim (ϵ_y) belirginleşmekte ve kesit Şekil 4.3a'daki formu almaktadır. Böyle bir durumda, dış yüzeyin tek eksenli çekme, iç yüzeyin ise tek eksenli basma davranışı gösterdiği anlaşılmaktadır. Sac kesitinin genişlemesi durumunda ise iki eksenli gerilme hali etkinlik kazanmakta ($\alpha = \sigma_y / \sigma_x$ artmakta) ve kesitte düzlemsel gerinim hali belirginleşmektedir ($\beta = \epsilon_y / \epsilon_x \rightarrow 0$). Gerilmede iki eksenlilik ve en son sınırdaki düzlemsel gerinim hali ($\epsilon_y = 0$), bükmede sünekliğin azalmasına neden olmaktadır (Marciniak ve Duncan, 1992; Dieter, 1988).



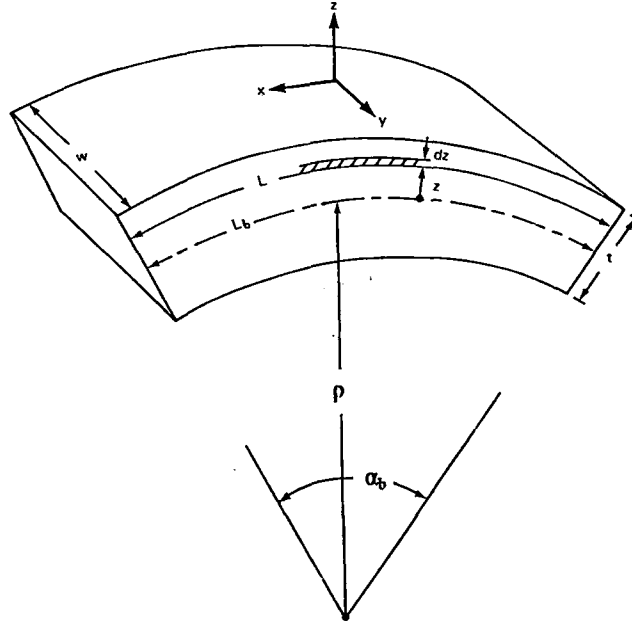
Şekil 4.3 Dar (a) ve geniş (b) kesitlerde ortaya çıkan gerilme ve gerinim halleri ile kesit distorsiyonları (Marciniak ve Duncan, 1992)

İnce saclarda kalınlığın çok küçük olmasından dolayı, tarafsız eksenin kayması oldukça düşük mertebelerdedir ve genelde ihmal edilmektedir. Ayrıca sac genişliği, kalınlığına göre çok büyük olduğundan, düzlemsel gerinim hali ($\epsilon_y = 0$) kabulüyle genişlikteki deformasyonlar ihmal edilebilmektedir (Yurci, 1997b). Bu kabuller ile, büküm yönünde meydana gelen gerinimleri (ϵ_x , ϵ_x) belirlemek için, Şekil 4.4'te görüldüğü gibi, kesitin orta düzlemindeki tarafsız eksene z uzaklığında ve L_z uzunluğunda birim yay elemanı alınır. Tarafsız eksen üzerinde büküm yayının uzunluğu değişmediğinden, kesitteki nominal gerinimler (4.1) eşitliği ile hesaplanırken, gerçek gerinim (4.2) eşitliği ile hesaplanmaktadır.

$$\epsilon_x = (L_z - L_b) / L_b \quad (4.1)$$

$$\epsilon_x = \ln \left(1 + \frac{z}{\rho} \right) \quad (4.2)$$

İç yüzeydeki gerinimi hesaplamak için $z = -t/2$, dış yüzeydekini hesaplamak için ise $z = + t/2$ değerleri eşitliklerde yerlerine konulur (Hosford ve Caddell, 1983; Marciniak ve Duncan, 1992).



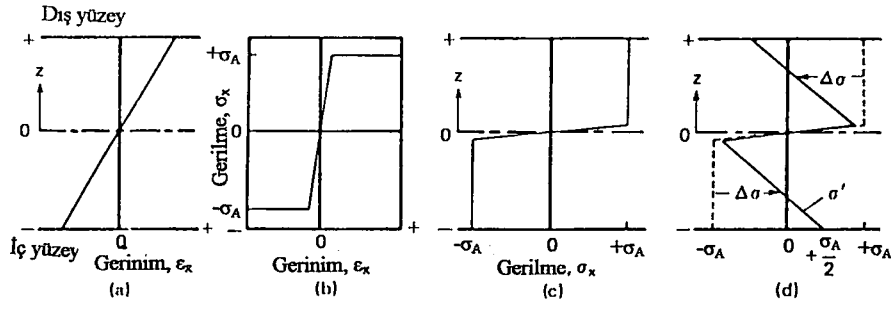
Şekil 4.4 Bir büküm bölgesinin geometrisi ve tarafsız eksene z uzaklığında alınan birim eleman (Hosford ve Caddell, 1983)

Sac büküm işlemlerindeki başlıca problemlerden bir tanesi, yükün kaldırılması ile meydana gelen geri esneme (geri yaylanma) olayıdır. Tarafsız eksenin değişmediği ve düzlemsel gerinim hali kabulüyle, malzemenin ideal plastik olması halinde (elastik deformasyonlar söz konusu değil), bir moment tatbik eden yükün kalkması ile herhangi bir geri esneme oluşmaz. Bununla birlikte gerçek metaller, az veya çok elasto-plastik davranış göstermektedirler. Pekleşme göstermeyen elasto-plastik bir malzemenin büküldüğünü düşünülürse, tarafsız eksenin yarıçapı (ρ), yükün kalkmasıyla oluşan geri esnemedен dolayı ρ' yarıçapına artmaktadır. Bu durum, (4.3) eşitliğinde ifade edilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\frac{1}{\rho} - \frac{1}{\rho'} = \frac{3\sigma_0}{tE'} \quad (4.3)$$

Bu eşitlikteki $\sigma_D = 2/\sqrt{3} \sigma_A$ olmakta ve düzlemsel gerinimdeki akma gerilmesini ifade etmektedir. E' ise, düzlemsel gerinim halinde malzemenin elastiklik modülüdür. Geri esneme sonucunda bir miktar gerilme boşalması ($\Delta\sigma = \sigma_x - \sigma_x'$) meydana gelmekte ve kesitte kalan artık gerilmeler (4.4) eşitliği ile hesaplanabilmektedir. Pekleşme göstermeyen bir malzemenin bükülmesinde, kesitteki gerilme ve gerinim dağılımı Şekil 4.5'te görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\sigma_x' = \sigma_D \left(1 - \frac{3z}{t} \right) \quad (4.4)$$



Şekil 4.5 Pekleşme göstermeyen bir metalin bükülmesinde, kesitteki gerilme ve gerinim dağılımı (Hosford ve Caddell, 1983)

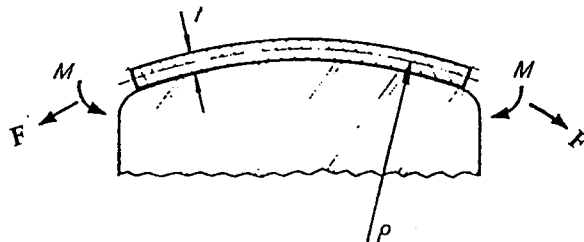
Eğer malzeme $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$ davranışını gösteriyorsa, bu durumda $\sigma_x = K'\epsilon_x^n$ olmakta ve $K' = K (4/3)^{(n+1)/2}$ olarak ifade edilmektedir. Böyle bir malzeme için geri esneme miktarı ve kesitteki artık gerilme, (4.4) ve (4.5) eşitlikleri ile hesaplanabilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\left(\frac{1}{\rho} - \frac{1}{\rho'}\right) = \left(\frac{6}{2+n}\right) \left(\frac{K'}{E'}\right) \left(\frac{t}{2\rho}\right)^n \left(\frac{1}{t}\right) \quad (4.4)$$

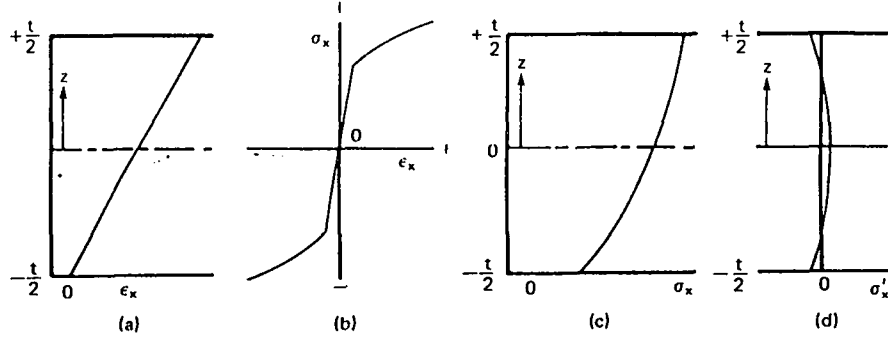
$$\sigma_x' = K' \left(\frac{z}{\rho}\right)^n \left[1 - \left(\frac{3}{2+n}\right) \left(\frac{2z}{t}\right)^{1-n}\right] \quad (4.5)$$

Büküm yarıçapı / kalınlık (R_b/t) oranının artması, elastik modülünün azalması ve akma dayanımının artması, geri esneme miktarı artırmaktadır (Taylor, 1985; Dieter, 1988).

Bükme işlemlerindeki geri esneme miktarını azaltmak için bir çözüm, şekillendirmeyi germe-bükme yöntemi ile gerçekleştirmektir (Şekil 4.6). Bu durumda malzeme bir stampa formu üzerinde şekillenirken, x yönünde bir F_x çekme kuvveti söz konusu olmaktadır. Bunun sonucunda tarafsız eksen kesitin dışına taşınmakta, kesitteki artık gerilme ve geri esneme miktarı azalmaktadır. Germe-bükme yönteminde kesitteki gerinim ve gerilme dağılımı, pekleşme gösteren bir malzeme için Şekil 4.7'de görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983; Marciniak ve Duncan, 1992; Taylor, 1985).

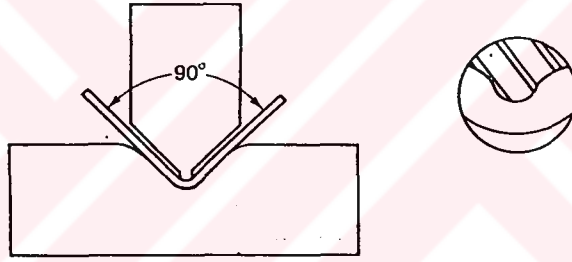


Şekil 4.6 Germe-bükme yöntemi ile şekillendirme (Marciniak ve Duncan, 1992)



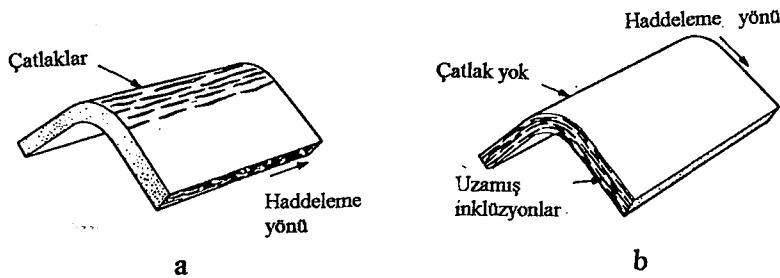
Şekil 4.7 Germe-bükme yönteminde, pekleşme gösteren bir malzeme için kesitteki gerilme ve gerinim dağılımları (Hosford ve Caddell, 1983)

Geri esnemenin azaltılmasına ilişkin diğer bir uygulama da, Şekil 4.8'de görüldüğü gibi, bükme stampasının uç kısmındaki bölgenin ezilmesidir. Bu şekilde, büküm bölgesinin kesiti daraltılmakta ve bu bölgedeki gerilme akma sınırının üzerine taşınarak, elastik davranış azalmaktadır (Eary ve Reed, 1974).



Şekil 4.8 Bükme stampası ile büküm bölgesini ezerek geri esnemeyi azaltma yöntemi (Eary ve Reed, 1974)

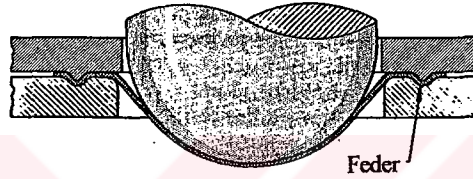
Bükme işleminde dikkat edilmesi gereken bir diğer husus da, bükme yönünün haddeleme yönü ile yaptığı açıdır. Sacların haddelenmesi esnasında, malzeme yapısında bulunan inklüzyon, empürite ve boşluklar haddeleme yönünde dizilerek lifli bir yapı oluşturmaktadır. Sacın büküm yönü haddelemeye paralel olduğunda (Şekil 4.9a) bu lifler süreksizlik göstermekte ve malzemenin çatlama riski artmaktadır. Bükmede en ideali, büküm yönünün haddeleme yönüne, Şekil 4.9b'de görüldüğü gibi dik olmasıdır (Kalpakjian, 1991).



Şekil 4.9 Sacların büküm yönünün etkisi (Kalpakjian, 1991)

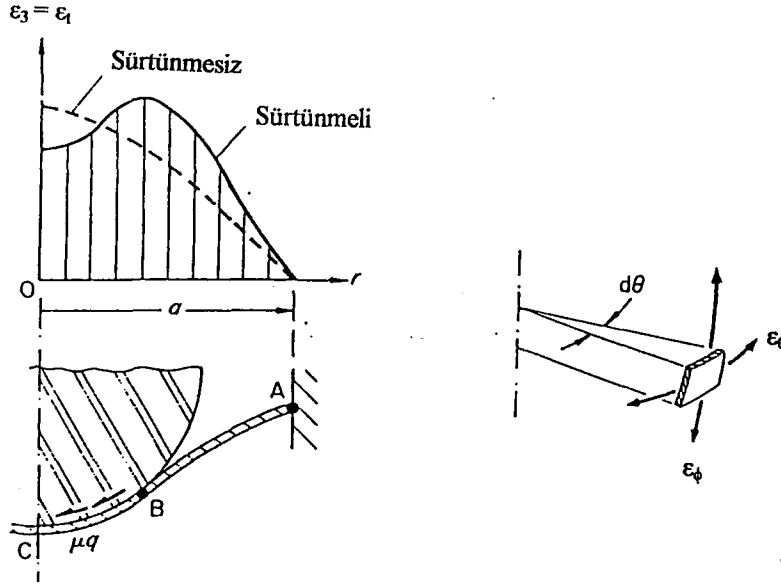
4.2 Germe yöntemi

Teorik bir germe işlemi, sac malzemenin bir stampa ile iki eksenli çekme halinde şekillendirilmesidir. Bu yöntemde özgü olan önemli husus kullanılan bir bastırıcı sayesinde, sacın sıkıştırılan kısmının (flanşın) kalıp içerisine akışının önlenmesidir. Bu nedenle, yüksek bir sıkıştırma ve dolayısıyla sürtünme kuvveti ile çalışabildiği gibi, bunun yetmediği durumlarda da bir feder sistemi ile akış frenlenebilmektedir. Feder, kalıp ve bastırıcı yüzeylerinde oluşturulan ve işleme göre kalıbın tüm yüzeyinde çevresel olarak veya sadece bir bölgesinde bulunabilen, birbirine eş tümsek ve kanallardır. Şekil 4.10'da, uç kısmı yarıküresel bir forma sahip stampa ile germe işlemi şematik olarak görülmektedir (Eshel vd., 1986).

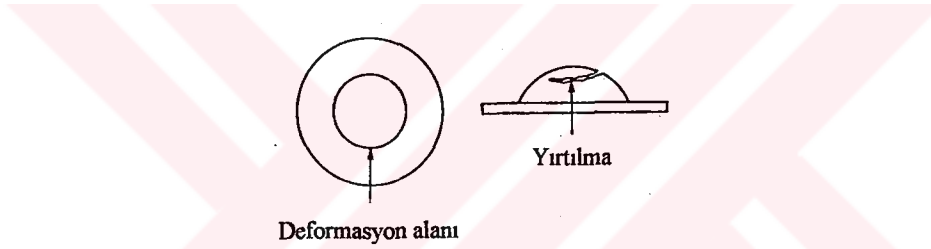


Şekil 4.10 Uç kısmı yarıküresel bir forma sahip stampa ile germe (Eshel vd., 1986)

Germe işlemi, iki eksenli çekme hali altında gerçekleştirildiğinden, kap cidarlarında incelmeye kaçınılmaz olmaktadır. Stamping kuvveti uygulanmasıyla birlikte, kalıp ağzının üzerindeki bölgede sac malzeme, kalıp radyüsü boyunca bükülmeye maruz kalırken, diğer bölgeler iki eksenli olarak gerilmektedir. Sac malzemenin stampaya ayrıldığı nokta ile kalıp radyüsü arasındaki bölge, desteksiz bölge olarak adlandırılmaktadır. Bu bölgede, malzeme üzerindeki noktalar gerildikçe stampaya doğru yaklaşmakta yani stampaya teması doğru yönelmektedir. Bir noktanın stampa ile temas etmesiyle birlikte, sürtünme katsayısının (μ) ve sürtünme kuvvetinin artması ile orantılı olarak, o noktadaki çevresel gerinim (ϵ_{θ}) sıfıra yani gerinim hali düzlemsel gerinime doğru yaklaşmaktadır. Böylece meridyene1 veya radyal gerinimler (ϵ_{ϕ}), bu kritik noktalarda büyük ölçüde kalınlık gerinimleriyle karşılanmakta ve sac hızla incelmektedir. Neticede bir lokal boyunlanma oluşarak sac yırtılmaktadır (Eshel vd., 1986). Şekil 4.11'de, germenin herhangi bir anında, sac kesitinde kalınlık boyunca oluşan gerinim dağılımı görülmektedir. En yüksek kalınlık gerinimi ($\epsilon_3 \equiv \epsilon_t$) B noktasında meydana gelmektedir. Yarıküresel bir stampayla bir germe işleminde oluşan tipik bir yırtılma ise, Şekil 4.12'de görülmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).



Şekil 4.11 Sürtünlü ve sürtünmesiz şartlarda yarıküresel bir stampayla yapılan germe işleminde, sac kalınlığındaki geriminin dağılımı (Marciniak ve Duncan, 1992)

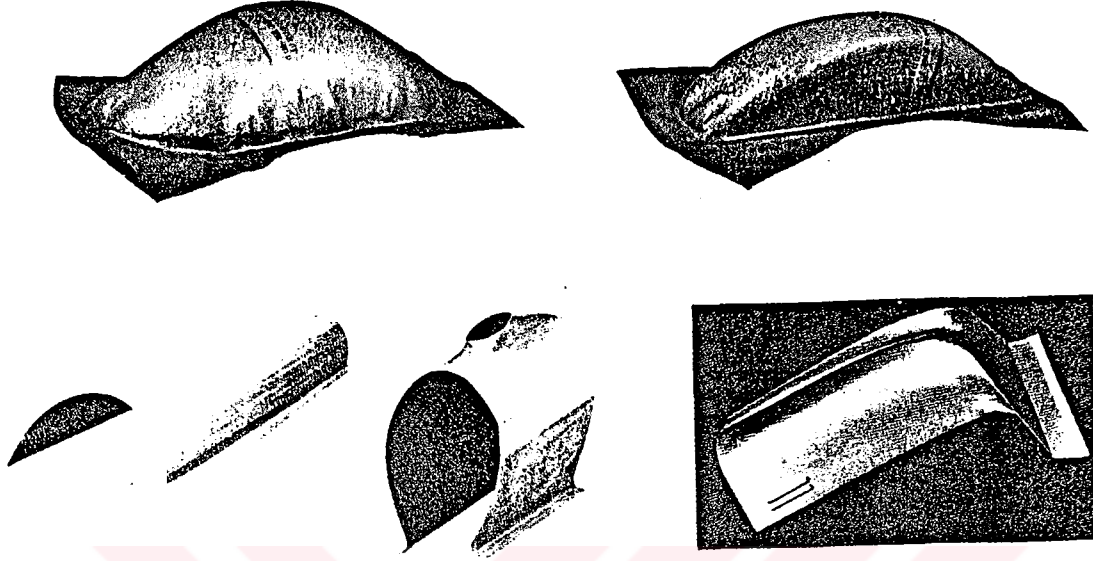


Şekil 4.12 Germede tipik bir yırtılma bölgesi (Kalpakjian, 1991)

Buradan anlaşıldığı üzere germe işleminde, üniform deformasyon sahasının artmasını sağlayan pekleşme üsteli (n) ile sürtünme katsayısını düşürüp yapışma sürtünmesinin oluşumu azaltarak, geriminin üniform dağılmasına yardımcı olan yağlama çok önemlidir. Öyle ki, sürtünme katsayısının yüksek olduğu işlemlerde, yapışma bölgelerinde ve desteksiz bölgelerde düzlemsel gerinim ve buna yakın gerinim halleri söz konusuysen, sadece kubbe formun tepesinde dengeli iki eksenli çekme haline yaklaşırlar. Oysa stampa yerine bir hidrolik akışkan ile germe yapılırsa (hidrolik şişirme işlemleri), sürtünme çok az olacağından, dengeli çekme ve kesitte üniform bir inceltme sonucu daha yüksek germe oranları elde edilebilir (Marciniak ve Duncan, 1992).

Germe, çoğu zaman tek başına ortaya çıkan bir oluşum değildir. Bu, diğer şekillendirme yöntemleri ile birlikte de meydana gelebilir. Örneğin bazı parçaların şekillendirilmesinde, flanşın bütün çevrede veya bir bölgede kalıp içerisine akışına izin verilebilir. Bu durumda germe, derin çekme işlemi ile birlikte ortaya çıkar. Ayrıca bükmede geri esneme miktarlarını azaltmak için, bükme-germe yöntemine de sıkça başvurulur (Lange, 1985). Şekil 4.13'te,

germe veya germe ile birlikte bu belirtilen diğer şekillendirme türlerinin de ortaya çıktığı bazı sac parça örnekleri görülmektedir.

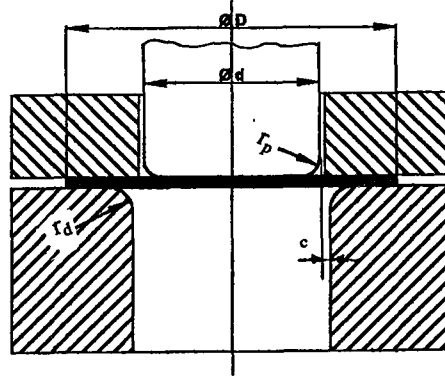


Şekil 4.13 Yalnız germe veya germe-bükme-doğrultma oluşumları ile şekillendirilmiş sac parça örnekleri (Eary ve Reed, 1974; Lange, 1985)

4.3 Derin çekme yöntemi

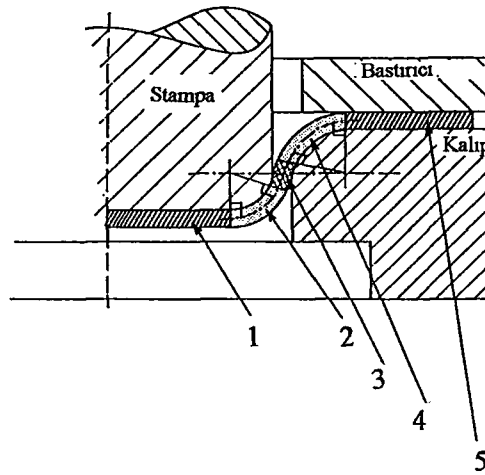
Teorik ve saf bir germe işleminde sac, iki eksenli olarak çekme gerilmelerine maruz kalmakta ve stampa ilerledikçe flaşın kalıp içerisine akışı engellenmekteydi. Derin çekmede ise yine bir stampa ve kalıp profili ile şekillendirilen bir ilkel pul söz konusudur. Ancak bu yöntemde, flaş da aşama aşama kalıp içerisine akarak ve kalıpta çekilerek şekillendirilmektedir (Marciniak ve Duncan, 1992).

Derin çekme işleminde meydana gelen olayları incelemek için, $\emptyset D$ çapında ve t_0 kalınlığında dairesel bir ilkel pulun, $\emptyset d$ çapında bir stampa ile silindirik bir kap şeklinde çekildiğini düşünelim. İlkel pul, bazı nedenlerden dolayı bir bastırıcı kuvveti ile (F_b) kalıp üzerinde sıkıştırılabildiği gibi, bastırıcının (pot çemberi) kullanılmadığı yöntemler de vardır. Bir derin çekme işlemine başlamadan önce kalıbın, stampanın, bastırıcının ve ilkel pulun pozisyonu Şekil 4.14'te görülmektedir. Burada r_p stampanın köşe yuvarlatma yarıçapı (stampa köşe radyüsü), r_d kalıp ağzının köşe yuvarlatma yarıçapı (kalıp ağız köşe radyüsü) ve c kalıp ile stampa arasındaki boşluk (kalıp stampa açıklığı) olmaktadır (Kalpakjian, 1991).



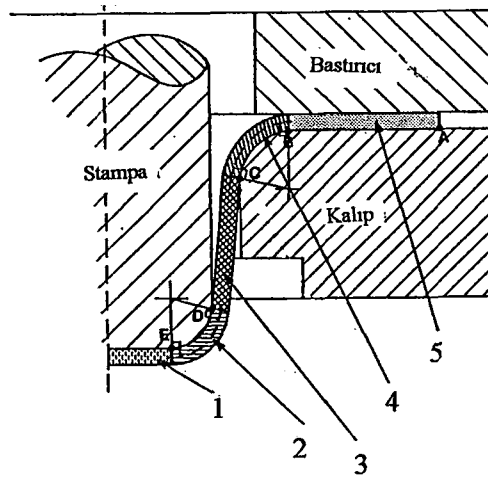
Şekil 4.14 Silindirik bir kabın derin çekilmesinde kalıp, stampa, bastırıcı ve ilkel pul

Bir derin çekme işlemi iki aşamadan meydana gelmektedir. Birinci aşama olan kabartma (embossing) aşaması, Şekil 4.15'te de görüldüğü gibi, şekillendirmenin başlangıcında stampanın bir miktar ilerlemesiyle, saca daha ziyade bir bükmenin uygulandığı aşamadır. Stampanın tabanındaki 1 no'lu bölgede herhangi bir malzeme akışı veya hareketi yoktur. Buna komşu olan 2 no'lu bölge ise, stampa köşesi tarafından bükmeye maruz kalmış bölgedir ve burada hafif bir germe ile birlikte incelleme meydana gelmektedir. Bu bölgenin hemen üzerinde ve kalıp ağız radyüsünün alt kısmında yer alan 3 no'lu bölge ise çok küçük bir bölge olup, cidarın minimum uzunluğunu vermektedir. Kalıp ağız radyüsü tarafından bükülen 4 no'lu bölge ise yine hafif bir germe ve incelme etkisi altında kalmaktadır. Flanş kısmını oluşturan bölge ise hemen hemen hiç hareket etmemiş ve kalıp içerisine akış göstermemiş olarak düşünülür. Özetle, derin çekmede birinci aşama olan kabartma aşamasında, flanşın akışı ihmal mertebesinde küçük olmakta, sac üzerinde daha çok stampanın ve kalıp ağzının oluşturduğu bükme - çekme şekillendirmeleri ve buna bağlı olarak kesitte çok hafif incelmeler meydana gelmektedir (Eshel vd., 1986).



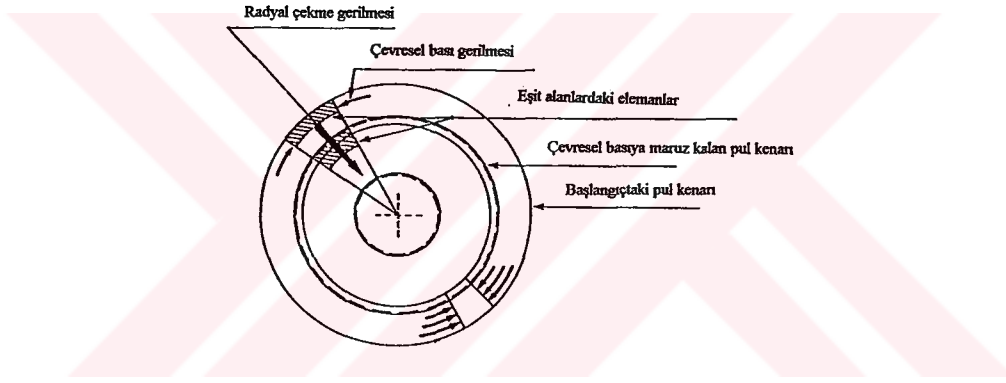
Şekil 4.15 Derin çekmede ilk aşama olan kabartma aşaması (Eshel vd., 1986)

Kabartma aşamasının sona ermesi ve stampa ilerlemesinin devam etmesiyle, çekme (drawing) aşaması başlamaktadır. Bu aşamada flanşın kalıp boşluğuna akışı etkinlik kazanmaktadır (Şekil 4.16). Ayrıca, malzemenin kalıp cidarı, stampa, kalıp ve bastırıcı yüzeyleri ile sürtünmesi sonucu ortaya çıkan sürtünme kuvvetleri de belirginleşmektedir. Stampanın tabanı ve köşesi ile kavranmış olan 1 ve 2 no'lu bölge, sürtünme kuvvetlerine karşı olarak çekme gerilmelerine maruz kalmaktadır. 1 no'lu bölge iki eksenli olarak gerilirken, akma dayanımının aşılmasıyla birlikte, stampa radyüsü ile bükülmüş 2 no'lu bölge, bu radyüs üzerinden daha ince olan 3 no'lu bölgeye kaymaktadır. Derin çekmede kap cidarını oluşturan 3 no'lu bölge ise C noktasından başlamaktadır. Kalıp ağzındaki köşe radyüsü üzerinde bükülen ve bu radyüs üzerinde 3 no'lu bölgeye doğru çekilen malzeme, C noktasından itibaren bir doğrultma işlemine maruz kalmaktadır. Bükme nedeniyle 4 no'lu bölgede pekleşen malzeme, doğrultma için yüksek bir kuvvet gerektirmektedir. Bununla birlikte, derin çekme işlemlerinde meydana gelen ve tabandan flanşa doğru artan kesit kalınlaşması, kalıp ve stampa arasındaki boşluğu (c) aşmadığı takdirde, 3 no'lu bölgede bir ütüleme oluşmadan ve kap cidarı incelmeden, malzeme üzerindeki noktaların yer değişimi söz konusu olmaktadır. Eksenel gerilme, flanştaki radyal gerilme ve bastırıcıdan kaynaklanan sürtünmenin meydana getirdiği gerilme bileşenlerinin toplamından oluşan efektif gerilme, malzemenin o andaki akma dayanımını aşması halinde, bu bölgede deplasmanlardan ziyade germe etkisi oluşmaktadır. Kalıp ve bastırıcı arasında 5 no'lu bölgeyi oluşturan flanş ise radyal yönde kalıp içerisine hareket ederken, çevresel yönde bası (sıkıştırma) gerilmelerine maruz kalmaktadır (Eshel vd., 1986).



Şekil 4.16 Derin çekmede ikinci aşama olan çekme aşaması (Eshel vd., 1986)

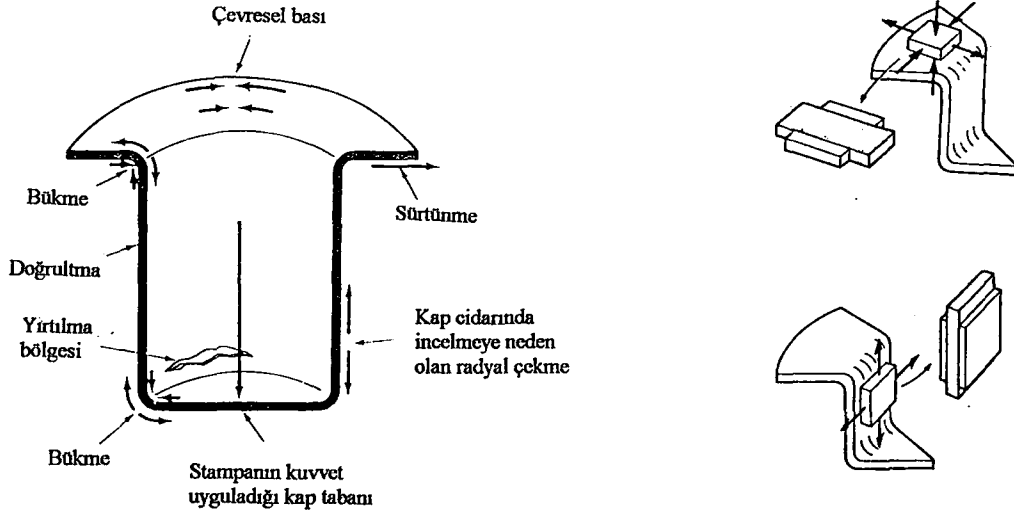
Derin çekme esnasında flanşın hareketi ve oluşan gerilmeler Şekil 4.17’de görülmektedir. Başlangıçta ilkel pulun kenarında yer alan taralı bölge, şekillendirme ilerledikçe kalıp boşluğuna yaklaşmaktadır. Eksenel stampa hareketiyle radyal bir gerilme altında kalıp boşluğuna ilerleyen bu eleman, giderek daralmak durumundadır. Bu da çevresel bir sıkıştırma kuvvetinin meydana geldiğini göstermektedir. Bu durum, kap tabanından flanşa doğru artan bir kesit kalınlaşmasını birlikte getirmektedir (Eshel vd., 1986). Flanş bölgesindeki bu bası gerilmeleri, sacın kırışmasına neden olabilmektedir. Kırışma eğilimi, ince saclarda daha yüksek olmaktadır. Kırışmayı önlemek için, flanşa belli bir basınç uygulayan bastırıcı (pot çemberi) kullanılmalıdır (Eary ve Reed, 1974). Derin çekmede oluşan kırışmalar, Şekil 4.18’de görülmektedir. Derin çekilmiş bir kaptaki, değişik bölgelerdeki gerilme durumları ise, Şekil 4.19’da daha açık ifade edilmiştir.



Şekil 4.17 Derin çekmede flanş bölgesinde malzeme akışı ve oluşan gerilmeler (Eshel vd., 1986)

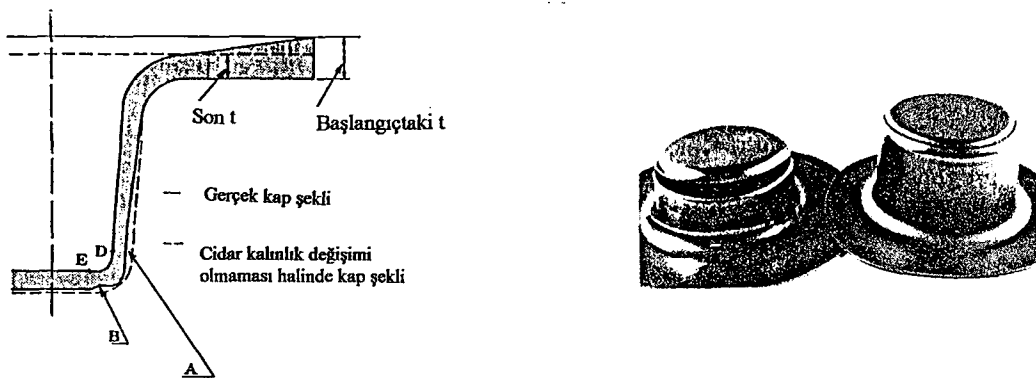


Şekil 4.18 Bastırıcı kullanılmadan kısmi çekilmiş bir kabın flanş bölgesinde meydana gelen kırışmalar (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 4.19 Derin çekilen bir kabın değişik bölgelerindeki deformasyon durumu
(Eary ve Reed, 1974; Kalpakjian, 1991)

Bir derin çekme işleminde muhtemel bir boyunlanma, stampa radyüsünün biraz üzerinde kalan ve 2-3 no'lu bölgeler arasındaki sınırı oluşturan bölgede oluşmaktadır (Şekil 4.20'de A boyunlanması). Stampanın kabın tabanına uyguladığı kuvveti kap cidarına ileten ve bir bükme ya da radyal çekmeye maruz kalmadığından çok düşük mertebede pekleşmiş olan bu bölge, işlemde esas olarak maruz kaldığı çekme gerilmelerine karşı direnç gösterememektedir. Dolayısıyla, incelmelerin bu zayıf bölgede yoğunlaşması sonucu yırtılmalar, daha ziyade bu noktalarda meydana gelmektedir. Derin çekmedeki diğer muhtemel yırtılma bölgesi ise, 1 ve 2 no'lu bölge arasındaki sınırdır (Şekil 4.20'de B boyunlanması). Daha nadir olarak meydana gelen bu yırtılmalar, stampa ve kap cidarındaki sürtünmenin ve sürtünme kuvvetlerinin azalmasıyla ortaya çıkmaktadır. Stampa köşe radyüsü üzerinde sürtünme direncinin artmasıyla, yırtılma bölgesi bu radyüsün üst kısmına taşınmaktadır (Eshel vd., 1986).



Şekil 4.20 Derin çekmede sac kesitindeki kalınlık değişimi ve muhtemel yırtılma bölgeleri
(Eshel vd., 1986; Hosford ve Caddell, 1983)

Bir silindirik kabın derin çekilmesinde, (4.6a) eşitliğinde de ifade edildiği gibi, başlangıçtaki ilkel pulun çapının stampa çapına oranı, derin çekme oranı (DR) olarak adlandırılmaktadır. Dolayısıyla, stampa çapı sabit iken ilkel pul çapının artmasıyla derin çekme oranı ve redüksiyon artmakta, belli bir ilkel pul çapından sonra da yırtılma meydana gelmektedir. Bunun için, başarılı olarak çekilebilen maksimum pul çapına göre, (4.6b) eşitliğindeki gibi, sınır derin çekme oranı (LDR) tanımlanmaktadır (Kalpakjian 1991).

$$DR = \frac{D}{d} \quad (4.6a)$$

$$LDR = \frac{D_{max}}{d} \quad (4.6b)$$

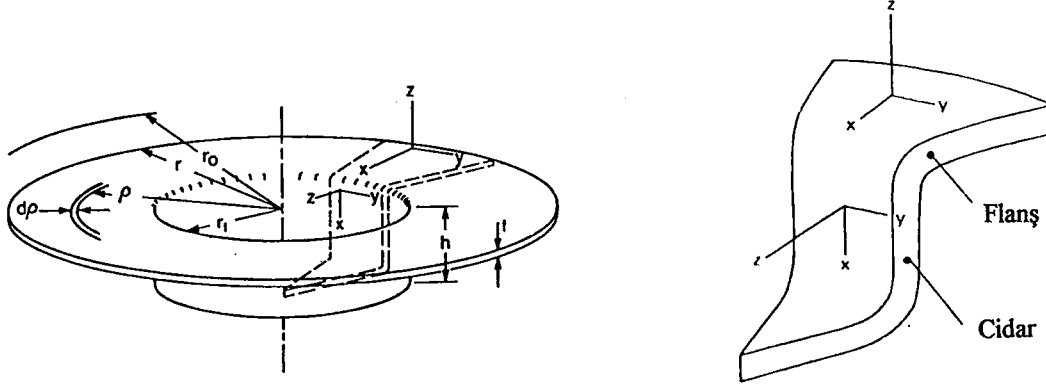
Bir derin çekme işleminde LDR değeri teorik olarak elde edilebilir. Bunun için, malzemenin pekleşmeyen bir malzeme olduğu, flanşın düzlemsel gerinim altında aktığı ($\epsilon_z = 0$) yani kalınlık değişiminin olmadığı, tüm enerjinin flanşı deforme etmede kullanıldığı, sürtünme ve kalıp ağzında bükme-doğrultma kuvvetlerinin ihmal edildiği kabulleri ile bazı kolaylaştırmalara gidilebilir. Bu ihmal edilen faktörler, daha sonra bir verimlilik katsayısı olarak denkleme ilave edilir. Whiteley (1960), derin çekmenin herhangi bir anında flanş üzerinde ρ yarıçapındaki bir elemanın durumunu incelemiştir. Bunun için, h yüksekliğinde kısmi çekilmiş bir sacın flanşındaki eksen takımının kap cidarındaki dönüşü ve analiz için gerekli olan boyutlar Şekil 4.21'de görülmektedir. Burada $r_0 = D/2$, $r_1 = d/2$ olmaktadır. Flanşta $d\epsilon_z = 0$ olarak kabul edildiğinden, başlangıçta merkeze ρ_0 uzaklığındaki bir elemanın alanı değişmemektedir. Bu durumda (4.7) eşitlikleri elde edilir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\pi\rho^2 + 2\pi r_1 h = \pi\rho_0^2 \quad (4.7a)$$

$$d\rho = \frac{-r_1 dh}{\rho} \quad (4.7b)$$

Elemanın çevresi ρ ile orantılı olduğundan ve $d\epsilon_z = 0$ kabul edildiğinden, flanştaki diğer gerinimler (4.8) eşitliğindeki gibi hesaplanabilir.

$$d\epsilon_x = -d\epsilon_y = \frac{-d\rho}{\rho} = \frac{r_1 dh}{\rho^2} \quad (4.8)$$



Şekil 4.21 Derin çekmenin herhangi bir anında, flanştaki bir elemanın pozisyonu ve kalıp içine akışta eksen takımının rotasyonu (Hosford ve Caddell, 1983)

Düzlemsel gerinim altında ($d\epsilon_z = 0$) flanştaki akma dayanımının σ_f olduğu kabul edilirse, hacim başına düşen artımsal iş $(\sigma_x - \sigma_y) d\epsilon_x$ olmaktadır. σ_x ve σ_y elemanın pozisyona göre değişmesine rağmen, $(\sigma_x - \sigma_y)$ terimi sabit kalmalıdır. O halde, $d\epsilon_z = 0$ ve $\sigma_z = 0$ olduğundan $\sigma_y = \sigma_x$ ve $\sigma_f = 2\sigma_x$ olarak elde edilir. Stampa ilerleyişindeki artım başına düşen toplam iş integrale edilirse, maksimum derin çekme kuvveti (4.9) eşitliği ile belirlenebilir.

$$(F_{d\phi})_{\max} = 2\pi d t \sigma_f \ln \left(\frac{D}{d} \right) \quad (4.9)$$

Kap cidarının maksimum derin çekme kuvvetini karşılaması gerektiğinden, aksenal gerilme (4.10) eşitliğinden hesaplanabilir.

$$\sigma_x = \frac{(F_{d\phi})_{\max}}{2\pi r_1 t} = \sigma_f \ln \left(\frac{D}{d} \right) \quad (4.10)$$

Malzemenin pekleşmeyen ($n = 0$) bir malzeme olduğunu kabul edildiği için, kap cidarı akmaya başladığında boyunlanma da başlamaktadır. Kap cidarındaki akma gerilmesi σ_w olarak gösterilmiştir ve buna göre (4.11) eşitlikleri elde edilir.

$$\sigma_w = \sigma_f \ln \left(\frac{D}{d} \right) \quad (4.11a)$$

$$\ln(\text{LDR}) = \frac{\sigma_w}{\sigma_f} \quad (4.11b)$$

Bu son eşitlik, flanşın $d\epsilon_z = 0$, kap cidarının ise $d\epsilon_y = 0$ düzlemsel gerinim halleri altındaki akma gerilmelerinden elde edilmiştir. Bu gerilmelerin oranı α olarak belirtilirse, en genel gösterim, (4.12) eşitliğindeki gibidir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\ln(\text{LDR}) = \alpha = \frac{\sigma_{w(\varepsilon_y=0)}}{\sigma_{f(\varepsilon_z=0)}} \quad (4.12)$$

İzotropik bir malzemede $\sigma_w = \sigma_f$ veya $\alpha = 1$ olduğundan, $\text{LDR} = 2.72$ olarak hesaplanır. Gerçekte ise bu değer 2.1 – 2.2 arasındadır. Teorik olarak hesaplanan LDR'nin bu kadar yüksek olması, sürtünme ve bükme-doğrultma gibi bazı faktörlerin ihmal edilmesindedir. Bütün bunlar, bir deformasyon verimliliği katsayısı (η) ile hesaba katılırsa, (4.13) eşitliği en doğru sonucu vermektedir. Gerçekte, $\eta = 0.74 - 0.79$ arasında değişim göstermekte ve bastırıcı basıncının, sac kalınlığının, kalıp ağız ve stampa köşe radyüsünün etkilerini de içermektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

$$\ln(\text{LDR}) = \eta\alpha \quad (4.13)$$

Whiteley (1960), yapmış olduğu bu çalışmada anizotropinin de etkisini incelemiştir ve bu ileriki bölümlerde anizotropinin sac şekillendirilebilirliğine etkisi açıklanırken irdelenecektir.

Kalıp ağız radyüsündeki bükme hesaba katılmazsa, asal gerilme yönleri radyal, çevresel ve normal gerinim yönleri ile çakışmaktadır. Derin çekmenin herhangi bir aşamasında flanştaki çevresel gerinim (ε_θ), radyal gerinim (ε_ϕ) ve kalınlık yönündeki gerinim (ε_t) en genel haliyle (4.14) eşitlikleri ile hesaplanabilir. Bu eşitliklerde t_1 sac kesitinin herhangi bir andaki kalınlığı ve d' flanştaki bir çembersel elemanın başlangıçtaki çapıdır (Lange, 1985).

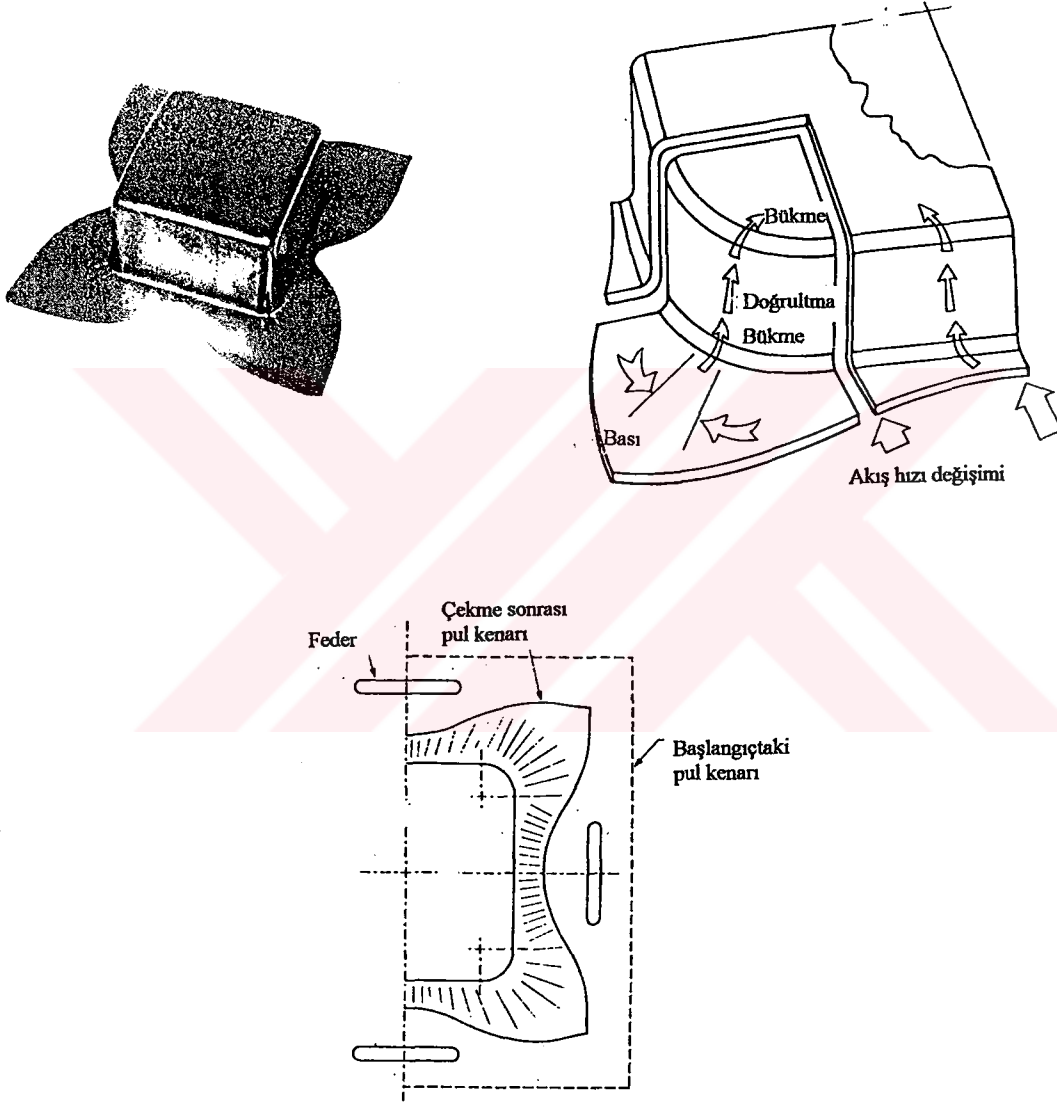
$$\varepsilon_\theta = \ln \left(\frac{d}{d'} \right) \quad (4.14a)$$

$$\varepsilon_\phi = \ln \left(\frac{t_0 d'}{t_1 d} \right) \quad (4.14b)$$

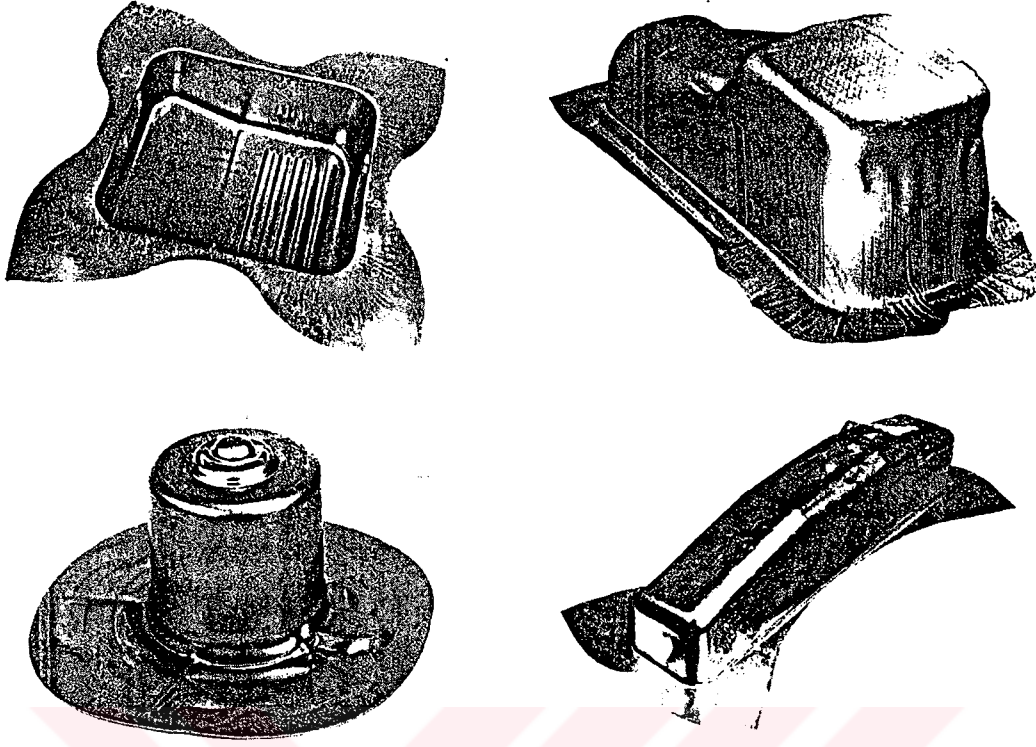
$$\varepsilon_t = \ln \left(\frac{t_1}{t_0} \right) \quad (4.14c)$$

Derin çekme yöntemi ile, sadece aksenal simetrik silindirik parçalar imal edilmez. Çeşitli profillere sahip stampa ve buna uyumlu kalıplar ile, değişik şekillerde sac parçalar da imal edilebilmektedir. Kutu şeklinde köşeli kapların derin çekilmesi, silindirik kaplara nazaran daha zor bir işlemdir, çünkü bunlarda ciddi kırışma ve yırtılma problemleri ortaya çıkabilmektedir. Bu şekildeki kapların derin çekilmesinde, köşelerde bükme-doğrultma meydana gelmekteyken, kenarlarda kalıp boşluğuna akış daha serbesttir. Bunun sonucunda ise, köşelerde kırışma riski artmakta ve bunu önlemek için bastırıcı kullanmak kaçınılmaz

olmaktadır. Ayrıca, flanşta düz kenarlardaki akış hızının köşelere nazaran daha fazla olması, genelde kenarlardaki akışı frenlemek için feder kullanmayı zorunlu kılabilir. Böylece bir germe hali meydana gelmektedir. Kutu şeklinde köşeli kapların derin çekilmesindeki oluşumlar ve tipik feder bölgeleri, Şekil 4.22’de görülmektedir. Şekil 4.23’te ise, derin çekilerek imal edilmiş bazı sac parça örnekleri görülmektedir (Eary ve Reed, 1974).



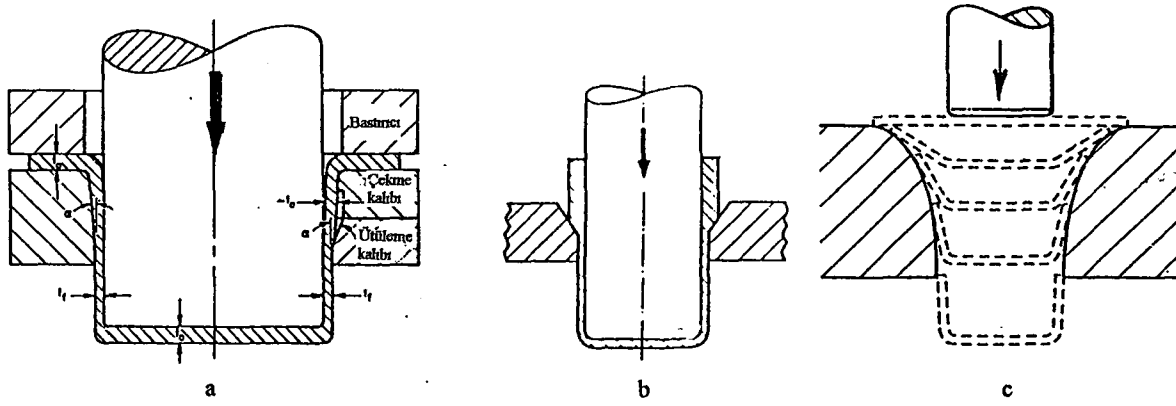
Şekil 4.22 Köşeli kapların derin çekilmesindeki bölgesel oluşumlar ve feder sisteminin kullanıldığı bölgeler (Eary ve Reed, 1974; Kalpakjian, 1991)



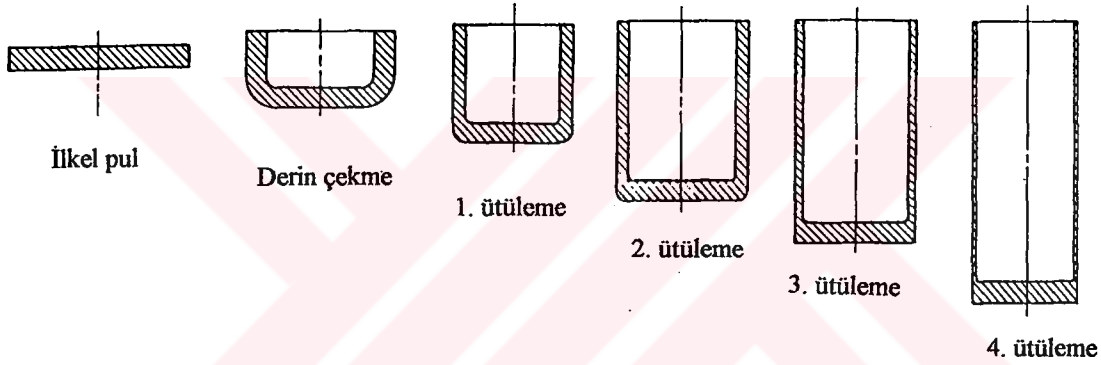
Şekil 4.23 Derin çekme ile imal edilmiş sac parçalara örnekler (Eary ve Reed, 1976)

4.4 Cidar ütüleme yöntemi

Derin çekilmiş bir kabın cidar kalınlığının üniform olmadığı ve kabın üst kısımlarına doğru cidar kalınlığının arttığı belirtilmiştir. Üniform bir kalınlık ile derin çekme isteniyorsa, cidar ütüleme adı verilen yönteme başvurulmaktadır. Böylece derin çekilen kabın boyu da artmaktadır. Ayrıca, sac malzemenin düzlemsel anizotropisinden kaynaklanan kullaklanma miktarı da azalmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983). Eğer kalıp ve stampa arasındaki açıklık (c) maksimum cidar kalınlığından büyükse, herhangi bir üleme etkisi doğmamaktadır. Bu aralığın kap cidar kalınlığından belli bölgelerde küçük tutulmasıyla ütüleme gerçekleştirilir. Bunun için, aynı işlemde farklı çaplardaki kalıplar ardışık olarak kullanılabilmekte (Şekil 4.24a) ya da derin çekilmiş bir kap, bir veya ardışık ütüleme kalıplarında ayrı ayrı ütülenebilmektedir (Şekil 4.24b). Ayrıca, kalıp ağzının köşe yuvarlatmasını artırarak ütulemeyi gerçekleştirmek de yöntemlerden bir diğeri olmaktadır (Şekil 4.24c). Derin çekilmiş bir kabın, dört kademede ütülenmesi ile cidar kalınlığının ne kadar incelebildiği, Şekil 4.25'te görülmektedir (Eshel vd., 1986; Eary ve Reed, 1994).

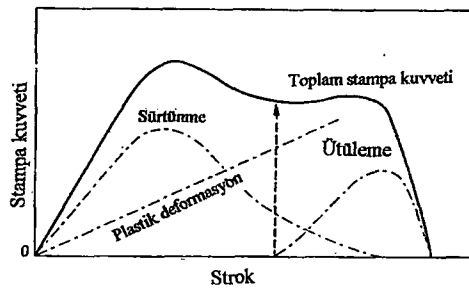


Şekil 4.24 Değişik cidar ütüleme yöntemleri (Eshel vd., 1986; Marciniak ve Duncan, 1992)



Şekil 4.25 Derin çekilmiş bir kabın dört kademede ütülenmesi ile cidar kalınlığında meydana gelen incelmeler (Eary ve Reed, 1974)

Bir derin çekme işleminde stampa yolunun belli bir noktasından sonra ütüleme meydana geliyorsa, stampa kuvveti ütülemenin başlamasıyla tekrar artım göstermektedir. Ütülemenin de olduğu bir derin çekme işleminde, stampa stroğuna bağlı olarak stampa kuvvetinin bileşenleri ve toplam kuvvet, Şekil 4.26'da görülmektedir (Kalpakjian, 1991).

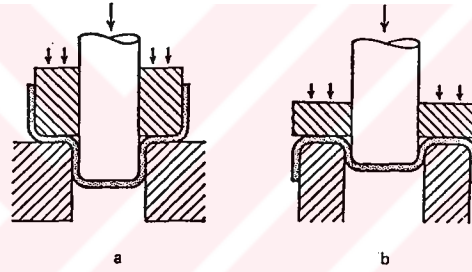


Şekil 4.26 Derin çekme işleminde toplam stampa kuvvetinin bileşenleri (Kalpakjian, 1991)

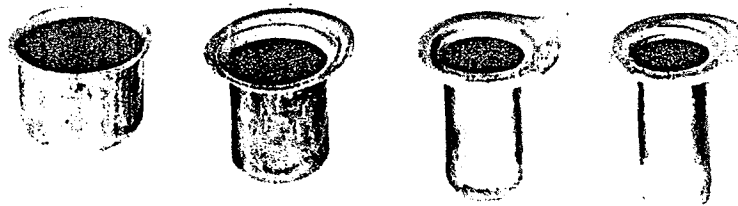
4.5 Tekrar çekme (kademeli çekme) yöntemi

Bir derin çekme işleminde, ilkel pul çapının stampa çapına oranı artıka redüksiyon artmakta ve bu oranın belli bir değeri aşması durumunda başarısız derin çekmeler söz konusu olmaktadır. Daha yüksek kap cidarları elde etmek için tekrar çekme (kademeli çekme) yöntemine başvurulabilir. Bu yöntemde, belli oranda derin çekilmiş bir kap, bir sonraki kademe veya kademelerde daha küçük çaplı bir stampa ile çekilir. Böylece kap boyu da artmış olur (Dieter, 1988; Eary ve Reed, 1977).

Tekrar çekme işlemi, doğrudan tekrar çekme ve ters çekme olarak iki şekilde gerçekleştirilmektedir. Bu yöntemler, Şekil 4.27'de şematik olarak gösterilmiştir. Ters çekme işlemi, kırışmalara karşı daha olumlu sonuçlar vermektedir. Şekil 4.28'de, dört kademe çekilerek üretilmiş bir sac parça örneği görülmektedir (Dieter, 1988).



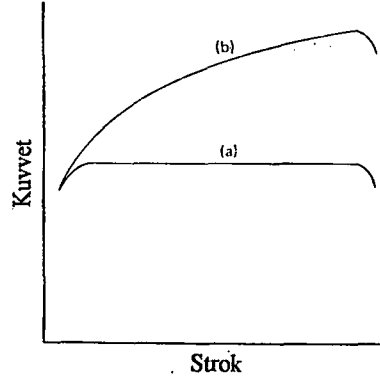
Şekil 4.27 Doğrudan tekrar çekme (a) ve ters çekme (b) yöntemleri (Dieter, 1988)



Şekil 4.28 Tekrar çekme ile dört kademe imal edilmiş bir sac parça (Eary ve Reed, 1974)

Tek kademeli derin çekme işlemlerinde stampa kuvveti, derin çekmenin erken aşamalarında meydana gelmektedir. Tekrar çekme işleminde ise, malzemenin pekleşme göstermemesi ve ilk kap kesit kalınlığının üniform olması halinde, stampa yolu (strok) ile stampa kuvveti değişmemektedir. Pekleşme gösteren malzemelerde ise, ilk derin çekme aşamasında elde edilen kabın cidarı tabanına göre daha fazla pekleştiğinden ve tabanda kalınlık daha fazla olduğundan, stampa yolu ile birlikte stampa kuvveti de artmaktadır. Maksimum tekrar çekme

kuvveti, stampa yolunun sonunda elde edilmektedir. Pekleşme göstermeyen ve gösteren malzemeler için bu durum, Şekil 4.29'da görülmektedir (Eshel vd., 1986).



Şekil 4.29 Pekleşme göstermeyen (a) ve pekleşen (b) malzemelerde, tekrar çekme kuvvetinin değişimi (Eshel vd., 1986)

5. SACLARA UYGULANAN ŞEKİLENDİRİLEBİLİRLİK DENEYLERİ

Sac malzemelerin şekillendirilebilirlik özelliklerini belirlemeye yönelik olarak uygulanan mekanik deneyler iki gruba ayrılmaktadır. Bunlardan ilki, kendine özgü deneyler (intrinsic tests) olup, malzemenin temel karakteristik özelliklerinin ölçülmesine, bunlardan malzemenin şekillenebilirliği hakkında bilgi edinmeye ve ikisi arasında bağıntılar kurmaya yöneliktir. Bu deneylere verilecek en tipik örnek, çekme ve sertlik deneyleridir. Bu tip deneyler, malzemenin kalınlığı ve yüzey durumuna karşı hassas değildirler. İkinci gruptaki deneyler ise benzeşim deneyleridir (simulative tests). Bu deneylerde sac malzeme, belli şekillendirme işlemlerinde ortaya çıkan deformasyonlara benzer şekilde deforme edilmektedir. Benzeşim deneylerinin sonuçları, sac kalınlığı, yüzey durumu, yağlama, takım geometrisi ve boyutları gibi etkenlere bağlı olmaktadır. Bu gruptaki deneylere örnek olarak, Erichsen çökertme ve Swift derin çekme deneyleri verilebilir (Taylor, 1985).

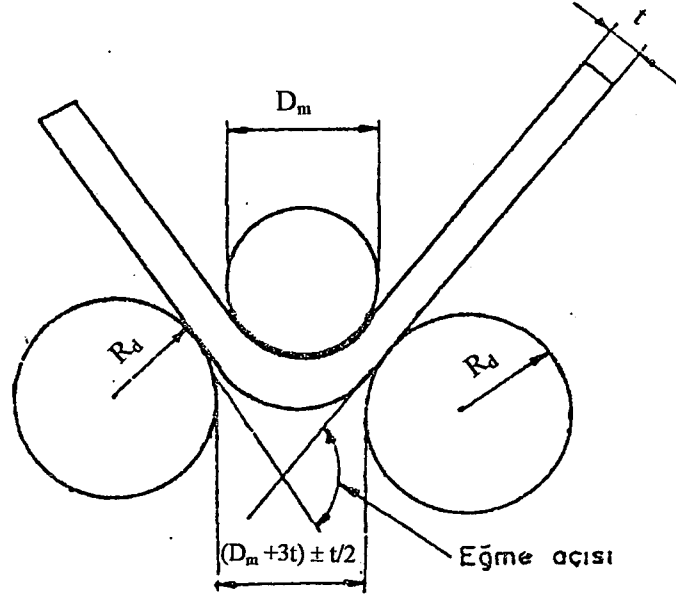
Bu bölümde, saclarda uygulanan bazı şekillendirilebilirlik deneylerine değinilmekte ve sacların şekillendirilebilirliğini yansıtan şekillendirme sınır eğrileri ile bunların oluşturulması kısaca incelenmektedir.

5.1 Bükme (eğme) ve katlama deneyleri

Sac malzemelere uygulanan bükme veya eğme deneyleri ile katlama deneylerinin amacı, bükme ile şekillendirmelerde malzemenin davranışını belirlemektir. Belli bir oranda veya açıda bükülen sac malzemenin, özellikle çekme gerilmesine maruz kalan dış yüzeyinde herhangi bir çatlağın meydana gelmemesi gerekmektedir.

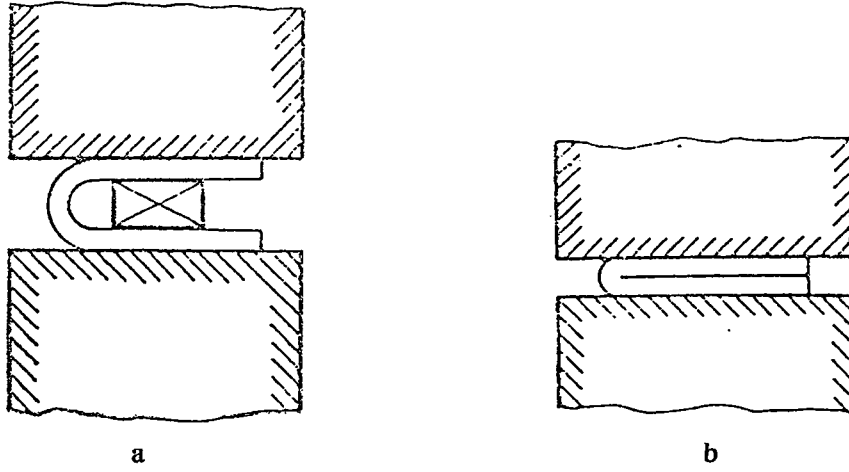
Bükme deneyleri, saclarda değişik şekillerde uygulanabilir. Kalınlığı $t = 3$ mm'den az olan saclarda, deney numunesinin genişliği $b = 20 \pm 5$ mm olarak alınır. Kalınlığı 3 mm'den fazla olan saclarda ise $b = 25 - 50$ mm olarak alınmalıdır (TS 205; DIN 50111).

Saclarda uygulanan bükme deneylerinden ilki, bir mandrel ile desteler arası eğme yöntemidir (Şekil 5.1). Deney düzeneğindeki mandrel çapı (D_m), sac malzeme standartlarına göre değişmektedir. Destek elemanlarının yarıçapı (R_d), DIN 50111 standardında 25 mm olarak belirtilmektedir. Destekler arası açıklık, yaklaşık $D_m + 3t \pm t/2$ olarak alınmalıdır. Bu deney, kalınlığı 3 mm'den az veya fazla olan saclarda, maksimum 120° 'lik eğme açısına kadar uygulanmaktadır. Numune dış yüzeyinde bir çatlağın meydana gelmesi ile deney sona ermektedir (TS 205; DIN 50111). Deney hızı, 1 mm/s'yi aşmamalıdır (DIN 50111).

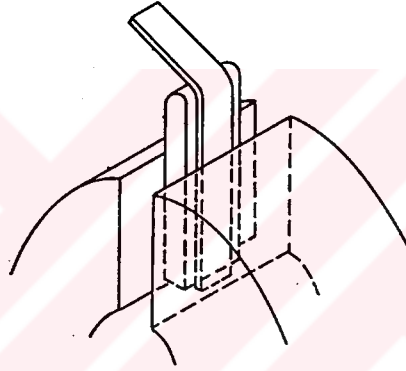


Şekil 5.1 Destekler arası eğme (TS 205)

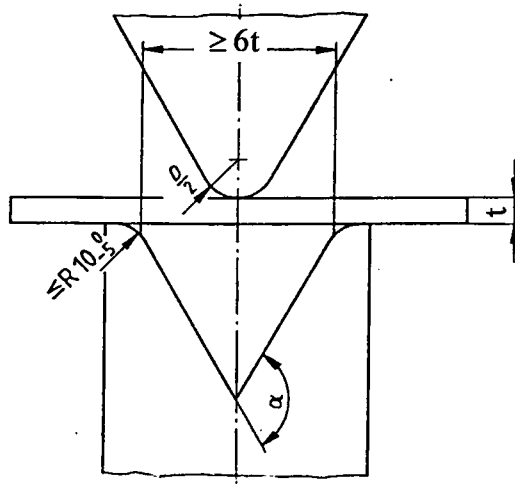
Destekler arasında eğme deneyinin yanısıra, saclara değişik şekillerde bükme ve katlama deneyleri de uygulanmaktadır. Bir sac numune, bir blok üzerinde kolları açık ve birbirine paralel kalacak şekilde 180° bükme deneyine tabi tutulabilir (Şekil 5.2a). Kalınlığı 3 mm'den az olan saclara ise, bir blok kullanmaksızın kendi üzerine 180° katlama deneyi uygulanabilir (Şekil 5.2b). Diğer bir yöntem ise, bir ucu iki blok veya bir mengenenin çeneleri arasına sıkıştırılmış deney numunesinin, Şekil 5.3'te görüldüğü gibi, ucu belli bir yarıçapta yuvarlatılmış bloklardan biri üzerine bükülmesidir. Kalınlığı 3 mm'den fazla olan saclara uygulanan bir yöntem de, deneyin numunesinin V veya U şeklindeki bir blok (kalıp) içerisinde bükülmesidir. Bu yöntemde deney numunesinin uzunluğu genelde 250 mm olarak alınmakta ve deney 90° 'lik eğme açısına kadar uygulanabilmektedir. Şekil 5.4'te, bir V blok üzerinde (tepe açısı 60°) bükme işlemi görülmektedir. Bütün bu deneylerde de, numune dış yüzeyinde bir çatlak oluşup oluşmadığı sonucuna bakılmaktadır (TS 205; DIN 50111; ASTM E 290 - 87).



Şekil 5.2 Sacların bir blok üzerinde, kollarının açık ve birbirine paralel olarak 180° (a) ve kendi üzerine 180° (b) katlanması (TS 205)

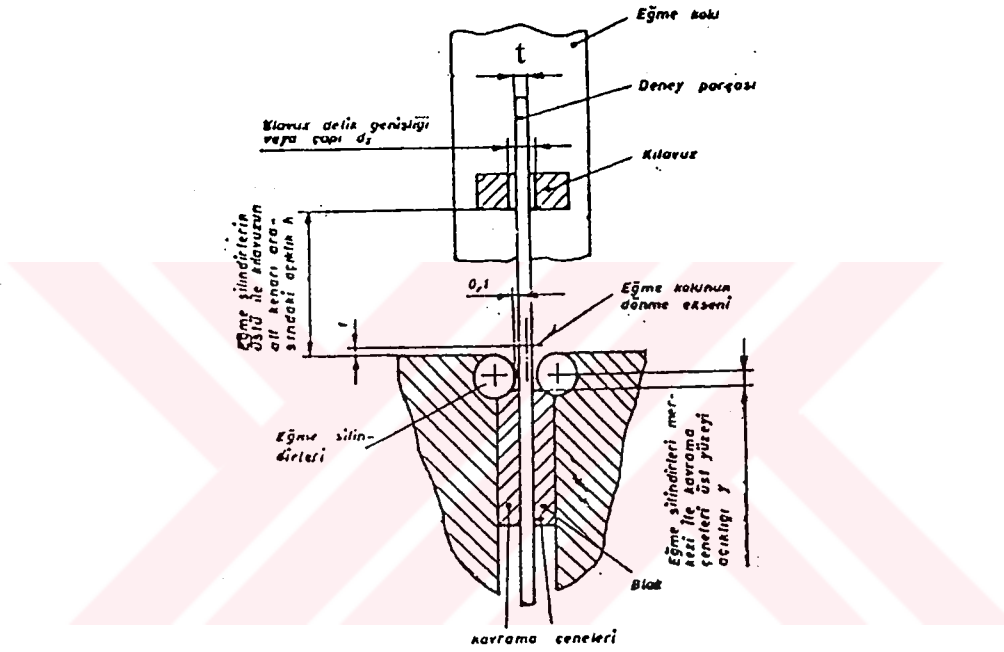


Şekil 5.3 Bir ucu mengeneye sıkıştırılmış sac numunenin, ucu belli bir yarıçapta yuvarlatılmış blok üzerinde bükülmesi (ASTM E 290 - 87)



Şekil 5.4 Tepe açısı 60° olan bir V blok üzerinde sac numunenin bükülmesi (DIN 50111)

Kalınlığı 3 mm'den az olan sac ve şeritlere uygulanan diğer bir deney yöntemi de, ileri-geri eğme deneyidir. Bu yöntemde, genişliği 20 ± 5 mm olan deney numunesinin bir ucu kavrama çeneleri arasında sıkıştırılırken, diğer ucu bir kılavuza takılır (Şekil 5.5). Deney numunesinin kılavuza takılan ucu, önce bir eğme silindiri üzerinde 90° eğilip tekrar düzleştirilir, sonra ters yönde diğer eğme silindiri üzerinde eğilip tekrar başlangıç konumuna getirilir. İleri geri eğme deneyinde deney numunesi, istenilen eğme sayısına (N_b) kadar kırılmamalıdır. Malzemenin aşırı ısınmaması için saniyede en çok 1 eğme yapılmalıdır (TS 205).

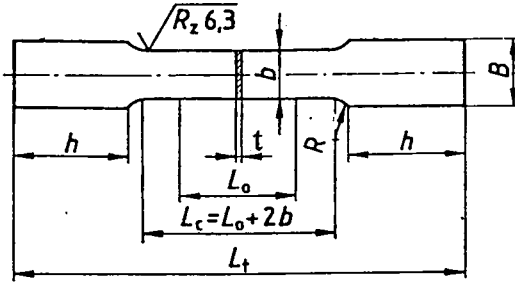


Şekil 5.5 İleri-geri eğme düzeneği (TS 205)

5.2 Çekme deneyi

Bir sac malzemenin mekanik özellikleri belirlemeye yönelik başvurulan en yaygın deney yöntemi, çekme deneyidir. Çekme deneyi ile bir malzemenin tek eksenli çekme gerilmesi altında uzama, gerinim, yük, gerilme, kesit daralması, pekleşme üsteli, plastik gerinim oranı, gerinim hızına duyarlılık üsteli, elastiklik modülü gibi temel mekanik özellikleri belirlenebilmektedir. Bu büyüklüklerin tanımına, belirlenmesine veya hesaplanmasına, Bölüm 3'te detaylı olarak değinilmiştir.

Kalınlığı 3 mm'den az olan saclardan kesilen çekme deneyi numunesi, Şekil 5.6'da görülmektedir. Avrupa Standartlarına göre çekme numuneleri, orantısız ve orantılı olmak üzere iki tipte bulunabilmektedir. Bu numunelerin boyutları, EN 10002-1 standardına göre Çizelge 5.1'de belirtilmektedir.



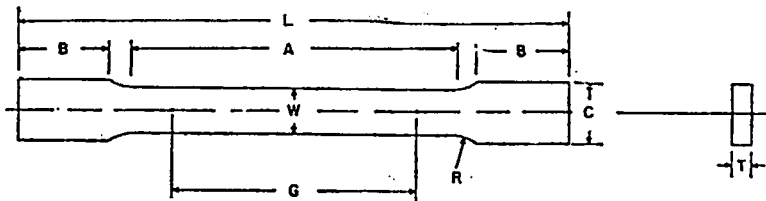
Şekil 5.6 EN 10002-1 standardına göre saclardan çıkartılmış çekme numunesi ve boyutları

Çizelge 5.1 EN 10002-1 standardına göre kalınlığı 3 mm'den az olan saclardan çıkartılmış deney numunelerinin tipleri ve boyutları

Boyutlar (mm)	Orantısız Çekme Numuneleri		Orantılı Çekme Numuneleri	
	Tip 1	Tip 2	Tip 1	Tip 2
b (Genişlik)	20 ± 1	12.5 ± 1	Bağımsız	Bağımsız
L_0 (İlk ölçü uzunluğu)	50	80	$5.65 \sqrt{A_0}$	$11.3 \sqrt{A_0}$
L_c (Gövde uzunluğu)	$L_0 + 2b$ (min. $L_0 + b/2$)			
R	min. 12			
B^*	20 – 40			
h^*	Yeter büyüklükte			

* EN 10002-1 Standardında herhangi bir sembole verilmemiş olup, Çizelge 5.1'de Şekil 5.6'da kullanılan bu semboller DIN 50114 Standardına alınmıştır.

ASTM Standartlarına göre sac çekme numunelerinin boyutlandırılması ise Şekil 5.7'de görülmektedir. Buna göre numune boyutları, $G = 50 \pm 0.1$ mm, $W = 12.5 \pm 0.2$ mm, $R = \text{min.} 12.5$ mm, $L = \text{min.} 200$ mm, $A = \text{min.} 57$ mm, $B = \text{min.} 50$ mm ve $C \approx 20$ mm olarak önerilmektedir (ASTM E 8M).



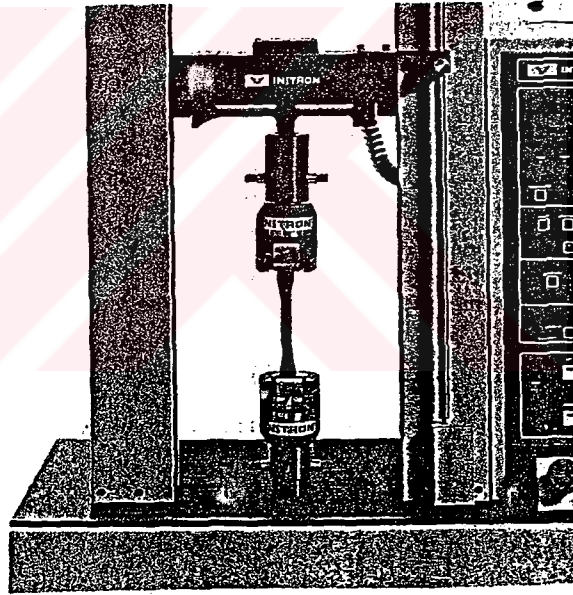
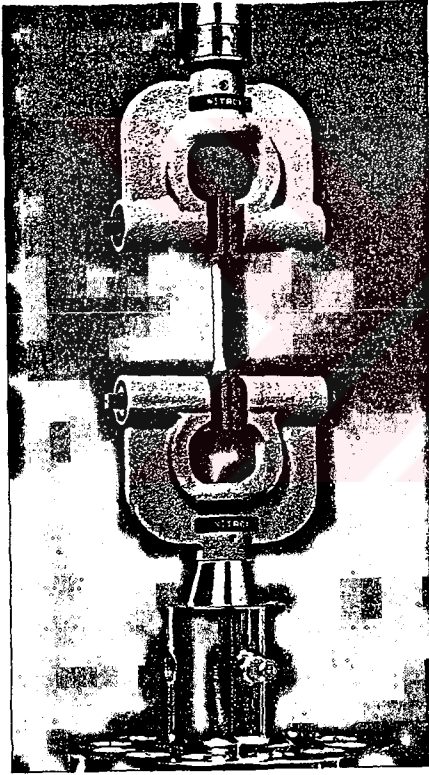
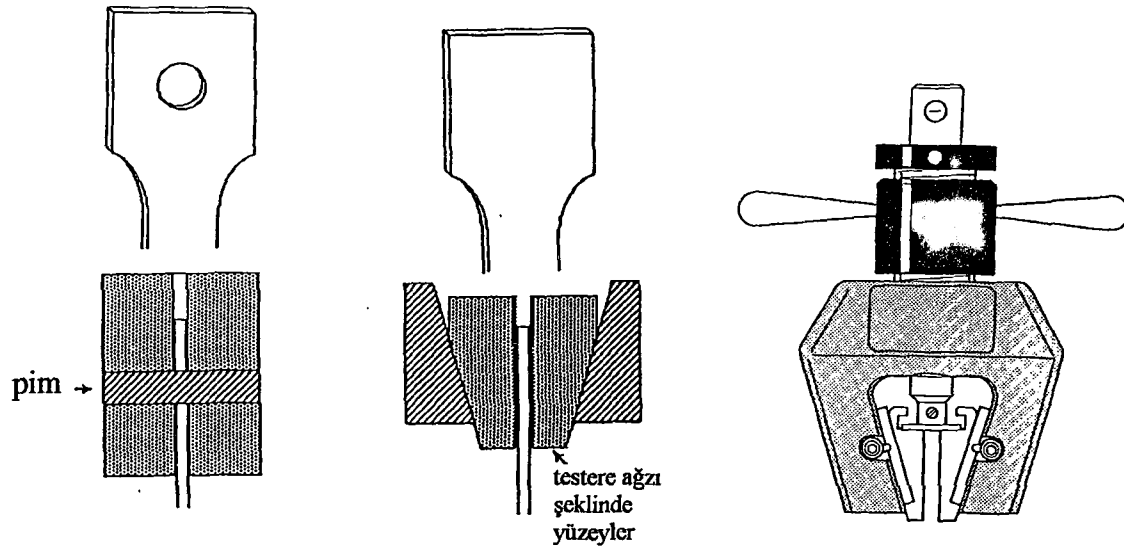
Şekil 5.7 ASTM E 8M standardına göre, saclar için çekme deneyi numunesinin boyutları

Çekme deneyinde hız, gerinim hızı, yükleme hızı veya çenelerin ayrılma hızı olarak ifade edilebildiği gibi, deneyde geçen süre olarak belirtilebilmektedir (ASTM E 8M). EN 10002-1 standardında, üst akma dayanımının belirlendiği deneylerde elastik bölgedeki yükleme hızı, $E < 150000 \text{ N/mm}^2$ olan malzemelerde $2-10 \text{ N/mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, $E \geq 150000 \text{ N/mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ olan malzemelerde ise $6-30 \text{ N/mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ olarak önerilmektedir. Sadece alt akma dayanımı veya alt akmayla birlikte üst akma dayanımı da belirleniyorsa, akma esnasında gerinim hızı $0.00025 - 0.0025 \text{ s}^{-1}$ arasında tutulmalıdır. Plastik bölgede ise gerinim hızı, 0.008 s^{-1} değerini aşmamalıdır (EN 10002-1). ASTM E 8M standardına göre ise, akma noktalarının belirlenmesi için 12 MPa/s yükleme hızını geçmemek gerekir. Akma sonrası plastik bölgede ise, gerinim hızının max. 0.01 s^{-1} olması gerektiği belirtilmektedir (ASTM E 8M).

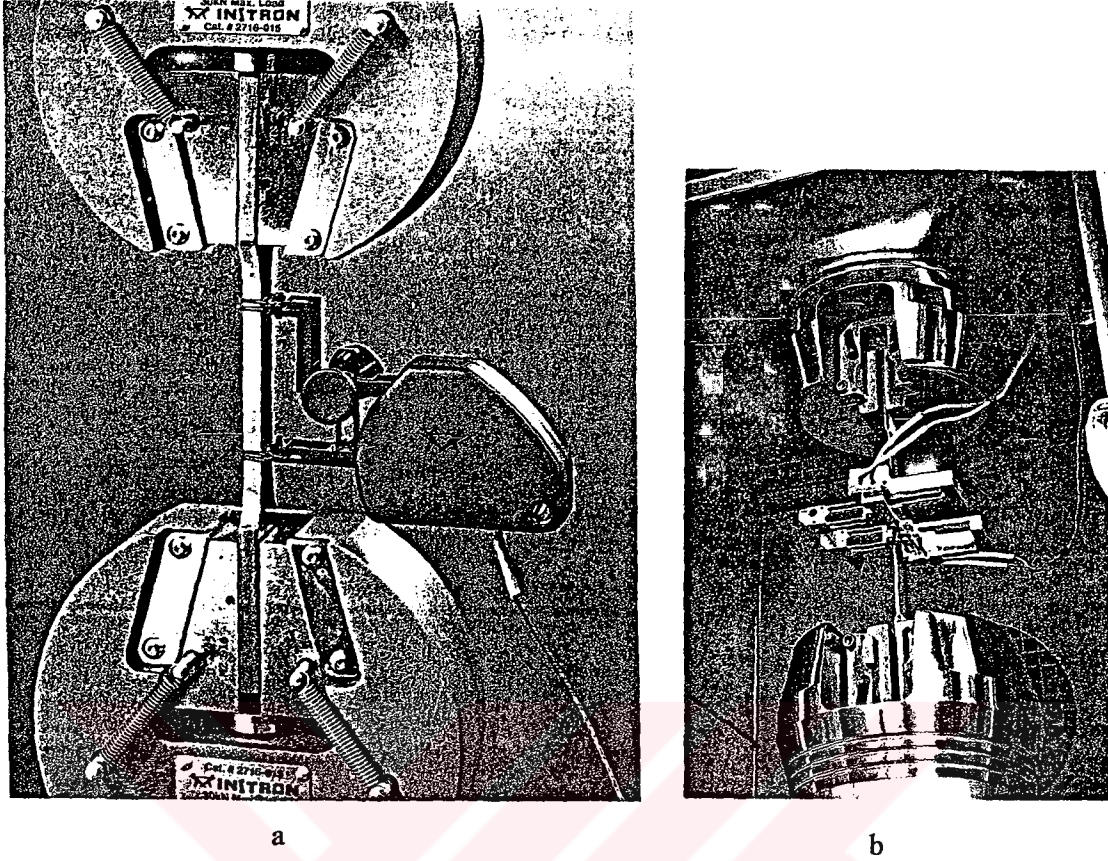
EN 10002-1 standart numarası ile verilen çekme deney metodunda, belirgin akma gösteren malzemelerde üst akma dayanımı R_{eH} olarak, alt akma dayanımı ise R_{eL} olarak ifade edilmektedir. Malzemenin belirgin akma göstermemesi durumunda, % 0.2 uzama noktasından elastik bölgeye paralel çizim metoduyla belirlenen ve kalıcı uzama dayanımı olarak adlandırılan % 0.2 akma dayanımı, $R_{p0.2}$ sembolü ile ifade edilmektedir. Çekme dayanımı ise R_m olarak gösterilmektedir. Orantısız çekme numunelerinde kopmadaki uzama yüzdesi, ilk ölçü uzunluğu ile birlikte A sembolü ile (A80 mm veya A50 mm olarak) belirtilir. Orantılı çekme numuneleri kullanılmışsa, ölçme uzunluğu yerine orantı katsayısı ile (A 5.65 veya A 11.3 olarak) gösterim esastır (EN 10001-2).

Deney numunelerinin çekme makinası tarafından kavranması, kavrama çenesi adı verilen elemanlarla gerçekleştirilir. Çeneler, sac numuneyi mekanik olarak (testere ağzı şeklinde yüzeylerle, pimlerle veya konik sıkıştırma şeklinde) ya da hidrolik olarak kavramaktadır. Şekil 5.8'de, deney numunelerinin kavrama şekline ve kavrama çenelerine dair bazı örnekler görülmektedir (Hosford, 1992).

Çekme deneylerinde bir ekstansometre kullanmak suretiyle uzama değerleri hassas olarak ölçülebilir. Ekstansometre kullanılmadığı durumlarda uzama değerleri, çenelerin ayrılmasına göre hesaplanmakta ve bu şekilde belirlenen uzamalar, ölçme uzunluğundaki gerçek uzama değeri olmaktadır. Ölçme uzunluğunun numune üzerine daha önceden işaretlenmiş olması ile sadece kopma uzaması, kopan parçaların biraraya getirilmesi suretiyle gerçek değerinde ölçülebilir. Eksantometreler, yalnız uzama yönündeki gerinimleri ölçen tek eksenli ekstansometreler ve hem uzama hem de daralma yönündeki gerinimleri ölçen iki eksenli ekstansometreler olarak iki tipte bulunabilirler (Şekil 5.19).



Şekil 5.8 Sac çekme numunelerinin deney makinasına tutturulma yöntemleri ve çeşitli kavrama çeneleri (Hosford, 1992; Instron Products and Accessories for Material Testing)

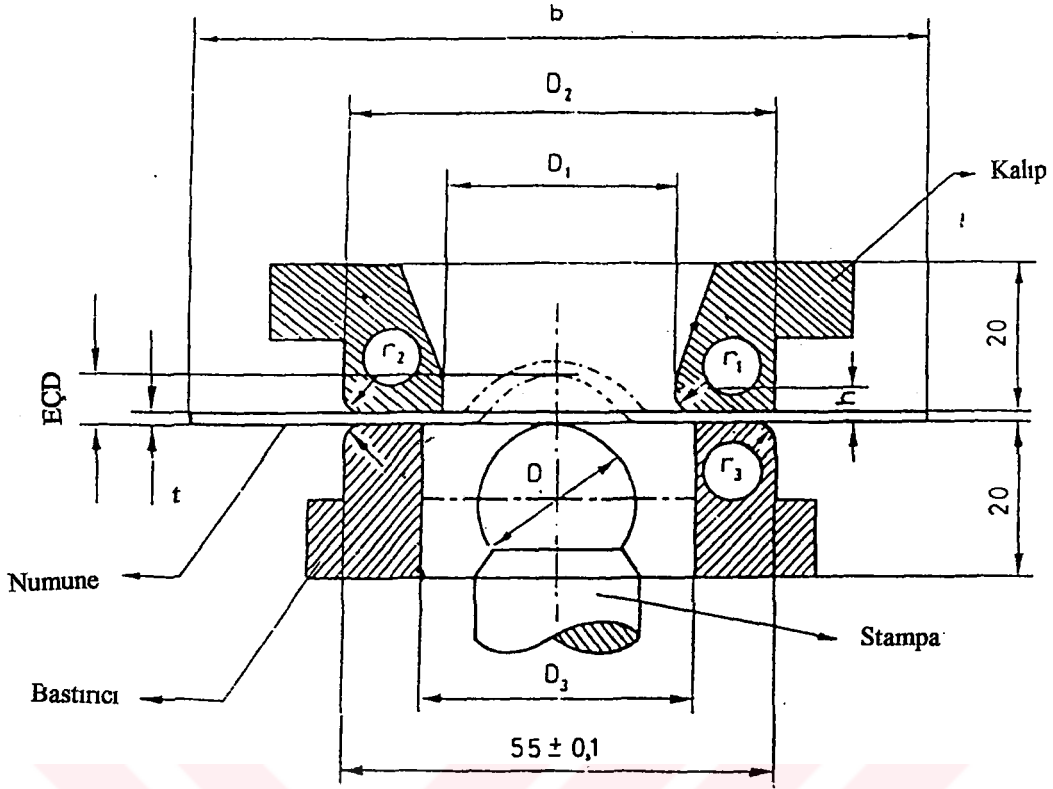


Şekil 5.9 Tek eksenli (a) ve iki eksenli (b) ekstansometreler (Instron Products and Accessories for Materials Testing)

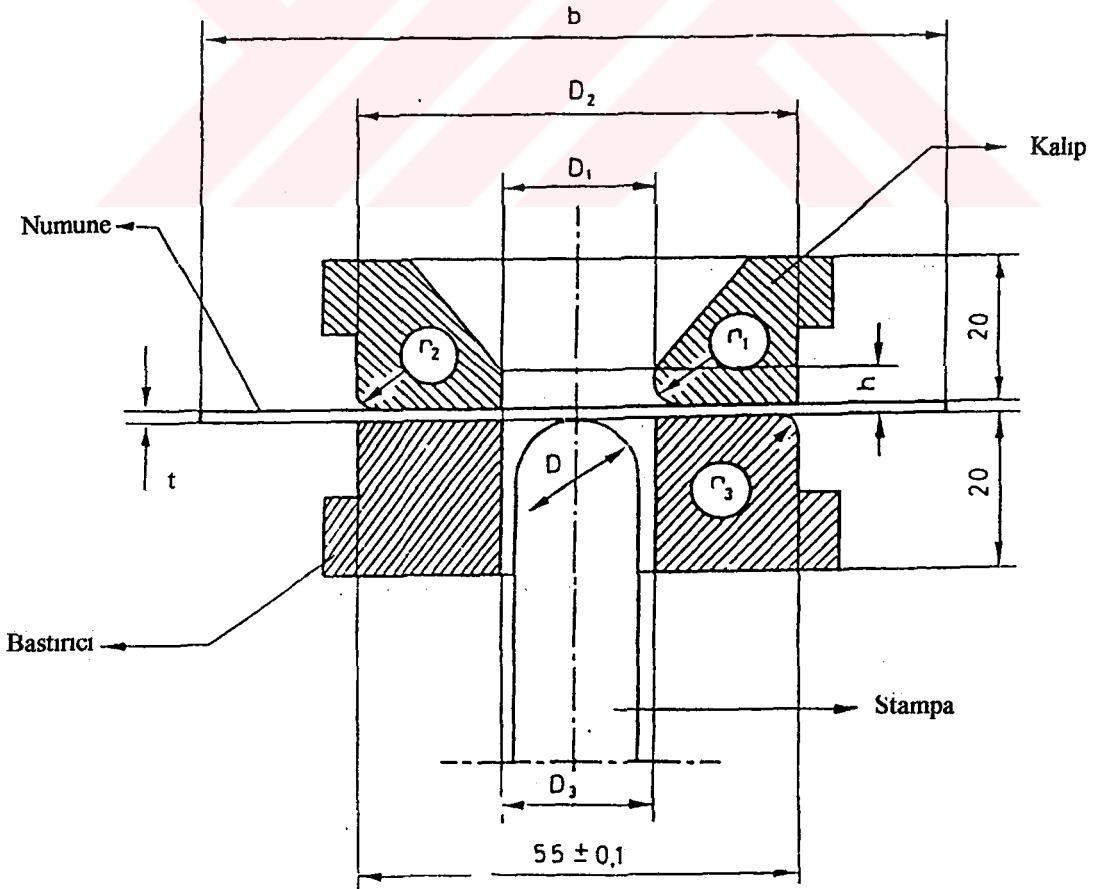
5.3 Çökertme deneyleri

Çökertme deneyleri, bir sac malzemenin şekillendirilebilirliğini belirlemede yaygın olarak kullanılan deneylerdir. Erichsen ve Olsen olmak üzere iki tip standart çökertme deneyi vardır. Bu deneylerin prensibi aynı olmasına rağmen, deney düzeneğinin boyutları farklılık göstermektedir. Çökertme deneylerinde ortaya çıkan deformasyon durumu, daha çok germe işlemlerinde ortaya çıkan duruma benzemektedir.

Erichsen çökertme deneyi, kalınlığı 0.2 - 3 mm arasındaki sac'lara uygulanan bir deney metodu olup, deney düzeneğinin elemanları ve boyutları, sac numune genişliğine göre değişmektedir. Genişliği 90 mm'den fazla olan sac ve şeritlerin deneyinde Şekil 5.10'da görülen, 90 mm'den dar şeritlerin deneyinde ise Şekil 5.11'de görülen deney düzeneği kullanılmaktadır. Deney düzeneğinin elemanları ve boyutları ise Çizelge 5.2'de verilmiştir (TS 271; DIN 50102).



Şekil 5.10 Genişliği 90 mm'den fazla olan sac ve şeritlerin Erichsen çökertme deneyinde kullanılan deney düzeneği (TS 271)



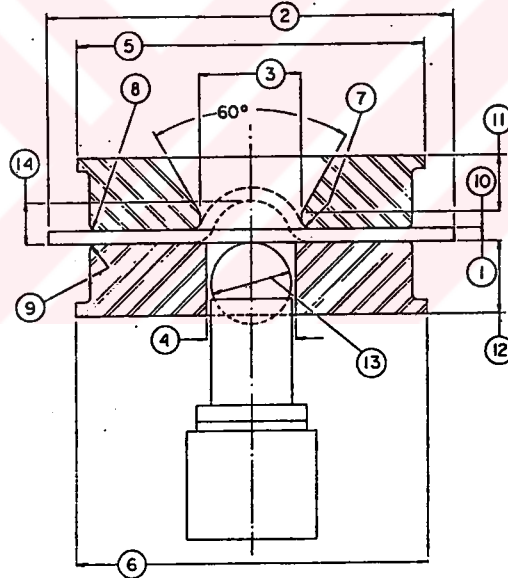
Şekil 5.11 Genişliği 90 mm'den az olan sac ve şeritlerin Erichsen çökertme deneyinde kullanılan deney düzeneği (TS 271)

Çizelge 5.2 Erichsen çökertme deneylerinde, deney düzeninegi oluşturulan elemanların boyutları ve toleransları (TS 271)

Elemanın Adı (Şekil 5.10 ve 5.11)	Boyutunun İşareti (Şekil 5.10 ve 5.11)	Anlamı	Şekil 5.10 Genişliği 90 mm'den fazla olan sac ve şeritler için				Şekil 5.11 Genişliği 90 mm'den az olan sac ve şeritler için				
			Boyutu mm	Toleransı mm	Boyutu mm	Toleransı mm	Boyutu mm	Toleransı mm	Boyutu mm	Toleransı mm	
Numune	t	Sac numunenin kalınlığı	0.2 - 2.0	-	2 - 3	-	-	0.2 - 1.0	-	0.2 - 2.0	-
	b	Sac numunenin genişliği	90 - 100	-	90 - 100	-	-	30 - 55	-	55 - 90	-
	l	Sac numunenin uzunluğu (üç çökertme yapmak için)	270 min	-	400 min	-	-	270 min	-	270 min	-
Küresel veya yarı küresel uçlu stampa	D	Küresel veya yarıküresel ucun çapı	20	±0.05	20	±0.05	±0.05	8	±0.02	15	±0.02
	D ₁	Kalibin delik çapı	27	±0.05	40	±0.05	±0.05	11	±0.02	21	±0.02
	D ₂	Kalibin dış çapı	55	±0.1	70	±0.1	±0.1	55	±0.1	55	±0.1
	r ₁	Kalibin iç tarafındaki köşe yarı çapı	0.75	±0.05	2	±0.05	±0.05	0.75	±0.05	0.75	±0.05
	r ₂	Kalibin dış tarafındaki köşe yarı çapı	0.75	±0.05	1	±0.05	±0.05	0.75	±0.05	0.75	±0.05
	h	Kalibin delik derinliği	3	±0.1	6	±0.1	±0.1	3	±0.1	3	±0.1
	-	Kalibin kalınlığı	20 min	-	20 min	-	-	20 min	-	20 min	-
	D ₃	Bastırıcının delik çapı	33	±0.1	33	±0.1	±0.1	10	±0.1	18	±0.1
	-	Bastırıcının dış çapı	55	±0.1	55	±0.1	±0.1	55	±0.1	55	±0.1
	r ₃	Bastırıcının dış tarafında köşe yarı çapı	0.75	±0.1	1	±0.1	±0.1	0.75	±0.1	0.75	±0.1
-	Bastırıcının kalınlığı	20 min	-	20 min	-	-	20 min	-	20 min	-	
Bastırıcı (Tutucu Çember)	-	Bastırıcının kalınlığı	20 min	-	20 min	-	-	20 min	-	20 min	-

Erichsen çökertme deneyinin sonucu olarak, Erichsen çökertme değeri (EÇD) belirlenmektedir. Bu değer, bir çatlak meydana gelene kadar stampanın sac üzerinde yaptığı çökertme yüksekliğinin mm olarak ifadesidir. Kalıbın delik çapı 27 mm ise, deney sonucu EÇD olarak gösterilirken, kalıbın delik çapı 40 mm, 11 mm veya 21 mm olması durumunda EÇD₄₀, EÇD₁₁, EÇD₂₁ sembolleri kullanılmaktadır. Bastırıcı kuvveti en az 1000 kgf olarak uygulanmalı ve sac kalınlığı inceldikçe (özellikle 0.2 - 0.5 mm) bu değer 1000 kgf'nin altına kesinlikle düşmemelidir. Deney hızı 5-20 mm/dak. arasındadır. Deneyde yağlayıcı olarak grafitli gres kullanılması önerilmektedir. Deney sonu, bir çatlağın meydana geldiği andır. Bu, bir ses ile veya yük düşmesi olarak algılanabildiği gibi, gözle ile de algılanması bir kriterdir. Deney raporunda, deneyin sona erdirilme şeklinin de bildirilmesi gerekmektedir (TS 271).

Olsen çökertme deneyi de yöntem olarak Erichsen çökertme deneyinin benzeri olup, sadece deney düzeneğinin boyutları değişmektedir (Şekil 5.12). Bu deney yönteminde deney hızı 0.08-0.40 mm/s olarak önerilmektedir (ASTM E 643-84).



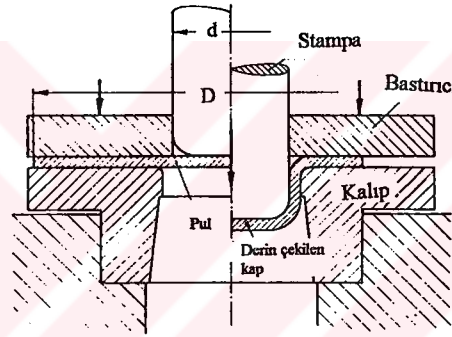
1. Sac numune kalınlığı (t)	
2. Sac numune genişliği	: 90 mm
3. Kalıp delik çapı	: 25.4 mm (t ≤ 1.5 mm) veya 28.58 mm (1.5 mm < t < 2 mm)
4. Bastırıcı iç çapı	: 25.4 ± 0.1 mm
5. Kalıp dış çapı	: ~ 90 mm
6. Bastırıcı dış çapı	: ~ 90 mm
7. Kalıp iç köşe	: 0.81 ± 0.05 mm
8. Kalıp dış köşe	: 0.8 mm
9. Bastırıcı dış köşe	: 0.8 mm
10. Kalıp ağız derinliği	: 5 ± 2 mm
11. Kalıbın kalınlığı (minimum)	: 20 mm
12. Bastırıcının kalınlığı (minimum)	: 20 mm
13. Stampanın küresel uç yarıçapı	: 22.22 ± 0.04 mm
14. Çökertme değeri	

Şekil 5.12 Olsen çökertme deney düzeneğinin elemanları ve boyutları (ASTM E 643 – 84)

5.4 Derin çekme deneyleri

Derin çekme deneyleri, sac malzemelerin gerçek proseslerdeki derin çekme işlemine yatkınlığını değerlendirmek için uygulanan benzeşim deneyleridir. Swift ve Fukui deneyleri, en yaygın olarak başvurulmuş derin çekme deneyleri olmaktadır.

Swift derin çekme deneyi, düz tabanlı stampayla ve yarıküresel uçlu stampayla olmak üzere iki şekilde uygulanabilmesine rağmen, düz tabanlı stampa ile yapılan deneyler daha yaygındır. Yarıküresel uç formuna sahip bir stampa kullanılmasıyla, germe ve derin çekme durumu birlikte oluşmaktadır (Taylor, 1985). Düz tabanlı stampa ile uygulanan Swift derin çekme deney düzeneği, Şekil 5.13'te görülmektedir. Kullanılan stampanın çapı $\varnothing 50$ mm olmaktadır. Stampa çapına ve sac kalınlığına bağlı olarak kalıp delik çapı, kalıp-stampa arası boşluk, stampanın ve kalıp ağzının köşe yuvarlatma yarıçapları da değişmektedir. (DIN EN 1669).



Şekil 5.13 Düz tabanlı stampa ile yapılan Swift derin çekme deneyi düzeni (Lange, 1985)

Deney sonuçlarına, bastırıcının uyguladığı kuvvet ve yağlama da etki etmektedir. Chung ve Swift (1951), bastırıcı basıncını (p_b) akma dayanımının % 0,5 – 1 'i olarak önermektedir. Ayrıca, sac kalınlığının stampa çapına oranı $t/d > 0.025$ olması durumunda, bastırıcı kullanımı gereksiz görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983). Bastırıcının uyguladığı kuvvet, (5.1) eşitliği ile hesaplanabilmektedir.

$$F_b = \frac{\pi(D^2 - d^2)}{4} \cdot p_b \quad (5.1)$$

Deneyde en sık kullanılan yağlayıcı, tallow olup, ayrıca 0.08 mm kalınlıkta polietilen tabaka veya SAE 20 yağlayıcıları da kullanılabilir (DIN EN 1669; Mielnik, 1992).

Deney sonucu sınır derin çekme oranıdır ($LDR = D_{max}/d$). D_{max} , başarılı olarak çekilebilen maksimum ilkel pul çapıdır. Bu çap değeri, ilkel pul çapının başarısız (yırılmanın olduğu) derin çekmelere kadar kademeli olarak artırılması ile belirlenebildiği gibi, (5.2) eşitliğinden

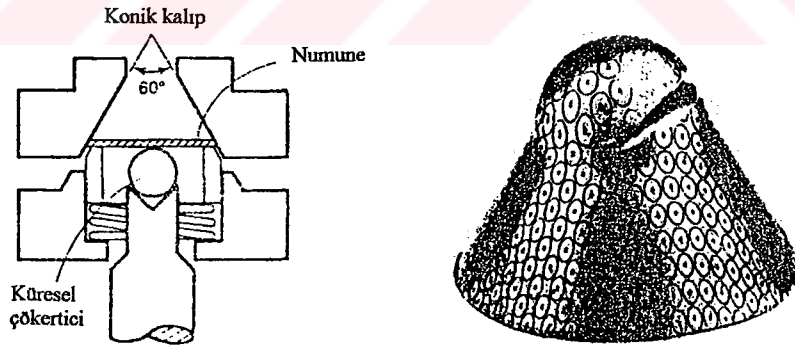
de yaklaşık olarak hesaplanabilmektedir. Bu eşitlikteki d_k kalıbın delik çapı, $(F_{d\phi})_f$, yırtılmanın meydana geldiği kuvvet ve $(F_{d\phi})_{\max}$ derin çekmedeki maksimum kuvvet olmaktadır (Mielnik, 1992; Taylor, 1985).

$$D_{\max} = \frac{(F_{d\phi})_f}{(F_{d\phi})_{\max}} (D - d_k) + d_k \quad (5.2)$$

Kap yüksekliği ise yaklaşık olarak (5.3) eşitliğinden hesaplanabilmektedir (Taylor, 1985).

$$h = \frac{(D^2 - d^2)}{4d} \quad (5.3)$$

Diğer bir derin çekme deneyi ise Fukui konik derin çekme (konik kap çekme) deneyidir. Bu yöntemde kullanılan deney düzeneği ve deney sonrası yırtılmış bir sac numune, Şekil 5.14'te görülmektedir. Sacı deforme eden, bir stampanın uç kısmında bulunan ve çapı sac kalınlığına bağlı olarak 12.5 ile 27 mm arasında değişen küresel bir elemandır. Kalıbın konik deliğinin ağız çapı ise sac kalınlığına bağlı olarak 9.4 – 32 mm arasında değişmektedir. İlkel pul çapları 23 ile 79 mm arasında seçilmektedir. İşlemden herhangi bir bastırıcı kullanılmamakta ve yağlayıcı olarak yüksek viskozitede bir yağ önerilmektedir (Mielnik, 1992; Taylor, 1985).



Şekil 5.14 Fukui konik derin çekme deney düzeneği ve deney sonrası yırtılmış bir numune (Taylor, 1985; Mielnik, 1992)

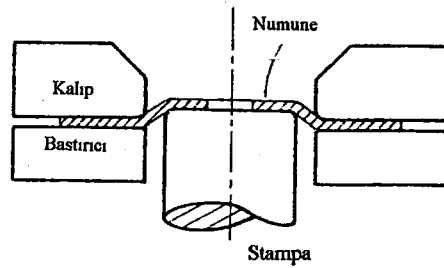
Fukui deney sonucu olarak Fukui konik kap çekme değeri, $FCCV = D/D_f$ şeklinde hesaplanabilir (D başlangıçtaki ilkel pul çapı, D_f ise yırtılma anında konik kısmın tabanının ortalama çapı). Deneyin bitim noktasının hassas belirlenmesi önemli değildir, çünkü çatlak oluşuktan sonra konik bölümün çapı değişmez. Bazı durumlarda, bir boyunlamayla birlikte

yük düşümünün gerçekleştiği andaki yük değeri veya kap derinliği ya da konik kısmın tabanının ortalama çapı deney sonucu olarak verilebilmektedir (Taylor, 1985).

5.5 Delik genişletme deneyi

Sacların şekillendirilebilirliği, sadece lokal boyunlanma ile sınırlanmamaktadır. Bazen saclarda, kenar çatlaması olarak bilinen durumlar da meydana gelebilmektedir. Keeler'e (1968) göre, ilkel pulların kesim işleminin sac kenarlarında çapak bırakması, kenar çatlama riskini artırmaktadır. Bu nedenle, keskin ve uyumlu kesme kalıpları ile çalışmak gerekmektedir. Bunun dışında, kesme kenarlarının pekleşmesi ve malzemenin özellikleri de bu oluşumu etkilemektedir. Özellikle yüksek dayanımlı çeliklerde uzamış inklüzyonlar, bu tip problemleri doğurabilmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

Sacların kenar çatlama eğilimi, delik genişletme deneyi ile değerlendirilebilir. Bunun için Şekil 5.15'te görülen, ortası bir zımba ile yuvarlak olarak delinmiş bir ilkel pul kalıp ve bastırıcı arasına sıkıştırılmakta ve genelde düz tabanlı bir stampa ile gerilmektedir. Stampanın uç formu yarıküresel veya konik de olabilmektedir. Germe ile başlangıçtaki çapı d_0 olan delik genişletmekte, delik kenarında çatlakların görülmeye başlamasıyla deney sona erdirilerek, deliğin ortalama çapı (d_m) ölçülmektedir. Bu andaki deliğin genişleme yüzdesi veya çevresel gerinim, $(d_m - d_0)/d_0 \times 100$ olarak hesaplanır. Delik genişleme miktarı, aynı zamanda malzemenin sünekliği ile de ilgili olmaktadır (Taylor, 1985).

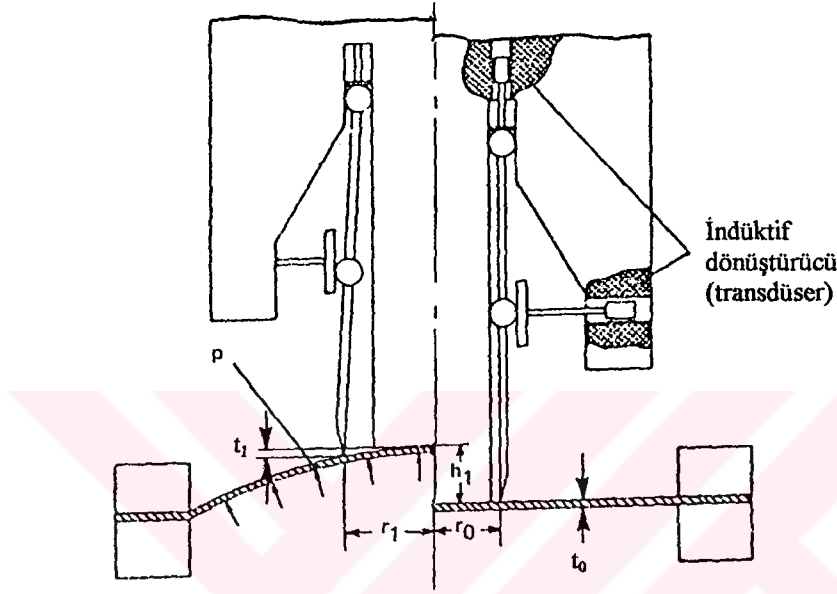


Şekil 5.15 Delik genişletme deney düzeneği (Taylor, 1985)

5.6 Hidrolik şişirme deneyi

Hidrolik şişirme deneyinde, flanşın akışı önlenecek şekilde (örneğin bir feder ile) sıkıştırılmış deney numunesi, bir stampa yerine hidrolik basınç ile deforme edilmektedir (Şekil 5.16). Stampa yerine hidrolik akışkan kullanılması, sürtünme olayının ortadan kalkmasını ve şekillendirmenin dengeli iki eksenli çekme halinde ($\epsilon_\theta = \epsilon_\phi = \epsilon_t$) gerçekleşmesini

sağlamaktadır. Hidrolik olarak şişirilen bölgenin yüzeyi ile temas eden bir ekstansometre, bu bölgede oluşan gerinimleri ölçebilmektedir. Ayrıca, ekstansometrenin bir servo-valfe sinyal göndermesi ile, hidrolik yağın akışı ve gerinim hızı kontrol altında tutulabilmektedir. Bu kontrolün bir kamera ile video ekstansometre sistemi kullanılarak gerçekleştirildiği deney düzenekleri de geliştirilmiştir (Taylor, 1985).



Şekil 5.16 Hidrolik şişirme deney düzeneğinin şematik gösterimi (Lange, 1985)

Hidrolik şişirme deneyi, bir sac malzemenin gerçek pres işlemlerindeki deformasyon şeklini yansıtmamaktadır çünkü herhangi bir stampa sürtünmesi söz konusu değildir. Bu deney yöntemi, laboratuvar şartlarında sac malzemelerin dengeli iki eksenli çekme halindeki plastik akış teorilerini ve akış eğrilerini elde etmede, diğer yöntemlerde ulaşılamayan yüksek gerinim seviyelerinde malzeme davranışını incelemeye, teorik akma davranışlarının geçerliliğini belirlemeye ve kalınlık yönünde gerçek bir basma gerilme - gerinim eğrisi elde etmede kullanılmaktadır (Taylor, 1985; Lange, 1985). Bu özelliklerinden dolayı hidrolik şişirme deneyi, kendine özgü deney grubu (intrinsic tests) içerisinde yer almaktadır.

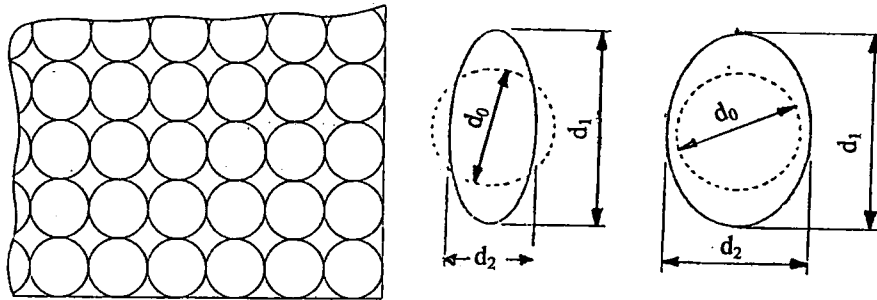
5.7 Şekillendirme sınır eğrilerinin oluşturulması

Şekillendirme sınır eğrileri (FLC), sac malzemenin çeşitli gerilme hallerinde oluşan sınır gerinimlerini belirten eğrilerdir ve sac şekillendirilebilirliğinin yorumlanması açısından oldukça önemlidir. Saclara uygulanan Erichsen veya Olsen çökertme, Swift derin çekme gibi benzeşim deneyleri, sac malzemenin şekillendirilebilirlik özellikleri hakkında sayısal değerler vermesine rağmen, bunlar tam anlamıyla belirleyici yorumlamalar değildir. Gerçek

proseslerde ortaya çıkan deformasyon durumu ve derecesi, parça ve takım boyutları, yağlama ve diğer işlem şartları, bu deneylerden oldukça farklıdır. Ayrıca bu deneylerde, çatlak oluşum noktasını hassas olarak belirlemek oldukça güçtür. Bu nedenle, bir sac malzeme için oluşturulan şekillendirme sınır eğrileri, malzemenin şekillendirilebilirliğini yorumlama açısından daha kullanışlı olmaktadır (Newby, 1978).

Şekillendirme sınır eğrileri, gerinim analizi ile oluşturulmaktadır. Bu eğriler, sacın yüzeyinde oluşan iki asal gerinimin bir diyagram üzerinde gösterilmesi ile elde edilir ve bu diyagrama “şekillendirme sınır diyagramı (FLD)” adı verilir. Sac yüzeyinde oluşan büyük gerinimler (major strain), ϵ_1 veya ϵ_1 olarak düşey ekseni oluşturmakta ve daima pozitif değerlerde (çekme) olmaktadır. Küçük gerinimler (minor strain) ise, ϵ_2 veya ϵ_2 olarak yatay ekseni teşkil etmekte ve gerilme haline bağlı olarak pozitif ya da negatif değerlerde (çekme veya basma) olmaktadır. Bu yönler, sac malzemenin şekillendirilmesinde ortaya çıkan gerinim oranlarının (β) işareti ile özdeştir. Şekillendirme sınır eğrileri teorik veya deneysel olarak oluşturulabilir. Şekillendirme sınır eğrilerinin teorik olarak elde edilmesi, daha önceki bölümlerde değinilen boyunlanma kriterlerine dayanmasına rağmen, deneysel eğriler malzeme davranışının daha gerçekçi biçimde değerlendirilmesine olanak sağlamaktadırlar (Newby, 1978; Mielnik, 1992).

Şekillendirme sınır eğrilerinin deneysel olarak elde edilmesinde sınır gerinimlerin ölçümü, deformasyon öncesi sac yüzeyinde elektro-dağlama veya fotografik baskı teknikleri ile oluşturulan ve “grid” adı verilen bir ağ desenindeki (Şekil 5.17a) deformasyonların ölçülmesi ile gerçekleştirilmektedir. Bunların içerisinde en yaygın olanı, çapı 2.5 mm olarak tavsiye edilen dairesel gridlerdir (Mielnik, 1992). Grid analizinde, başlangıçta çapı d_0 olan bir dairenin deformasyon sonrası iki yöndeki boyutları ölçülmekte (Şekil 5.17 b-c), ϵ_1 ve ϵ_2 gerinimleri ise (5.4) eşitlikleri ile hesaplanabilmektedir (SAE J863, 1981).

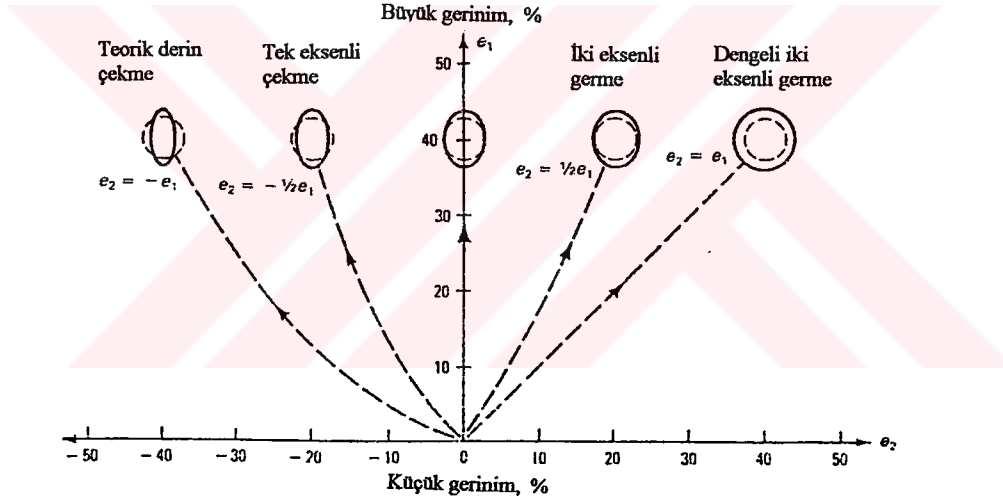


Şekil 5.17 Gerinim analizi için sac yüzeyinde oluşturulmuş dairesel gridler (a) ve deformasyon sonrası gerinimlerin belirlenmesi (b ve c) (Mielnik, 1992; SAE J863,1981)

$$e_1 = \frac{d_1 - d_0}{d_0} \quad (5.4a)$$

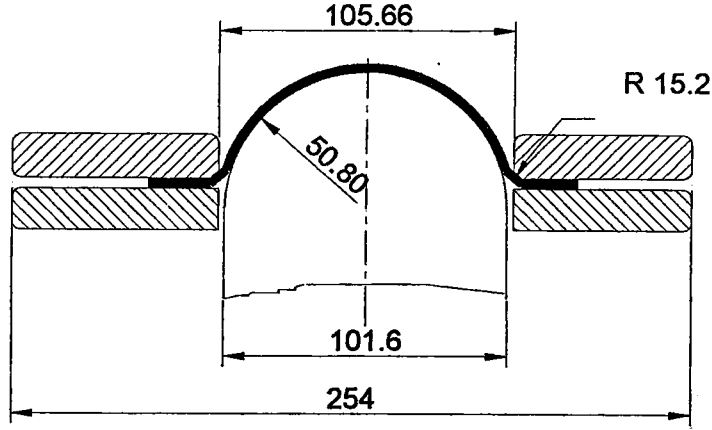
$$e_2 = \frac{d_2 - d_0}{d_0} \quad (5.4b)$$

Grid desenini oluşturan dairelerin deformasyonu, uygulanan gerilme haline bağlı olmaktadır (Şekil 5.18). Dengeli iki eksenli çekme ile düzlemsel gerinim noktası arasındaki bölgede ($0 < \beta \leq 1$) her iki gerinim de pozitif olduğundan ($0 < e_2 \leq e_1$), bu bölge “çekme-çekme” bölgesi olarak adlandırılmaktadır. Düzlemsel gerinim noktasında ($\beta = 0$) ise, $e_2 = 0$ ve $e_1 > 0$ durumu söz konusudur. Bu diyagramın sol tarafı ise $e_1 > 0$ ve $e_2 < 0$ şeklinde ifade edildiğinden, “çekme-basma bölgesi” olarak adlandırılmaktadır. Tek eksenli çekme ve teorik derin çekmedeki deformasyonlar bu bölgede yer alır (Taylor, 1985).



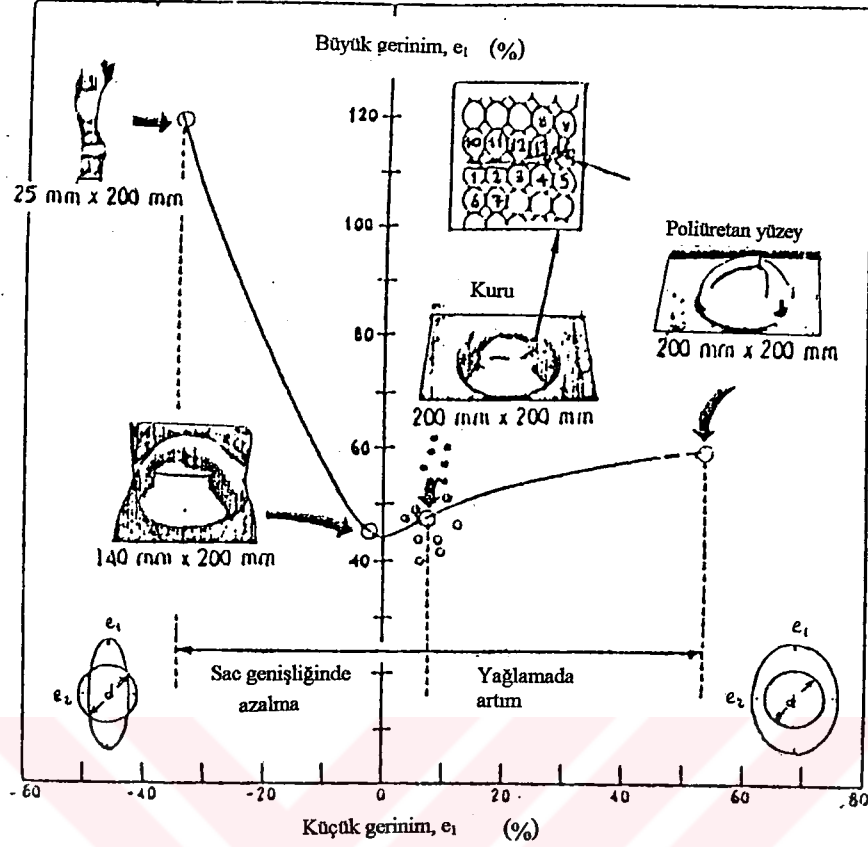
Şekil 5.18 Değişik gerilme ve gerinim halleri için grid deformasyonu (Taylor, 1985)

Şekillendirme sınır eğrilerinin oluşturulmasında çeşitli yöntemler mevcuttur. Bunlar içerisinde en yaygın olanı, yarıküresel uçlu bir stampa ile sac malzemenin deforme edilmesidir. Bunun için, ilk olarak Nakazima vd. (1968) tarafından önerilen ve Hecker (1975) tarafından geliştirilen deney düzeneği kullanılmaktadır (Şekil 5.19). Bu deneylerde bastırıcı kuvveti olarak 178 kN, deney hızı olarak da 0.42 mm/s önerilmektedir (Ghosh vd., 1984).



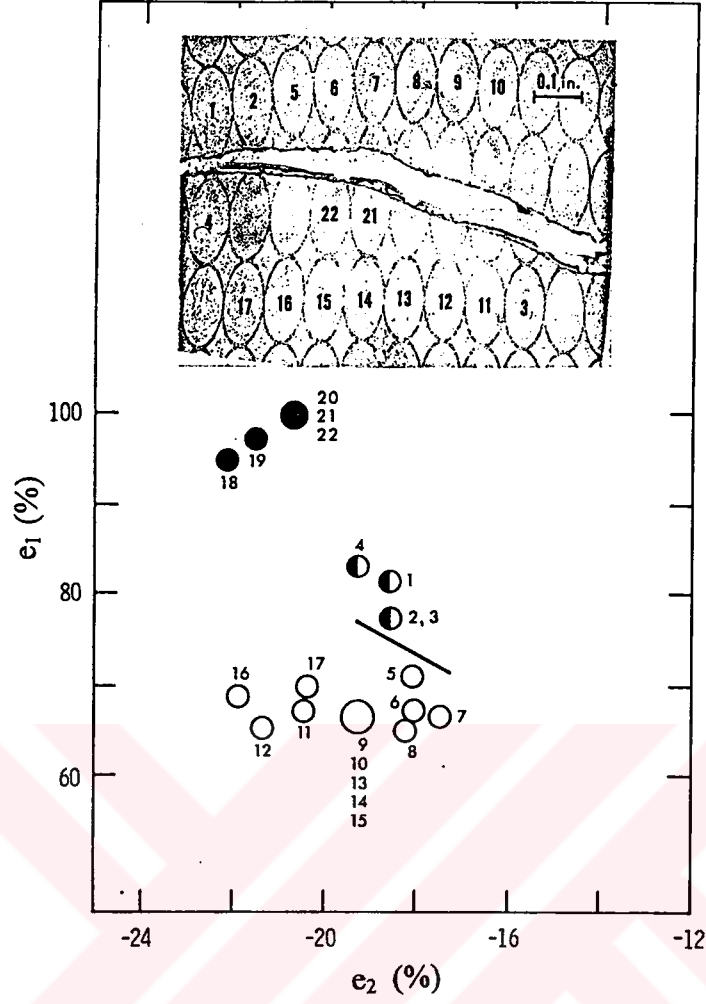
Şekil 5.19 Şekillendirme sınır eğrilerini elde etmek için kullanılan, yarıküresel uçlu stampayla germe deney düzeneği (Ghosh vd., 1984)

Bir şekillendirme sınır diyagramında, çeşitli gerilme ve gerinim halleri ve buna göre de değişik (e_2 , e_1) noktaları elde etmek için, deney numunesinin boyutları ve yağlama durumu değiştirilmektedir. Hecker'in (1975) geliştirmiş olduğu yöntemde, kullanılan sac levhaların bir boyutu hep sabit tutulmuş (200 mm), diğer boyutu ise 25-200 mm arasında değiştirilmiştir. Kısa kenara paralel olarak ölçülen gerinimler küçük gerinimleri vermekte ve levha eni küçüldükçe e_2 'nin negatif değerleri artım göstermektedir (daralma artmaktadır). Dolayısıyla numune eninin daralması ile, çekme-basma bölgesinde tek eksenli çekme haline yaklaşılmaktadır. Çekme-çekme bölgesinde ise, 200 x 200 mm boyutundaki deney levhalarında yağlama etkisini artırmak suretiyle dengeli iki eksenli çekme haline doğru yaklaşılmaktadır. Yağlayıcı olarak 0.08 mm kalınlığında polietilen tabaka ve mineral yağ kombinasyonu, 1.6 mm kalınlığında neopren tabaka ve mineral yağ kombinasyonu ve 6.4 - 63.5 mm arasındaki kalınlıklarda değişen poliüretan tabaka kullanılarak, bu sıraya göre yağlama etkisi artırılabilir. Neticede, değişen yağlayıcı ve levha ebatları ile uygulanan bir dizi deneyde, hasar bölgesindeki gridlerin deformasyonundan sınır gerinimler ölçülmekte ve bunların diyagramda işaretlenmesi ile, Şekil 5.20'de görülen tipik şekillendirme sınır eğrisi elde edilmektedir. Böyle bir eğride en düşük sınır gerinim, $e_2 = 0$ olan düzlemsel gerinim halindedir ve bu nokta "düzlemsel gerinim noktası (FLD₀)" olarak adlandırılmaktadır. FLD₀, çeşitli sac malzemelerin şekillendirilebilirliğinin kıyaslanmasında önemli bir kriterdir (Ghosh vd., 1984).

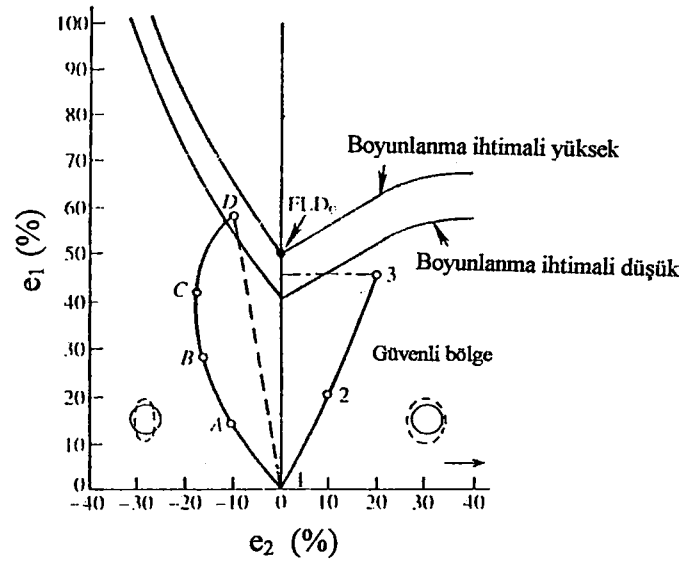


Şekil 5.20 Çeşitli boyutlardaki sac deney levhaları ve çeşitli yağlayıcılar kullanılarak elde edilen bir şekillendirme sınır diyagramı (Ghosh vd., 1984)

Bir şekillendirme sınır eğrisinin oluşturulmasında, hasar bölgesinde ölçülen elipslerin seçimine göre eğrinin seviyesi değişim göstermektedir. Şekil 5.21'de, bir hasar bölgesindeki grid deformasyonu ve çatlak birlikte görülmektedir. Bu bölgede ölçüm üç şekilde gerçekleştirilebilir. Birincisinde, içerisinden çatlak geçen elipslerin ölçülmesi ve diyagramda işaretlenmesi ile en yüksek seviyedeki noktalar elde edilir. İkinci olarak, çatlaktan etkilenmiş (çatlağa hemen komşu olan veya ağır bir boyunlanma gösteren) elipsler ölçülür. Üçüncü ölçüm ise, çatlaktan etkilenmeyen ve kabul edilebilir bir deformasyon gösteren elipslerin ölçümüdür. Buna göre şekillendirme sınır eğrileri, Şekil 5.22'de görüldüğü gibi bir band olarak verilebilmektedir. Bu bandın altındaki bölge, çatlak veya boyunlanmanın meydana gelmediği ve kabul edilebilir deformasyon alanını yansıtan güvenli bölgedir. Bandın üstü ise, hasar bölgesi olarak adlandırılmaktadır (Ghosh vd., 1984; Mielnik, 1992). Şekillendirme sınır eğrileri seviyesinin yükselmesi ile sınır gerinimler artacağından, sacın şekillendirilebilirliği de artmaktadır. Ayrıca, bir gerilme ve gerinim halini mümkün olduğunca düzlemsel gerinim noktasından (FLD_0) uzaklaştırmak ve özellikle çekme-basma bölgesine doğru kaydırmak, daha geniş (emniyetli) bir bölgeden faydalanmak demektir.

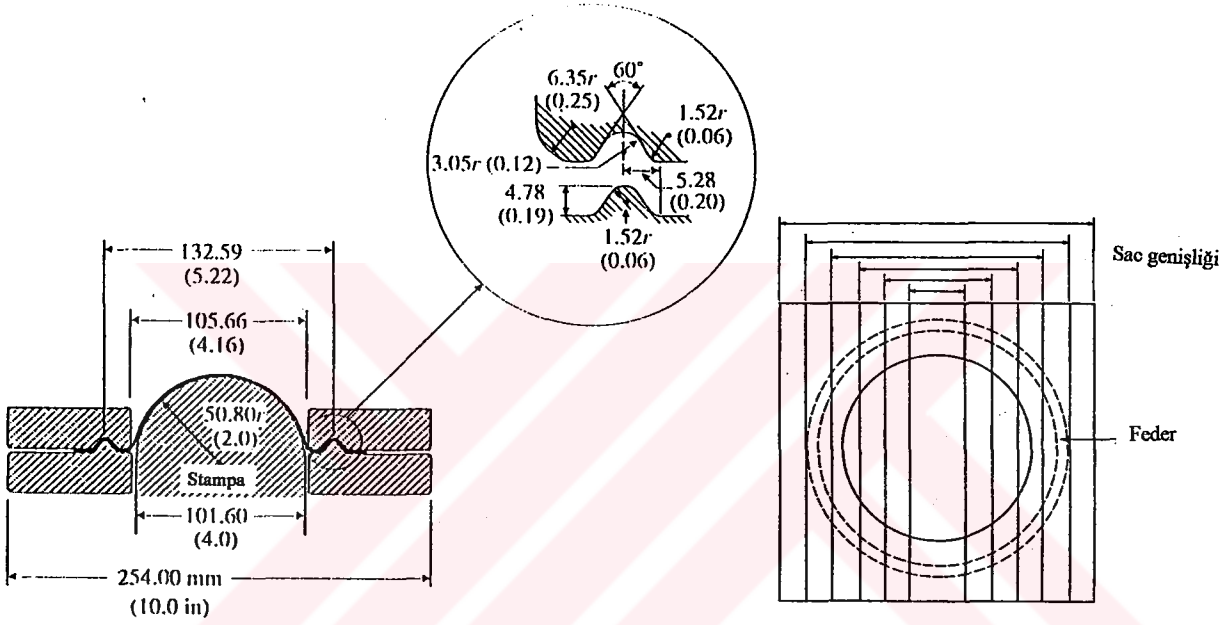


Şekil 5.21 Şekillendirme sınır eğrilerinin oluşturulmasında, hasar bölgesindeki elipslerin durumu (Ghosh vd., 1984)

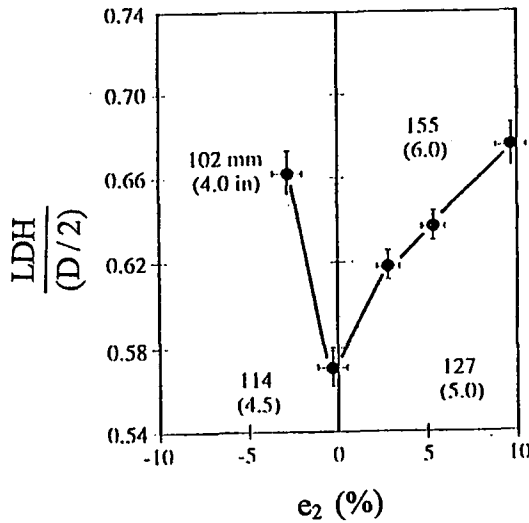


Şekil 5.22 Şekillendirme sınırının bir band ile gösterilmesi (Mielnik, 1992)

Bir sac malzemenin şekillendirilebilirliğini belirlemeye yönelik olarak elde edilebilen diğer bir eğri de, çökertme sınır yüksekliği (LDH) eğrisidir. Bu eğrilerin oluşturması için, yine değişik ebatlarda deney levhaları kullanılmakta ve yine bir yarıküresel stampa ile çökertilmektedirler. Bu deney düzeneğinde, Şekil 5.23'te görüldüğü gibi bir feder ile malzemenin kalıp içerisine akışı frenlenmektedir. Dar numunelerde tek bir kenarda frenleme meydana gelirken, numune genişliği arttıkça çevresel bir frenleme ile çekme-çekme bölgesindeki gerinimler elde edilmektedir. Bir çökertme sınır yüksekliği eğrisi, Şekil 5.24'te görülmektedir (Ghosh, 1984; Kalpakjian, 1991; Mielnik, 1992).



Şekil 5.23 Çökertme sınır yüksekliği eğrisini elde etmede kullanılan deney düzeneği (Kalpakjian, 1991; Mielnik, 1992)



Şekil 5.24 Farklı genişliklerdeki sac deney levhaları ile elde edilen bir çökertme sınır yüksekliği eğrisi (Mielnik, 1992)

6. SOĞUK HADDELENMİŞ DÜŞÜK KARBONLU ÇELİK SACLARIN ŞEKİLENDİRİLEBİLİRLİĞİNİ ETKİLEYEN FAKTÖRLER

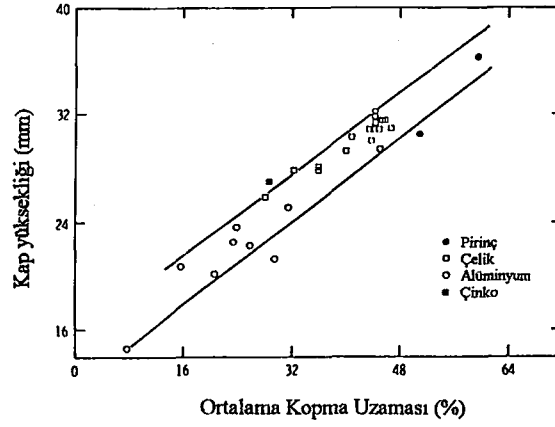
Sacların şekillendirilebilirlik özelliğini etkileyen birçok faktör bulunmaktadır. Bu faktörleri, en genel anlamda, malzeme faktörleri ve işlem faktörleri olarak iki gruba ayırmak mümkündür.

6.1 Malzeme faktörleri

Sacların şekillendirilebilirliği, malzemenin mekanik ve metalurjik özellikleri ile büyük değişimler göstermektedir. Bu özellikler ise, büyük ölçüde, malzemenin kimyasal bileşimi, üretim yöntemi ve üretim safhalarında görmüş olduğu mekanik ve ısı işlemlere bağlıdır. Bu bölümde, malzemenin bazı mekanik ve metalurjik karakteristiklerinin, soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların şekillendirilebilirlik özelliği üzerine etkisi incelenmektedir.

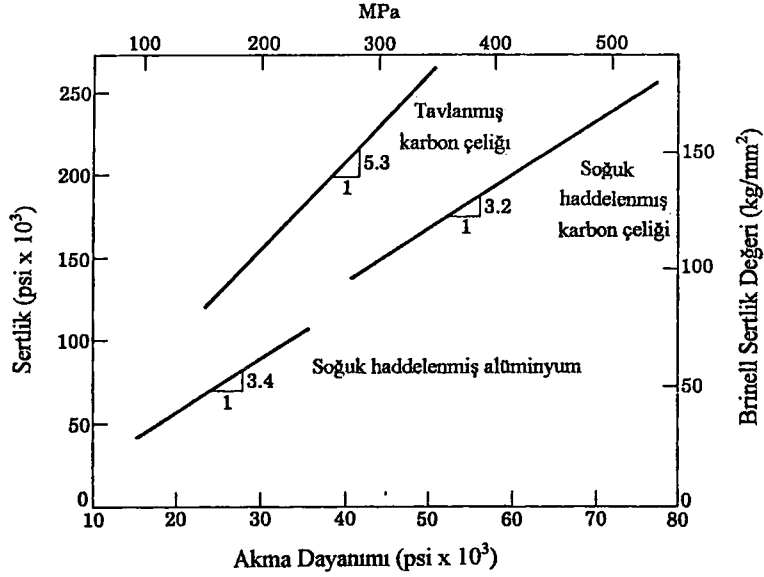
6.1.1 Uzama, dayanım, sertlik ve elastiklik modülü

Sacların şekillendirilebilirliği, malzemenin sünekliğini ifade eden büyüklüklere orantılıdır. Bir tek eksenli çekme deneyinden elde edilen kopmadaki uzama yüzdesi veya toplam uzama (% e_f) değeri, üniform uzamanın (% e_u) ve boyunlanma sonrası meydana gelen uzamanın (% e_{pu}) toplamıdır. Gerçek üniform gerinim $\epsilon_u = \ln(1 + e_u) = n$ olmaktadır. Bu değer yüksek olması, deformasyonlarda boyun oluşumunun daha geç ortaya çıkmasına neden olmaktadır. Boyunlanma sonrası uzama ise, daha çok malzemenin m değeri ile ilgili olup; malzemenin gerinim hızına karşı duyarlılığı arttıkça, boyunlanma sonrası gösterdiği uzama da artmaktadır. Sonuçta her iki uzama alanının büyümesi, malzeme sünekliğindeki ve şekillendirilebilirliğindeki artışın en büyük göstergesi olmaktadır (Newby, 1978). Hecker'in (1975) çeşitli sac malzemelere uyguladığı iki eksenli germe deney sonuçlarından anlaşılmaktadır ki, malzemenin kopma uzamasının artması ile, elde edilebilen kap derinliği, Şekil 6.1'deki gibi artım göstermektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

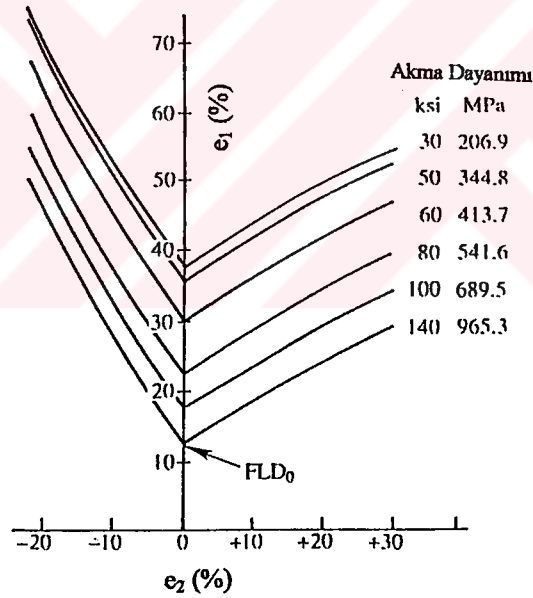


Şekil 6.1 Çeşitli sac malzemelerin tek eksenli çekmedeki ortalama kopma uzaması ile, elde edilebilen maksimum kap yüksekliğinin değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)

Malzemenin dayanımı ve bununla birlikte artan sertlik değerleri ile, uzama değerleri ve dolayısıyla sünekliği azalmaktadır (Taylor, 1985). Bununla birlikte, düşük karbonlu çelik saclarda şekillendirilebilirlik ve dayanım özelliklerinin birlikte düşünüldüğü, bu açıdan da optimuma yakın bir kombinasyon sergilendiği unutulmamalıdır. Kalıcı deformasyonların başladığı andaki gerilme değeri olan akma dayanımı, şekillendirilebilirlik açısından önemlidir. Düşük karbonlu çelik sac malzemelerde akma dayanımının 240 MPa'ın üzerinde olması, büyük olasılıkla düşük bir elastiklik modülü ile birlikte, şekillendirme işlemlerinde aşırı bir geri esneme, kırılma ve çatma eğilimini belirginleştirmektedir. Aynı zamanda, hızlı bir kalıp aşınmasına da neden olmaktadır. Düşük karbonlu çeliklerde akma dayanımının 140 MPa'nın altında olması ise, malzemenin şekillendirilme esnasında ortaya çıkan gerilmelere karşı direnç gösteremeyebileceğinden dolayı pek uygun görülmemektedir (Newby, 1998). Malzemelerin sertliği ile akma dayanımı arasında, $Sertlik = a \sigma_A$ şeklinde orantılı bir bağıntı söz konusudur ve çeşitli malzemeler için bu bağıntı Şekil 6.2'de görülmektedir (Kalpakjian, 1991). Ghosh'un (1975) 1.02 mm kalınlıkta ve farklı akma dayanımlarındaki çelik saclara uyguladığı deneylere göre, akma dayanımındaki artım ile birlikte şekillendirme sınır eğrisi seviyesinin ve FLD_0 noktasının düşmesi, Şekil 6.3'te görülmektedir (Mielnik, 1992).



Şekil 6.2 Malzemelerin akma dayanımı ile Brinell sertlik değerleri arasındaki bağıntı (Kalpakjian, 1991)



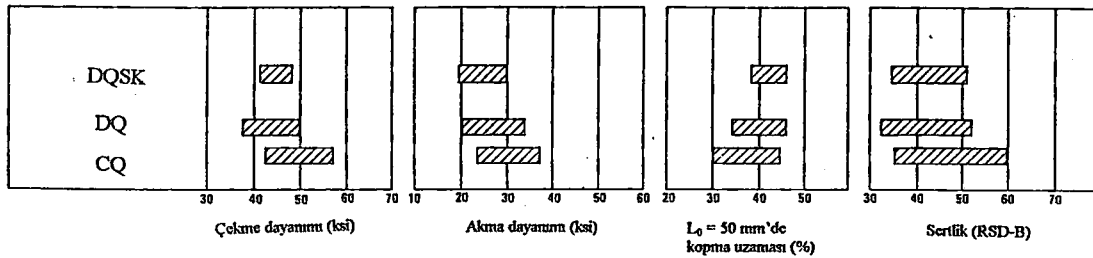
Şekil 6.3 1.02 mm kalınlığındaki çelik sacların akma dayanımı ile şekillendirilebilirliğinin değişimi (Mielnik, 1992)

Sac malzemelerde gerek akma dayanımı gerekse akmanın meydana geliş şekli, şekillendirilebilirlik açısından oldukça önemli etkenlerdir. Malzemenin çekme dayanımı ise, şekillendirilebilirlik açısından diğer parametreler kadar önem arz etmemektedir (Richards, 1981a). Bununla birlikte, malzemelerin çekme dayanımının artması ile, genelde sünekliliğinin azaldığı gözlenmektedir (Taylor, 1985). Malzemelerin çekme dayanım ile sertlik değeri arasında da yaklaşık bir bağıntı söz konusudur: S_u (Mpa) = 3.5 BSD. Bazı araştırmacılar, çekme dayanımı / akma dayanımı oranı ile şekillenebilirliğin değişimini

incelemişlerdir. Bu oranın, üniform gerinim ile birlikte ele alındığında malzemenin az veya çok pekleşme üstelini (n) yansıttığı ve artan değerlerinin şekillendirilebilirliği olumlu yönde etkileyebildiği izlenmiştir. Buna rağmen, şekillenebilirlik özelliklerinin kıyaslanması açısından pek uygun bir parametre olarak kabul görmemiştir (Warwick ve Alexander, 1962-3; Sowerby vd., 1982).

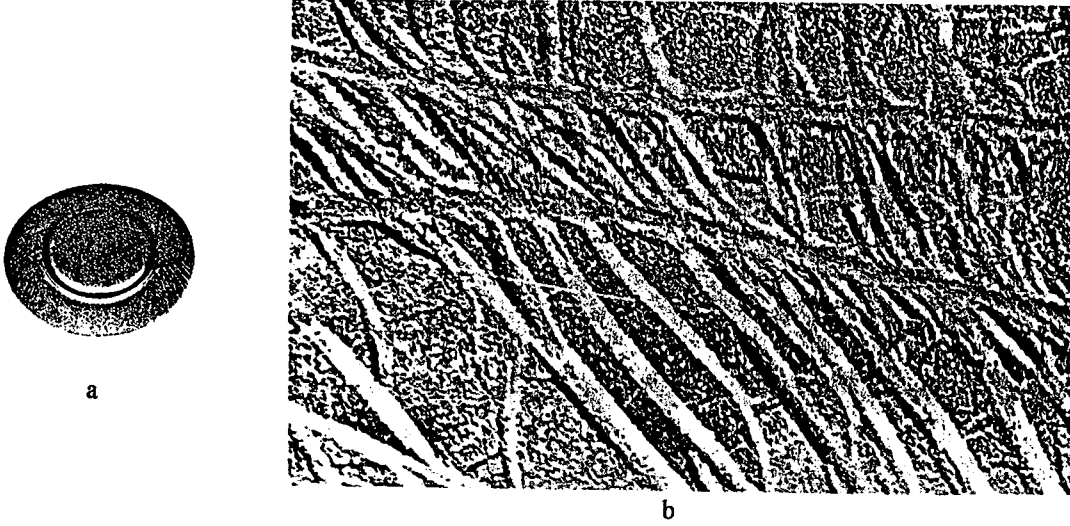
Malzemelerin görmüş olduğu soğuk şekillendirme sonucu oluşan pekleşme etkisi, dayanım ve sertlik değerlerinde artıma, uzama ve pekleşme üsteli gibi plastiklik ifade eden değerlerde ise düşüşe neden olmaktadır. Soğuk şekil değiştirme derecesi ile çekme eğrisindeki değişimler, Şekil 3.22'de belirtilmişti. Buradan da açıkça görüldüğü gibi, soğuk deformasyon ile akma dayanımındaki artımlar, çekme dayanımındakilere göre çok daha fazla olmaktadır (Louthan, 1992). Düşük karbonlu çelik sacların soğuk haddelenmesi ile oluşan pekleşme, haddelenme sonrası tavlama ile rekristalizasyon meydana getirilerek giderilmekte ve böylece malzemenin plastiklik özellikleri iyileştirilmektedir. Sonuçta, sac malzemenin kimyasal bileşimi, soğuk şekil değiştirme derecesi, rekristalizasyon sıcaklığı, tane büyüklüğü, anizotropi, gerinim hızı gibi faktörler, malzemenin dayanım ve plastiklik özelliklerini etkilemektedir (Kalpakjian, 1991; Newby, 1978).

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac kalite sınıflarına göre dayanım, uzama ve sertlik değerlerinde belirgin değişimler göstermekte ve bu da şekillendirilebilirlik özelliklerine yansımaktadır (Şekil 6.4). Ticari kalitedeki çelik sacların dayanım ve sertlik değerleri yüksek ve uzama değerleri düşük iken, derin çekme ve özel dinlendirilmiş derin çekme kaliteleri, şekillendirilebilirlik açısından daha iyi sonuçlar vermektedir (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978).



Şekil 6.4 Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac kalitelerinin tipik dayanım, uzama ve sertlik dağılımları (The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, 1978)

Malzemenin elastiklik modülü de şekillendirilebilirliği etkilemektedir. Bükme ve diğer şekillendirme işlemlerinde oraya çıkabilen geri esneme (yaylanma), büyük ölçüde malzemenin elastiklik modülü ve elastik bölgedeki gerinimler ile ilgilidir. Sac kalınlığı ve

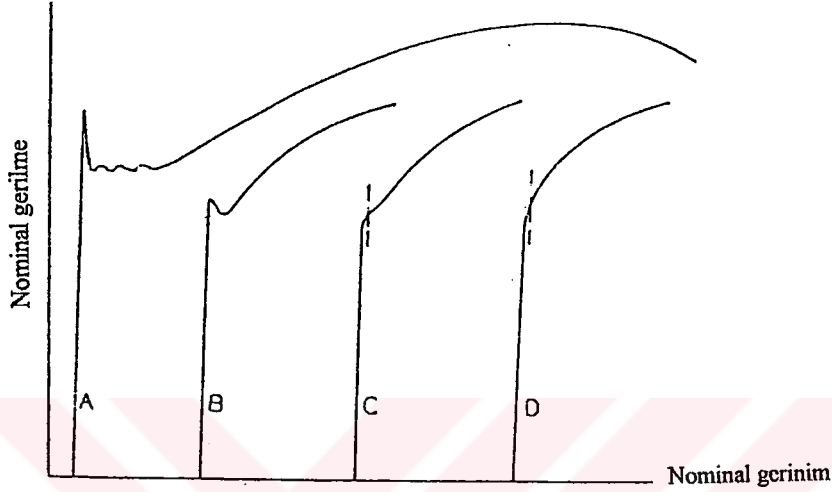


Şekil 6.6 Lüders bandlarının, özellikle düşük deformasyon seviyelerinde (a), sac yüzeyinde damarlanma veya timsah derisi şeklindeki (b) görünümü (Eary ve Reed, 1974; Hosford ve Caddell, 1983)

Düşük karbonlu çelik sac malzemelerde akma uzamasının ve Lüders bandlarının oluşum nedeni, kafeste arayer çözülmüş olarak bulunan azot ve karbon atomlarının dislokasyonlara toplanmasıdır. Plastik şekil değiştirme dislokasyon hareketi ile gerçekleştiğinden, bu atomların toplanması dislokasyon hareketini zorlaştırmaktadır. Dislokasyonları harekete geçirerek akma olayını başlatabilmek için, bu durumda yüksek bir gerilme uygulanması gerekmektedir (üst akma gerilmesi). Bu yüksek gerilme ile dislokasyonlar, kendisinin hareketini zorlaştıran bu N veya C atomlarından kurtulurlar. Bu noktadan sonra daha düşük gerilmelerle aynı olay, akma uzaması boyunca gerçekleşir ve gerilme değerleri giderek küçülen bir zig-zag şekline bürünür. Bu durum, özellikle düşük hızlarda uygulanan çekme deneylerinde belirginleşir çünkü çözelti atomlarının dislokasyonlara tekrar yayılma durumu söz konusudur. Bu gerilmelerin ortalama değeri, alt akma gerilmesi olarak kabul edilebilir. Akma uzaması sürecinde numunedeki akma bölgesel olarak meydana gelmekte ve bu şekilde homojen olmayan bir deformasyon ile Lüders bandları gözlenmektedir. Akmanın tüm bölgelerde tamamlanmasıyla homojen deformasyon başlamakta ve oluşan pekleşmeyle gerilme artımı sürmektedir (Morgan ve Shyne, 1957; Lange, 1985).

Düşük karbonlu çelik saclarda istenmeyen bu Lüders bandlarının oluşumu, bazı işlemlerle engellenebilmektedir. Malzeme, şekillendirilme öncesinde akma bölgesindeki bir gerilme düzeyinde soğuk deformasyona tabi tutulursa, dislokasyonlar serbest kalmakta ve akma uzaması ortadan kalkmaktadır. Bunun için düşük karbonlu çelik saclar, tavlandıktan sonra % 1-3 redüksiyonla temper haddelenmesine tabi tutulurlar veya germe haddeleri üzerinde

eğme - doğrultma şeklinde soğuk deformasyona uğratılırlar. Bu işlemler, sacların şekillendirilmesi öncesinde sünekliğini ve pekleşme kapasitesini (n) bir miktar düşürmesine rağmen, özellikle dış kısımlarda sergilenen sac parçaların imalatında, yüzey görünümü açısından kaçınılmaz olmaktadır (Morgan ve Shyne, 1957). Temper haddeleme redüksiyonunun artması ile akma uzaması azalmakta veya ortadan kalkmaktadır (Şekil 6.7).

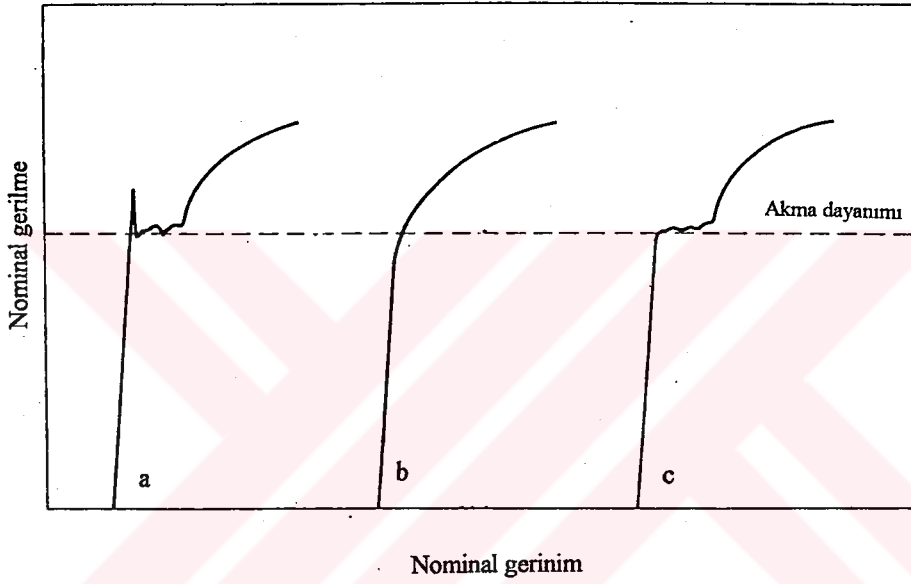


Şekil 6.7 Temper haddeleme derecesinin artması ile akma uzamasının azalması (Richards, 1981a)

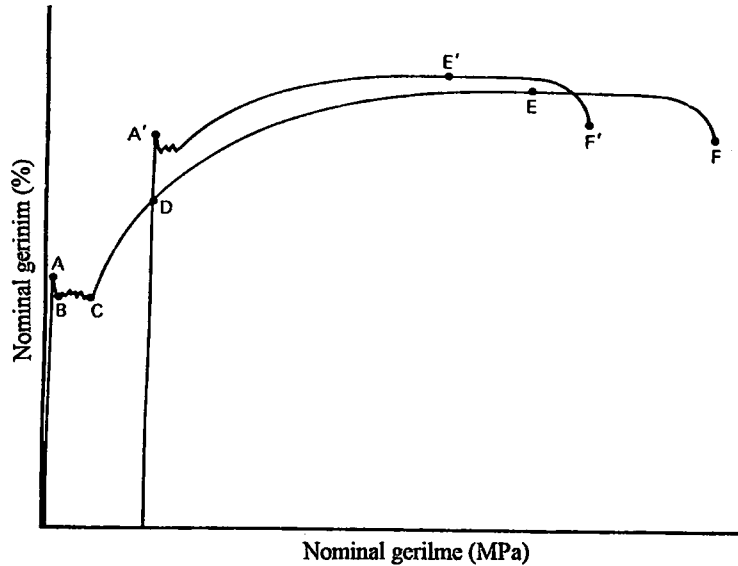
Çeliğin üretim yöntemine, sacın depolama süresine ve ortamına göre temper haddelemenin etkisi geçici olabilmektedir. Kaynar olarak dökülmüş veya dinlendirilmiş bir düşük karbonlu çelik sacın soğuk haddeleme sonrası tavllanmış yapısı Şekil 6.8a'daki gibi, belli bir oranda temper haddelenmesi sonrası ise Şekil 6.9b'deki gibi bir çekme eğrisi vermektedir. Eğer çelik kaynar olarak dökülmüşse, temper haddelemeden belli bir süre sonra akma uzaması tekrar geri dönmektedir (Şekil 6.8c). Bu olay "yaşlanma" olarak adlandırılır (Morgan ve Shyne, 1957; Newby, 1978).

Düşük karbonlu çelik saclardaki yaşlanmanın nedeni, temper haddeleme ile dislokasyonların serbest kalmasından belli bir süre sonra, C ve N atomlarının dislokasyonlara tekrar difüzyon ile göçmesidir. Sıcaklık ile difüzyon hızı artmakla birlikte, oda sıcaklığında yavaş da olsa bu olay gerçekleşmektedir. Bu nedenle, kaynar olarak dökülmüş çeliklerden üretilen saclar, temper haddelemesinden itibaren birkaç hafta içerisinde kullanılmalıdırlar. Alüminyum ile dinlendirilmiş düşük karbonlu çelik sacların yaşlanmaya karşı üstün bir direnç göstermektedir; çünkü bu tür çeliklerde, alüminyum, azotu bağlamaktadır. Çeliklerde yaşlanma, sertlik ve dayanım seviyelerinde artımın yanında, uzama ve süneklikte azalmayı da birlikte getireceğinden, şekillenebilirlik özelliklerini kötüleştirmektedir. Şekil 6.9'da

görüldüğü gibi A-B-C-D yolunda eğri veren bir çekme deneyi, D noktasında kesilir ve kısa bir süre içerisinde tekrar yüklenirse, D noktasından itibaren aynı yolda (D-E-F) ilerlemesine devam eder. Eğer bu süre çeliğin yaşlanmasına izin verecek uzunlukta ise, deneyin kesildiği D noktasının üzerindeki bir gerilmeye (A') akma meydana gelir ve bu eğri A'E'F' yolunu izler. Bu şekilde elde edilmiş bir eğride çekme dayanımı daha yüksek olmakta iken (E'), maksimum üniform gerinim (E') ve toplam uzama (F') ise azalmaktadır. Bu durum, yaşlanma sertleşmesinin ve yaşlanmayla birlikte plastiklik özelliklerde meydana gelen düşümün göstergesidir (Hosford ve Caddell, 1983; Lange, 1985).



Şekil 6.8 Tavlanmış bir düşük karbonlu çelik sacda, akma uzamasının (a) temper haddeleme ile giderilmesi (b) ve yaşlanma ile bu uzamanın geri dönüşü (c) (Newby, 1978)

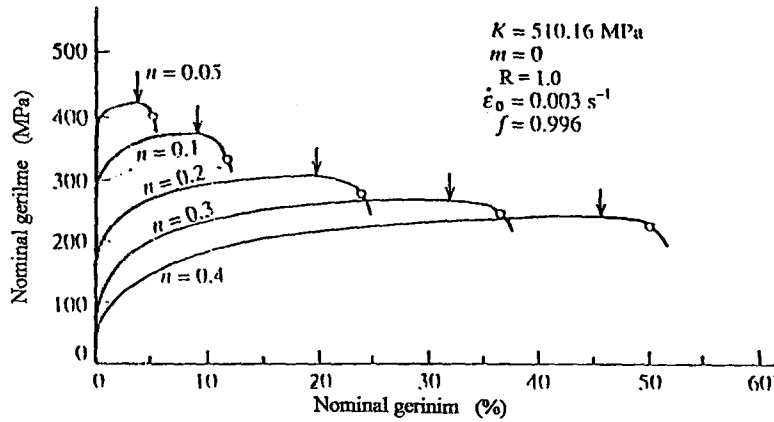


Şekil 6.9 Düşük karbonlu çeliklerde yaşlanma olayını gösteren şematik çekme eğrileri (Hosford ve Caddell, 1983)

Yaşlanma olayının görülmediği çelikler, arayer element içermeyen IF çelikleridir (interstitial-free steel). Bunlar vakum ile gaz alma işlemine tabi tutularak, yapısında bulunan karbon, azot gibi arayer elementlerinden arındırılırlar. Bu şekilde üretilen çelikler, daha yüksek R değerlerine (~ 2.0) sahiptirler ve akma uzaması ile yaşlanma göstermezler. IF çelikleri, derin çekme kalitesindeki saclara göre daha derin ve problemlı parçaların imalatına olanak tanımaktadırlar (Newby, 1978).

6.1.3 Pekleşme üsteli

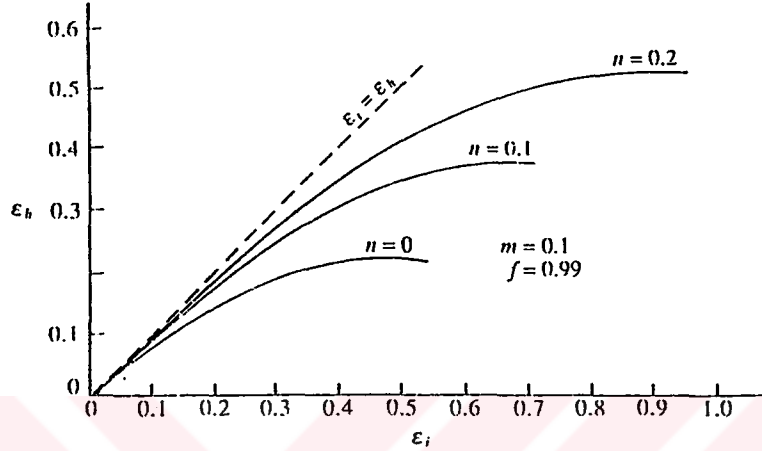
Sac malzemelerin pekleşme kapasitesini yansıtan pekleşme üsteli (n), malzemelerin şekillendirilebilirliği açısından çok önemli bir kriterdir. Artan n değerleri ile malzemenin süneklığı ve iki eksenli gerilebilirliği artmaktadır. Malzemenin gerinim-gerilme davranışı $\sigma = K\varepsilon^n$ olarak belirtildiğinde, yükün maksimuma erişerek boyunlanmanın başladığı andaki maksimum üniform gerinim, $\varepsilon_u = n$ olmaktadır. Bu değer yüksek olması, üniform deformasyon alanının yüksek olması ve yayılı boyunlanmanın daha geç ortaya çıkması demektir (Şekil 6.10). Bir başka deyişle, yüksek n değerine sahip sacın kritik bölgelerinde oluşan pekleşme ile dayanımın artması sonucu, yayılı boyunlanma oluşumuna karşı direnç de artmaktadır. Bu durumda deformasyon komşu bölgelere yayılarak, üniform gerinim bölgesinin alanı büyümekte ve diğer özellikler sabit kalmak şartıyla toplam uzama miktarı artmaktadır (Mielnik, 1992).



Şekil 6.10 Malzemenin diğer özelliklerinin ve çekme hızının sabit kalması şartıyla, pekleşme üstelinin artımı ile maksimum üniform uzamadaki artımın örneklenmesi (Mielnik, 1992)

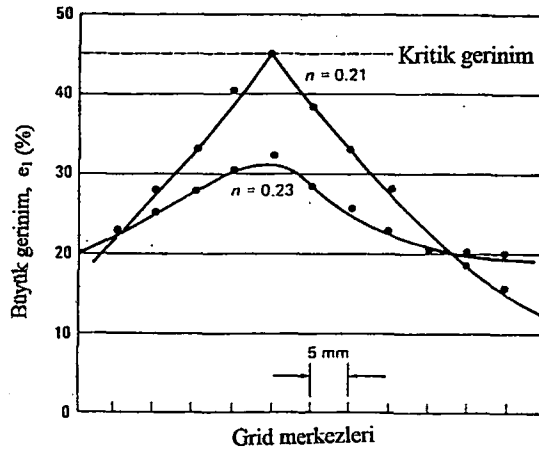
Kesitinde belli oranda bir süreksizlik bulunan (bir boyun veya çukur gibi) çekme numunesinde, süreksizlik gösteren bölgedeki deformasyon miktarı, komşu bölgelere göre daha fazladır. Bu nedenle, yayılı boyun içerisinde daha yüksek oranda pekleşme sonucu bir dayanım artışı söz konusudur. Yüksek n değerine sahip bir malzemenin pekleşme kapasitesi

de yüksek olduğundan, boynun büyüme hızı, oluşan direnç nedeniyle azalmaktadır. Bu durumda deformasyon, daha yumuşak ve kesiti kalın olan homojen (üniform) bölgeye kaymaktadır. Şekil 6.11'de, artan n değerleri ile boyun deformasyonunun azalması ve üniform bölgedeki gerinimlerin artımı görülmektedir. Bununla birlikte, pekleşme üstelinin boyun büyümesine karşı etkisi, gerinim hızına duyarlılık üstelinin etkisi kadar fazla değildir (Mielnik, 1992).



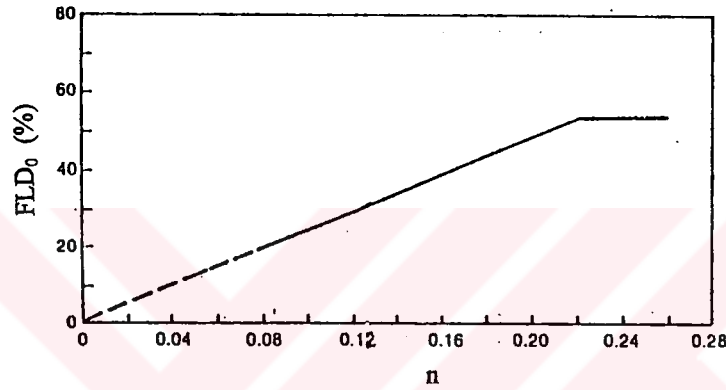
Şekil 6.11 Pekleşme üsteli ile homojen (üniform) bölgedeki gerinimin (ϵ_h) ve süreksizlik arz eden bölgedeki (boyundaki) gerinimin (ϵ_i) değişimi (Mielnik, 1992)

Keeler (1968), yüzeyinde grid oluşturulmuş saclarla gerçekleştirmiş olduğu deneylerde, kritik bölgelerdeki gerinim dağılımını incelemiştir (Şekil 6.12). Düşük n değerlerine sahip malzemelerde gerinim yığılması sonucunda büyük gerinimler (ϵ_i) kritik düzeye ulaşmaktayken, yüksek n değerine sahip malzemelerde gerinim daha üniform olarak yayılmaktadır (Newby, 1978).

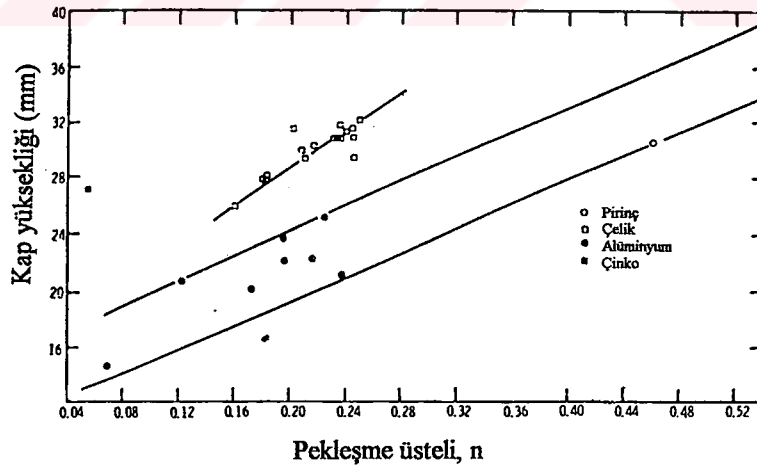


Şekil 6.12 Pekleşme üstelinin iki eksenli çekmedeki gerinim dağılımına etkisi (Newby, 1978)

Pekleşme üstelinin artması ile şekillendirilebilirlik arttığından, şekillendirme sınır eğrilerinin seviyesi de artmaktadır. Bu durum, n değerinin düzlemsel gerilme noktasına (FLD_0) etkisi olarak Şekil 6.12a'da görülmektedir (Ghosh vd., 1984). Hecker (1974), farklı malzemelerle yapmış olduğu deneylerde, n değerinin artması ile çökertme yüksekliğinin Şekil 6.12b'deki gibi arttığını belirtmektedir. Malzemenin akma dayanımının artması ile plastiklik özelliklerinin düştüğü bilinmekte ve bu durum pekleşme üsteline de yansımaktadır. Hecker (1977) aynı zamanda, artan akma dayanımı ile malzemenin pekleşme kapasitesinin Şekil 6.14'teki gibi düştüğünü belirtmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).

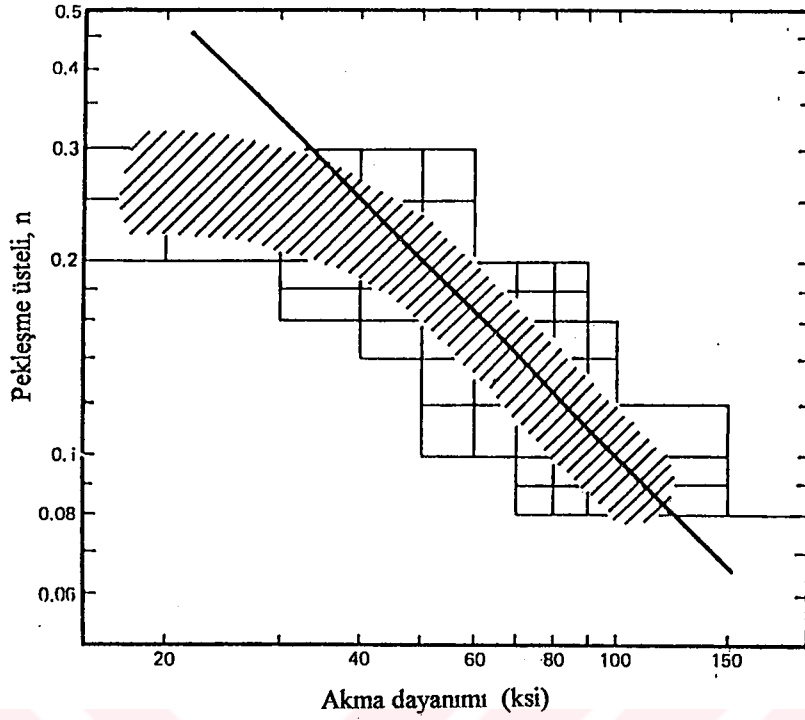


(a)



(b)

Şekil 6.13 Pekleşme üstelinin şekillendirme sınır eğrisindeki FLD_0 noktasına (a) ve çökertme yüksekliğine (b) etkisi (Ghosh vd., 1984; Hosford ve Caddell, 1983)



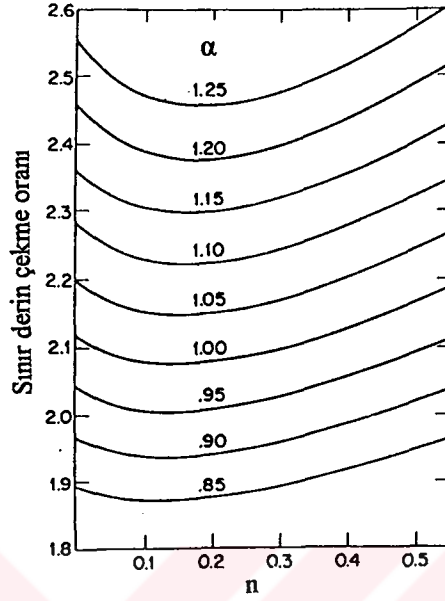
Şekil 6.14 Karbon ve HSLA çeliklerinde akma dayanımı ile pekleşme üstelinin değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)

Pekleşme üstelinin şekillendirilebilirliğe etkisi en çok germe işlemlerinde ortaya çıkmakta ve n değeriyle gerilebilirlik önemli ölçüde artmaktadır. Gronostajski ve Banasiak (1976), ortalama pekleşme üsteli (\bar{n}) ve sac kalınlığı ile Erichsen çökertme değeri arasında, 0.853 korelasyon katsayısı ile (6.1) eşitliğindeki gibi bir bağıntı elde etmişlerdir (Mielnik, 1992).

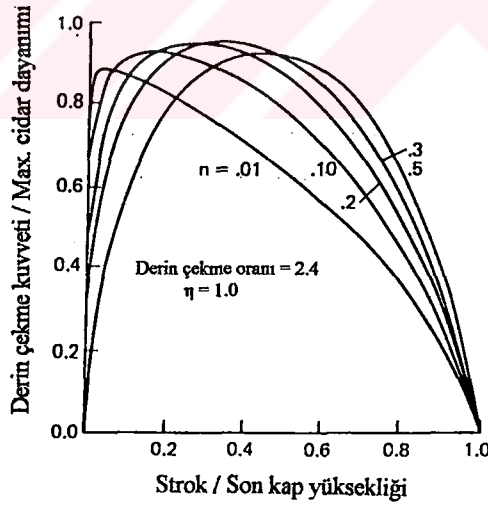
$$E\dot{C}D = 7.534 + 1.788 t + 4.65 \bar{n} \pm 0.047 \quad (6.1)$$

Pekleşme üstelinin derin çekme işlemine olan etkisi, germeye olan etkisi kadar değildir. Hosford (1983), yürütmüş olduğu analitik çalışmada, $\eta = 0.75$ deformasyon verimliliği altında ve değişik α gerilme oranlarında, n değerinin sınır derin çekme oranına etkisini incelemiştir (Şekil 6.15). Buna göre, pekleşme üstelinin derin çekmeye etkisinin oldukça az olduğu ve özellikle $0.2 \leq n \leq 0.5$ değerlerinde belirginleştiği görülmektedir. Bunun yanısıra Hosford (1983), Şekil 6.16'da görüldüğü gibi, artan n değerleri ile derin çekmede oluşan maksimum kuvvetin daha geç ortaya çıktığını belirtmektedir. (Hosford ve Caddell, 1983). Romanowski'ye (1967) göre pekleşme üstelinin derin çekmeye olan etkisi, özellikle işlemin başlangıç aşaması olan kabartma aşamasında belirgindir. Bunun nedeni, kabartma aşamasında, derin çekmeden ziyade bir germe-bükme durumunun meydana gelmesidir. Zünkler (1973) ise, sınır derin çekme oranının bir deformasyon verimlilik katsayısı ve pekleşme üsteli ile değiştiğini belirten (6.2) eşitliğini öne sürmüştür (Lange, 1985).

$$\ln(\text{LDR}) = \left(\frac{\eta}{1.1} \right)^{1(n+1)} (n+1) \quad (6.2)$$



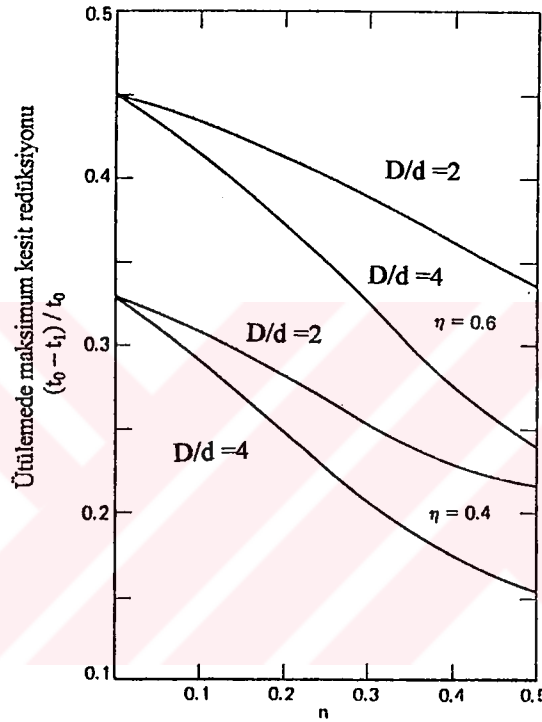
Şekil 6.15 Pekleşme üstelinin, $\eta = 0.75$ deformasyon verimliliğinde ve değişik α gerilme oranlarında sınır derin çekme oranına etkisi (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 6.16 Pekleşme üstelinin, derin çekmede ortaya çıkan maksimum kuvveti geciktirici etkisi (Hosford ve Caddell, 1983)

Pekleşme üstelinin tekrar çekme (kademeli derin çekme) işlemine etkisi ise olumsuzdur. Pekleşme gösteren malzemelerin tekrar çekilmesi işleminde ortaya çıkan kuvvet sürekli artım göstermekte ve maksimum kuvvet işlem sonunda meydana gelmekteyken, pekleşme göstermeyen malzemelerde kuvvet stampa yolunda değişim göstermeyip sabit kalmaktaydı (Şekil 4.29). Pekleşen malzemeler söz konusu olduğunda kuvvet, kap cidarının dip bölgesi

yeteri kadar sertleşmeden artım gösterdiğinden, artan pekleşme üsteli (n) ile tekrar çekme oranı azalmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983). Hosford'a (1983) göre aynı durum, cidar ütüleme işleminde de geçerlidir. Ütüleme işleminde de, kap cidarının alt bölgeleri, ilk çekilen kap cidarının üst bölgeleri kadar dayanıklı olmadığından (pekleşmediğinden), artan n değerleri ile sınır ütüleme oranı azalmaktadır. Şekil 6.17'de, değişik deformasyon verimlilik katsayılarına (η) ve derin çekme-tekrar çekme oranlarına (D/d) göre, kesitteki maksimum ütüleme redüksiyonunun değişimi görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).



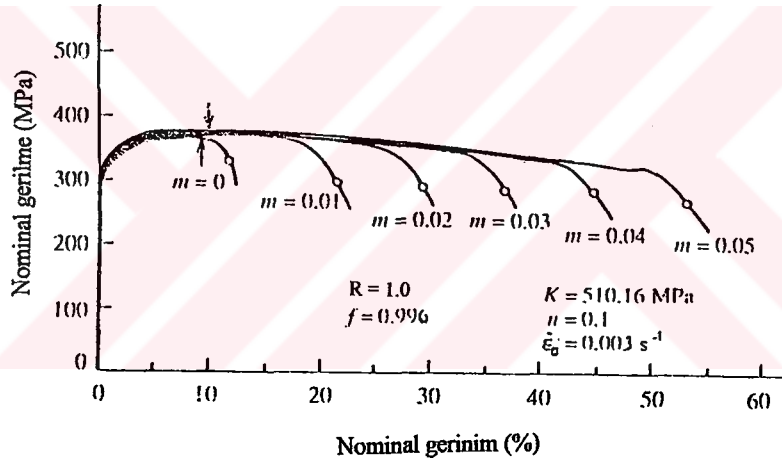
Şekil 6.17 Pekleşme üstelinin ütülemedeki kesit redüksiyonuna etkisi (η , deformasyon verimlilik katsayısı; D/d , derin çekme veya tekrar çekme oranı) (Hosford ve Caddell, 1983)

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclarda, soğuk haddeleme sonrası pekleşme üsteli ve dolayısıyla pekleşme kapasitesi düşük seviyelerdedir. Malzemeye bu özelliği tavlama işlemi ile tekrar kazandırılarak, sacın plastiklik özelliği artırılır. Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların pekleşme üsteli, sac kalitesine göre değişmektedir. Pekleşme üsteli, tipik olarak ticari kalitedeki (CQ) saclarda 0.20, derin çekme kalitesindeki (DQ) saclarda 0.24 ve özel dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki (DQSK) saclarda ise 0.22 olmaktadır. Arayer empürite element içermeyecek şekilde üretilen IF çeliklerinde n , 0.24 civarında olmaktadır. Buradan anlaşıldığı üzere, DQ çelik sacının gerilebilirliği, daha düşük n değerine sahip DQSK çelik sacdan daha fazladır. Bununla birlikte DQSK sacı, yüksek R değerlerine sahip olmasından dolayı, daha çok derin çekme işlemlerine yatkındır. IF çelikleri ise, hem n

hem de R değerlerinin yüksek olmasından ötürü, ekstra derin çekme ve germe sacı olarak bilinmektedirler (Newby, 1978).

6.1.4 Gerinim hızına duyarlılık üsteli

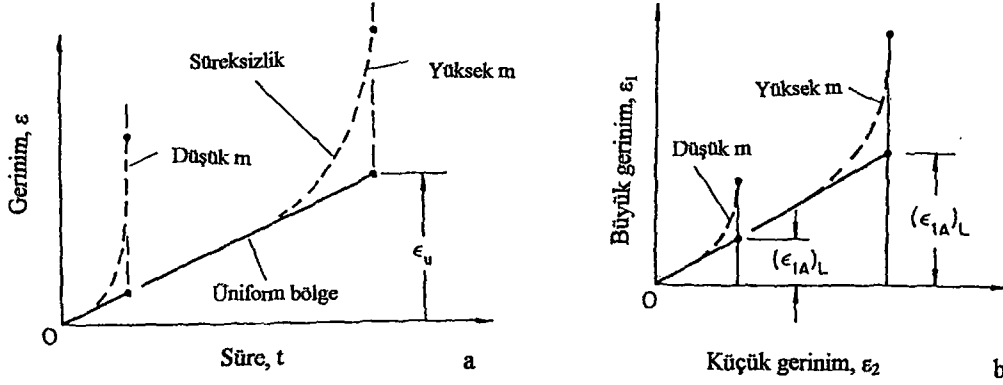
Gerinim hızına duyarlılık üsteli (m), özellikle yüksek sıcaklıklarda etkinlik kazanmasına rağmen, sac şekillendirilebilirliğini oda sıcaklıklarında da etkilemektedir. Gerinim hızına duyarlılık üsteli pozitif ve yüksek olan malzemelerin boyunlama sonrası uzama değerleri de yüksek olmakta ve toplam uzama değerleri artmaktadır (Şekil 6.18). Örneğin, düşük karbonlu bir çelik ile 1100 alüminyum sac malzemelerin maksimum üniform uzamaları (dolayısıyla n değerleri) birbirlerine yakın olmasına rağmen, çelik sacın kopma uzaması daha yüksektir. Bunun nedeni, düşük karbonlu çeliklerin m değeri pozitif ve yüksek iken, alüminyumunkinin negatif değerler sergilemesidir (Newby, 1978).



Şekil 6.18 Malzemenin diğer özelliklerinin ve çekme hızının sabit kalması şartıyla, gerinim hızına duyarlılık üstelinin artımı ile boyunlanma sonrası uzama ve toplam uzamadaki artımın örneklenmesi (Mielnik, 1992)

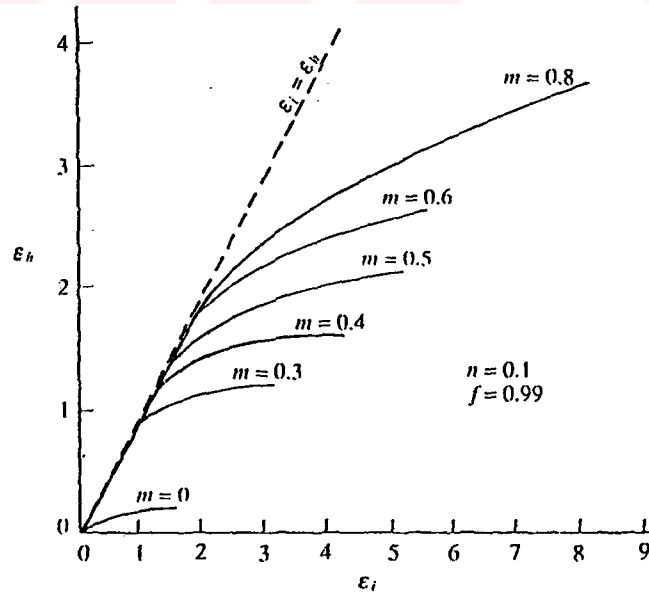
Sac numune üzerinde boyun veya çukur gibi bir süreksizliğin bulunması durumunda, bu bölgedeki deformasyonlar, komşu üniform bölgelere nazaran daha fazla olmaktadır. Aynı zamanda, boyun içerisinde malzemenin plastik akış hızı, boyun dışındaki malzemeye göre daha fazladır. Bu durumda, malzemenin hıza karşı duyarlılığı pozitif ve yüksek ise, boyun içerisinde deformasyona karşı direnç artmaktadır. Oluşan bu gerinim hızı sertleşmesi ile deformasyonlar üniform bölgeye kaymakta ve boynun büyüme hızı yavaşlamaktadır. Sonuçta malzemenin toplam uzama değeri artmaktadır (Mielnik, 1992; Rao ve Sing, 2000). Bir sac numunenin tek eksenli çekilmesinde, m değeri ile üniform uzama alanının genişlemesi ve boyun büyüme hızının azalması, Şekil 6.19a'da şematik olarak görülmektedir. İki eksenli

çekmede, kesitinde Şekil 3.46'daki gibi bir boyun oluşmuş sacda, üniform bölgedeki (A) sınır gerinimlerin artan m değerleri ile birlikte artması ise, Şekil 3.19b'de örneklenmiştir (Marciniak ve Duncan, 1992).

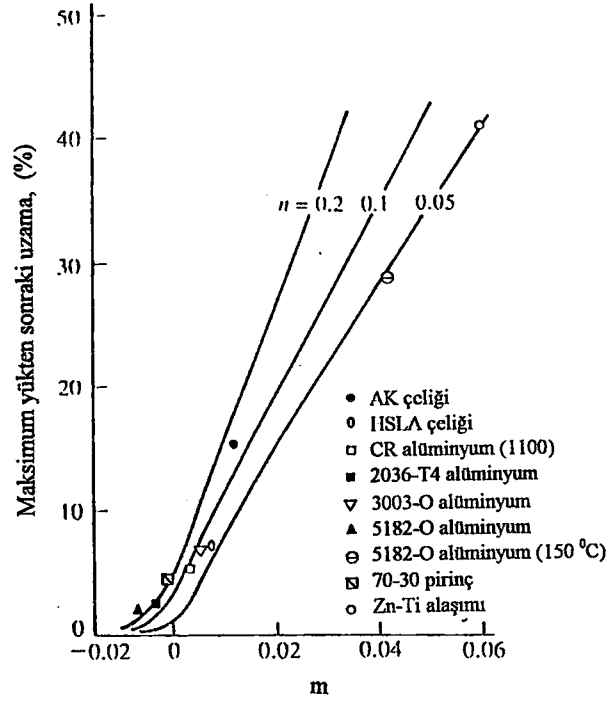


Şekil 6.19 Tek eksenli çekmede (a) ve iki eksenli çekmede (b), artan m değerleri ile boyun büyümesinin yavaşlaması ve üniform gerinim alanının artması (Marciniak ve Duncan, 1992)

Gerinim hızına duyarlılık üstelinin gerinim dağılımına ve boynun büyüme hızına gösterdiği etki, Şekil 6.20'de görülmektedir. Buradan anlaşıldığı üzere, m değerinin boyun büyümesini yavaşlatıcı etkisi, Şekil 6.11 ile karşılaştırıldığında n değerinden daha fazla olmaktadır. Bununla birlikte, m ve n değerlerinin üniform gerinim alanını birlikte artıracı etkisi, Şekil 6.21'de görüldüğü gibi oldukça büyüktür (Mielnik, 1992).

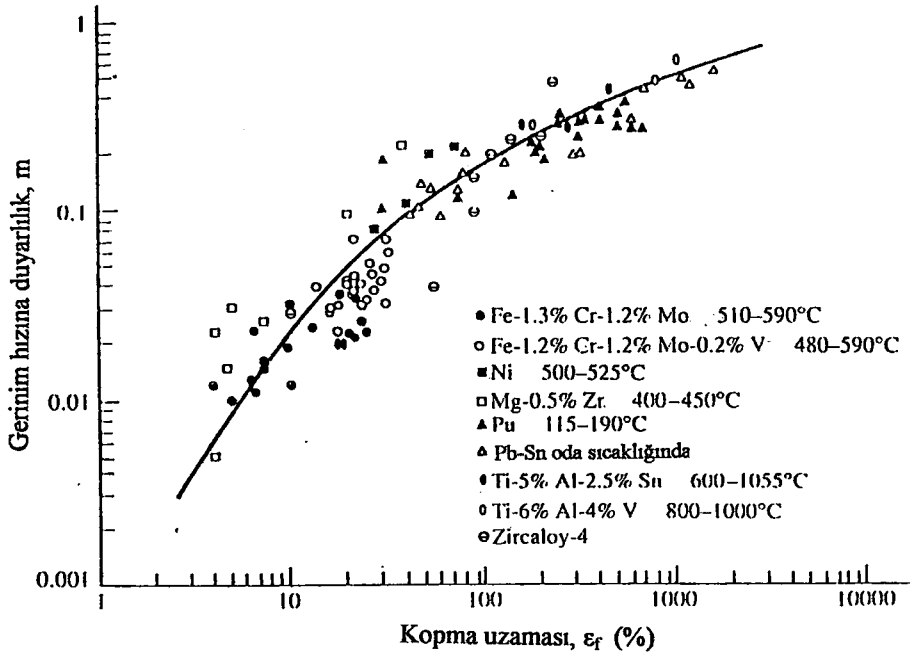


Şekil 6.20 Gerinim hızına duyarlılık üsteli ile homojen (üniform) bölgedeki gerinimin (ϵ_h) ve süresizlik arz eden bölgedeki (boyundaki) gerinimin (ϵ_i) değişimi (Mielnik, 1992).



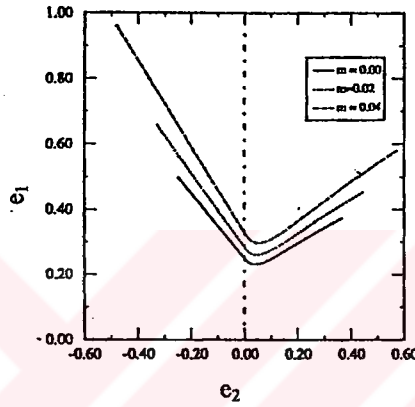
Şekil 6.21 Maksimum yükten sonraki uzamanın (boyunlanama sonrası uzamanın), n ve m değerleri ile değişimi (Mielnik, 1992)

Woodford (1969), çeşitli malzemelere değişik sıcaklıklarda uyguladığı deneylerden, malzemenin kopmada uzama yüzdesi ile m arasında bağıntı elde etmiştir (Şekil 6.22). Buradan, yüksek kopma uzamalarının yüksek m değerlerinde meydana geldiği anlaşılmaktadır. Gerinim hızına duyarlılık özellikle yüksek sıcaklıklarda belirgin hale geçmekte, bu da metallerin süper plastik davranışının göstergesi olmaktadır (Mielnik, 1992).



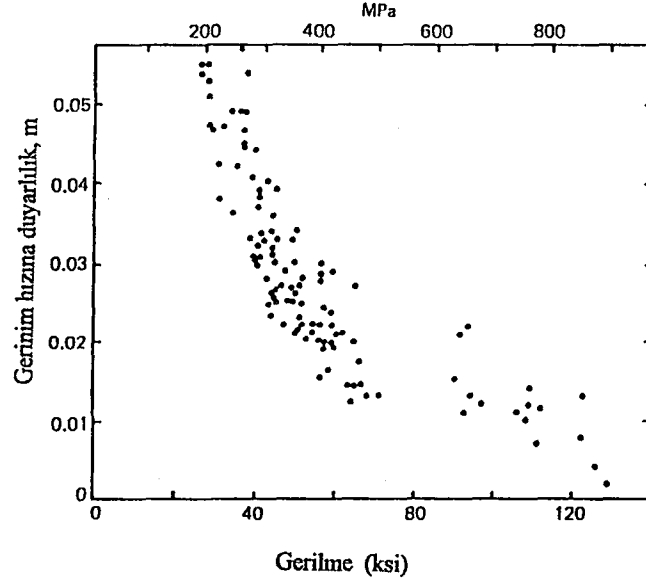
Şekil 6.22 Malzemelerin gerinim hızına duyarlılık üsteli ile kopma uzaması arasındaki ilişki (Mielnik, 1992)

Gerinim hızına duyarlılık üsteli yüksek sıcaklıklarda belirginleşmesine rağmen, oda sıcaklığındaki sac şekillendirme işlemlerinde de önemli bir etkidir. Bu işlemlerde, kesitte bir yayılı boyun oluşumundan sonra da şekillendirme deformasyonları devam etmektedir. Gerinim hızına duyarlılığı yüksek olan malzemelerde, deformasyonun bir bölgede toplanarak aşırı incelemelerin meydana geldiği lokal boyunlanma oluşumu gecikmekte ve şekillendirme derecesi artmaktadır (Marciniak ve Duncan, 1992). Li ve Chandra (1999), gerinim hızına duyarlılığın şekillendirme sınır eğrilerine etkisini analitik olarak inceleyerek, artan m değerleriyle şekillendirme sınır eğri seviyelerinin de arttığını belirlemiştir (Şekil 6.23).

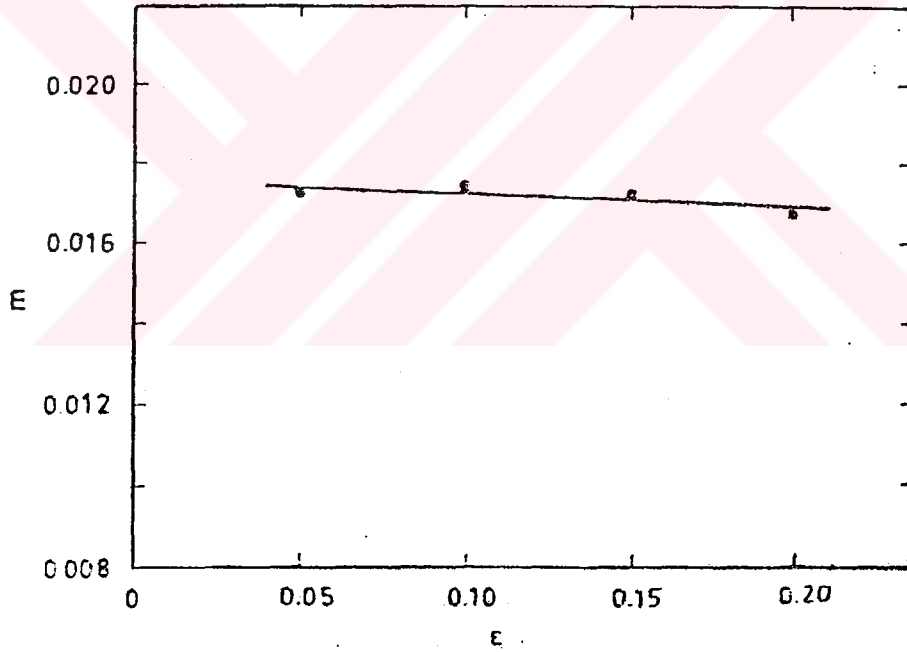


Şekil 6.23 Gerinim hızına duyarlılık üstelinin şekillendirme sınır eğrilerine etkisi (Li ve Chandra, 1999)

Saxena ve Chatfield (1976), değişik gerilme seviyelerinde malzemelerin gerinim hızına duyarlılığını inceleyerek, Şekil 6.24'teki dağılımı elde etmişlerdir. Buna göre, artan gerilme seviyelerinde gerinim hızına duyarlılığın düştüğü görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983). Kleemola ve Kumpulainen (1978), alüminyum ile dinlendirilmiş bir derin çekme sacında, gerinim düzeyinin (deformasyonun) artması ile m değerinin Şekil 6.25'teki gibi azaldığını belirtmişlerdir.



Şekil 6.24 Çeliklerde gerilme düzeyinin m değerine etkisi (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 6.25 Alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki bir düşük karbonlu çelik sacda, gerilim düzeyinin m değerine etkisi (Kleemola ve Kumpulainen, 1978)

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemelerin gerilim hızına duyarlılık üsteli, sac kalitesine göre değişebilmesine rağmen, çoğu malzemeyle karşılaştırıldığında oda sıcaklığında daha yüksek değerlerdedir. Kaynar dökülmüş bir düşük karbonlu çelik sac malzeme m değeri tipik olarak 0.01-0.015 arasında iken, dinlendirilmiş düşük karbonlu çelik sac malzemelerde ise yaklaşık 0.015 civarındadır (Hosford ve Caddell, 1983).

6.1.5 Plastik anizotropi

Sacların şekillendirilme işlemlerinde, özellikle de derin çekmede, plastik anizotropinin önemi oldukça büyüktür. Bir sac malzemenin plastik anizotropik davranışının belirlenmesinde, plastik gerinim oranının ($R = \epsilon_2 / \epsilon_3$) kullanıldığı daha önceki bölümlerde açıklanmıştır. Saclarda incelme yönündeki gerinimlerin düşük olması istendiğinden, artan R değerleri ile birlikte sacların incelmeye (veya kalınlaşmaya) karşı direnci artmaktadır. Bu nedenle R, normal anizotropi olarak da adlandırılmaktadır (Ghosh vd., 1984).

İzotropik bir sac malzeme için sınır derin çekme oranının, Whiteley (1960) tarafından $\ln(LDR) = \eta\alpha$ olarak nasıl elde edildiği, Bölüm 4.3'te açıklanmıştır. Aynı araştırmacı, Hill'in anizotropik plastiste teorisine göre düzlemsel izotropi halini ifade eden (3.75) ve (3.76) eşitliklerini kullanarak, (6.3) eşitliğini elde etmiştir (Hosford ve Caddell, 1983).

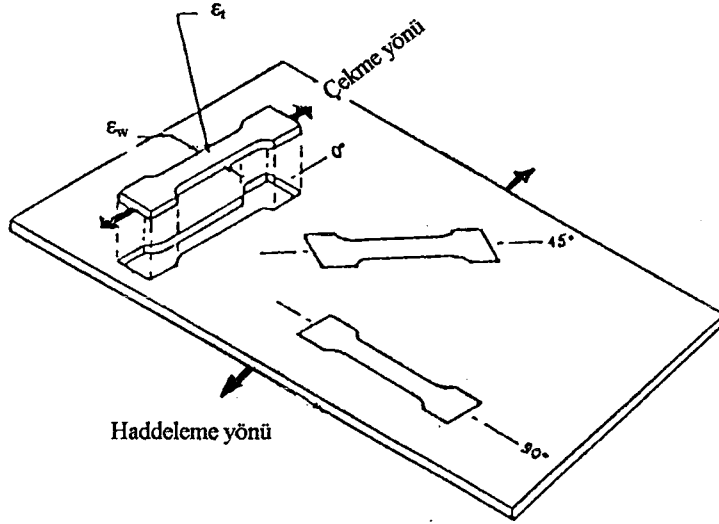
$$\ln(LDR) = \eta \sqrt{(R+1)/2} \quad (6.3)$$

Saclarda, anizotropide bir rotasyonel simetri (düzlemsel izotropi) durumu söz konusu olmadığında; yani plastik gerinim oranı, sac yüzeyinde açısız değişimler gösterdiğinde, bir ortalama plastik gerinim oranı veya ortalama normal anizotropi değeri (\bar{R}) hesaplanır. Bu büyüklük, Şekil 6.26'da görüldüğü gibi, haddeleme yönü ile 0° , 45° ve 90° lik açılardaki çekme numunelerinden belirlenen R_0 , R_{45} ve R_{90} değerlerinin, (6.4) eşitliğindeki gibi hesaplanan ortalamasıdır (Ghosh vd., 1984). Sac malzemelerin diğer mekanik özelliklerinin ortalama değeri de (\bar{n} , \bar{m} , $\bar{\epsilon}$ gibi) benzer şekilde hesaplanabilmektedir.

$$\bar{R} = \frac{R_0 + 2R_{45} + R_{90}}{4} \quad (6.4)$$

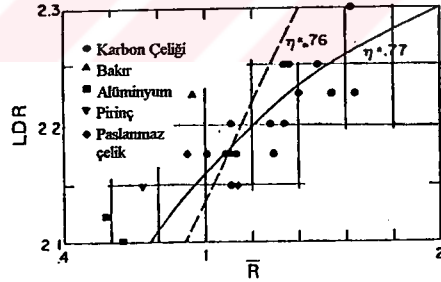
Saclarda, düzlemsel izotropi söz konusu olmadığı durumlarda Whiteley'in denklemi, (6.5) eşitliğindeki gibi ifade edilebilir. Bu eşitlikten de görüldüğü gibi, artan \bar{R} değerleri ile LDR değeri artım göstermektedir.

$$\ln(LDR) = \eta \sqrt{(\bar{R}+1)/2} \quad (6.5)$$

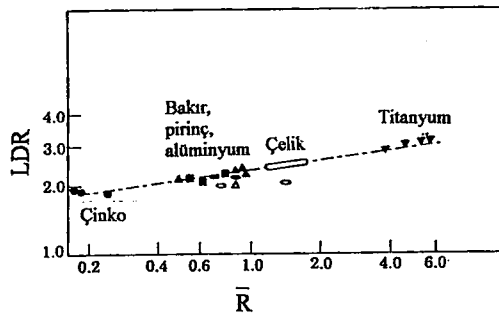


Şekil 6.26 Haddelenme yönü ile 0°, 45° ve 90°'lik açılardaki çekme numunelerinden \bar{R} değerinin hesaplanması (Ghosh vd., 1984)

Whiteley (1960), çeşitli malzemelere uygulamış olduğu deneylerden, (6.5) eşitliğine yakın sonuçlar elde etmiştir. Şekil 6.27'de görülen bu sonuçlara göre deformasyon verimlilik katsayısının (η), oluşan dağılıma göre en uygun eğriyi vermesi için 0.76 veya 0.77 olarak belirtmek gerekmiştir (Hosford ve Caddell, 1983). Çeşitli malzemelerin tipik \bar{R} değer aralıkları ve LDR değerleri ise Şekil 6.28'de görülmektedir.



Şekil 6.27 Çeşitli malzemelerin deneysel olarak belirlenen \bar{R} değerleri ile, Whiteley'in teorisine göre sınır derin çekme oranının ilişkilendirilmesi (Hosford ve Caddell, 1983)



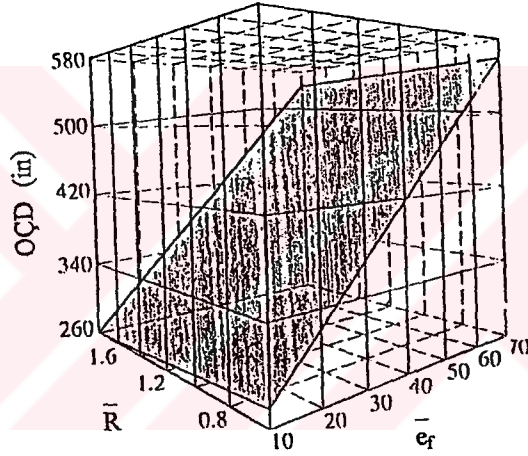
Şekil 6.28 Bazı sac malzemelerin tipik \bar{R} değer aralıkları ve sınır derin çekme oranları (Kalpakjian, 1991)

Kasper (1969), sacların kopmada ortalama uzama yüzdesi (\bar{e}_f) ve ortalama plastik gerinim oranı (\bar{R}) ile bazı benzeşim deneylerinin sonuçlarını ilişkilendirmiştir. Buna göre, Olsen çökertme değeri (OÇD), Swift sınır derin çekme oranı (LDR) ve Fukui konik kap derinliği (FKKD), sırasıyla 0.925, 0.835 ve 0.754 korelasyon katsayıları ile, (6.6), (6.7) ve (6.8) eşitliklerinden yaklaşık olarak hesaplanabilmektedir (Mielnik, 1992). Bu bağıntılar, üç eksenli grafiklerle Şekil 6.29, Şekil 6.30 ve Şekil 6.31’de görülmektedir (Mielnik, 1992).

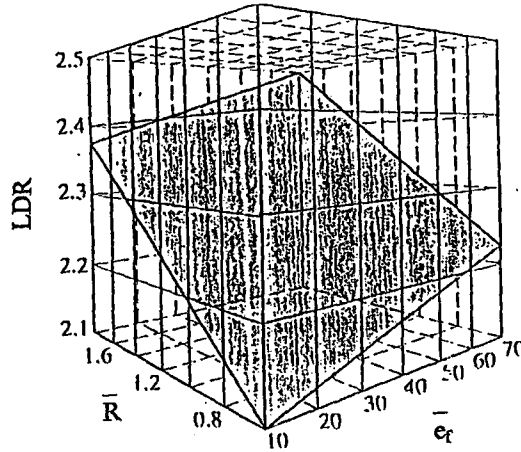
$$\text{OÇD} = 0.217 + 0.00474 \bar{e}_f + 0.00392 \bar{R} \quad [\text{in}] \quad (6.6)$$

$$\text{LDR} = 1.93 + 0.00216 \bar{e}_f + 0.226 \bar{R} \quad (6.7)$$

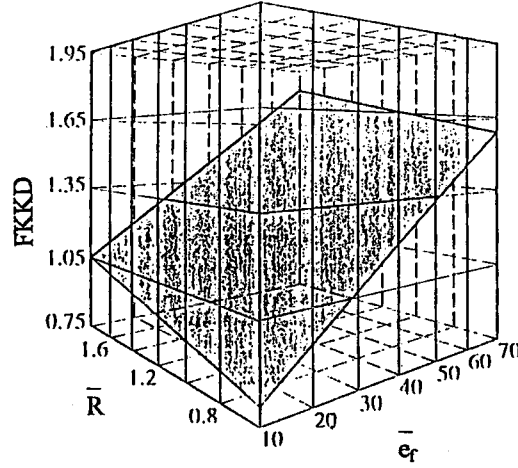
$$\text{FKKD} = 0.525 + 0.0134 \bar{e}_f + 0.207 \bar{R} \quad [\text{in}] \quad (6.8)$$



Şekil 6.29 Kopmada ortalama yüzde uzama ve ortalama plastik gerinim oranı ile Olsen çökertme derinliğinin ilişkisi (Mielnik, 1992)



Şekil 6.30 Kopmada ortalama yüzde uzama ve ortalama plastik gerinim oranı ile Swift sınır derin çekme oranının ilişkisi (Mielnik, 1992)



Şekil 6.31 Kopmada ortalama yüzde uzama ve ortalama plastik gerinim oranı ile Fukui konik kap derinliğinin ilişkisi (Mielnik, 1992)

Gronostajski ve Banasiak (1976), benzer şekilde, sınır derin çekme oranını (LDR) 0.734 ve Fukui konik kap değerini (FCCV) 0.785 korelasyon sabitiyle tahmin eden (6.9) ve (6.10) eşitliklerini öne sürmüşlerdir (Mielnik, 1992).

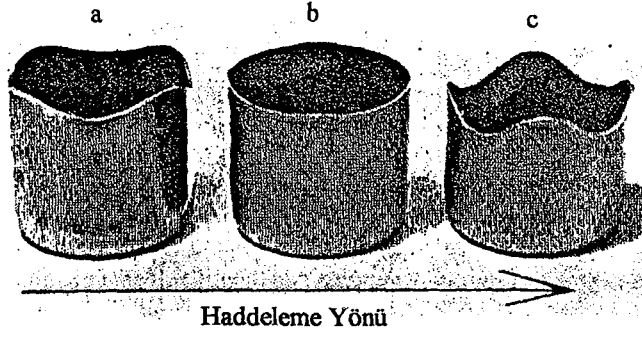
$$\text{LDR} = 1.816 + 0.307 \bar{R} \pm 0.002 \quad (6.9)$$

$$\text{FCCV} = 117.675 + 11.023 \bar{R} \pm 0.110 \quad [\%] \quad (6.10)$$

Plastik gerinim oranlarının sac yüzeyinde farklı doğrultularda farklı değerler alması yani düzlemsel anizotropi, derin çekilmiş bir kaptaki yüksekliklerin yönlere göre farklılaşmasına neden olmaktadır. Derin çekmede bu durum “kulaklanma” olarak ifade edilir. Böyle bir kapta, tepe noktası ile çukurlar arasındaki uzunluk, kulak yüksekliğini (Δh) vermektedir. Sacların kulaklanma derecesinin tahmin edebilmek için, (6.11) eşitliğinden düzlemsel anizotropi değeri (ΔR) hesaplanmaktadır (Lo ve Lee, 1998).

$$\Delta R = \frac{R_0 - 2R_{45} + R_{90}}{2} \quad (6.11)$$

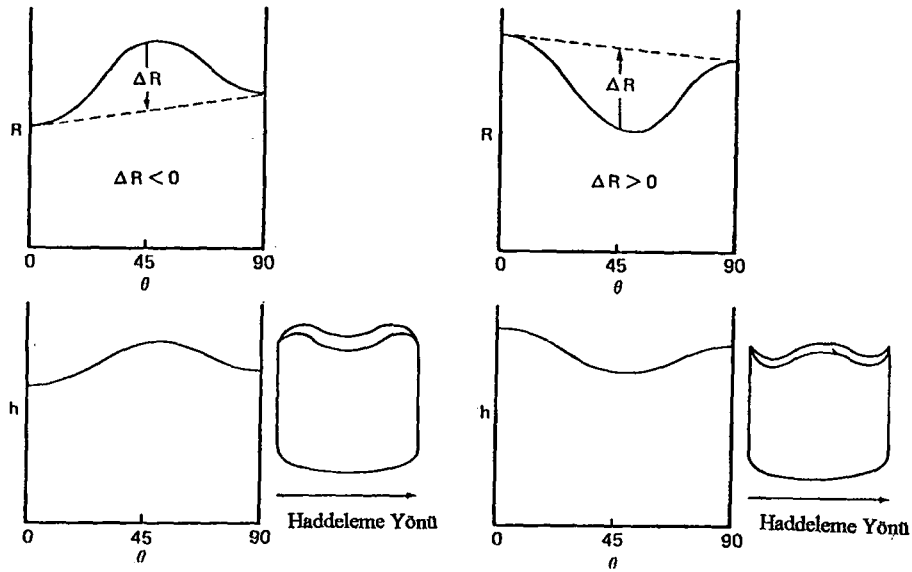
Bir kapta genelde dört tane kulak oluşmasına rağmen, bu sayı duruma göre iki, altı hatta sekiz olabilmektedir. Saclarda düzlemsel anizotropi sonucu dört kulak oluşumu söz konusu ise, $\Delta R > 0$ olması durumunda bu tepeler haddeleme yönüne 0° ve 90° doğrultularda oluşurken, çukurlar haddeleme yönüne 45° de meydana gelmektedir. Eğer $\Delta R < 0$ ise, tepeler haddeleme yönüne 45° de meydana gelmektedir. Eğer $\Delta R = 0$ ise kulak oluşmamakta ve üniform bir kap yüksekliği elde edilmektedir. Şekil 6.32’de bu üç durum açıkça görülmektedir (Hosford ve Caddell, 1983).



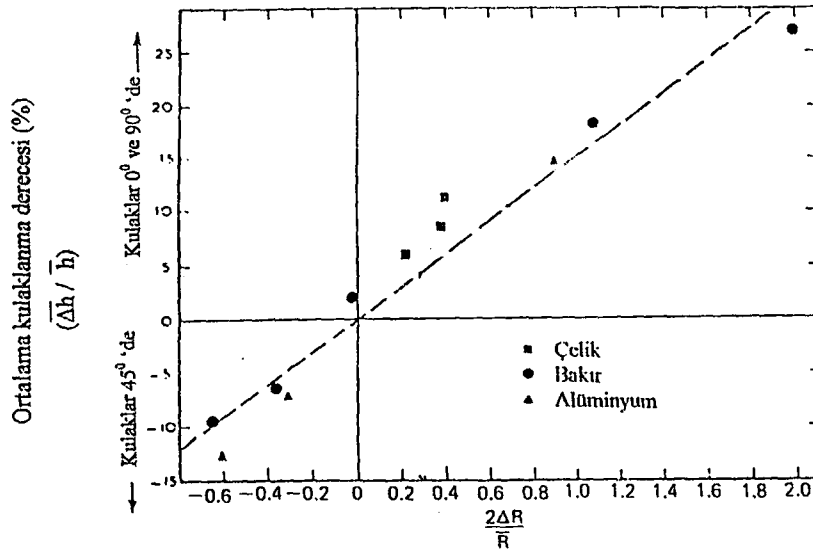
Şekil 6.32 $\Delta R < 0$ (a), $\Delta R = 0$ (b) ve $\Delta R > 0$ (c) olması durumunda kulak oluşum yönlerinin değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)

Kulaklanma ve kap boyundaki açısal değişimlerin R ile ilişkisi, Şekil 6.33'te daha açık ifade edilmiştir. Saclarda R değeri, kesitin incelmesine veya kalınlaşmasına karşı direnç teşkil ettiğinden, bu değer düşük olduğu yönlerde, daha fazla kalınlaşmayla birlikte daha kısa boylar (çukurlar) meydana gelmektedir. Bununla birlikte R değerinin yüksek olduğu yönlerde, cidar yüksekliği daha fazla (tepeler) ve kesit diğer yönlere göre daha ince olmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).

Wilson ve Butler (1961-2), çeşitli malzemelere uyguladıkları deneylere göre, ΔR değeri ile ortalama kulaklama oranı arasında $(\Delta h/\bar{h})$ bir bağıntı elde etmişlerdir (Şekil 6.4). Bu orandaki \bar{h} kabın ortalama yüksekliği olmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983; Lo ve Lee, 1998).



Şekil 6.33 Kulaklanmanın veya kap cidar yüksekliklerinin (h) haddelme yönüne (θ) göre açısal değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)



Şekil 6.34 Düzlemsel anizotropi ile kulaklanma oranı arasındaki ilişki (Hosford ve Caddell, 1983)

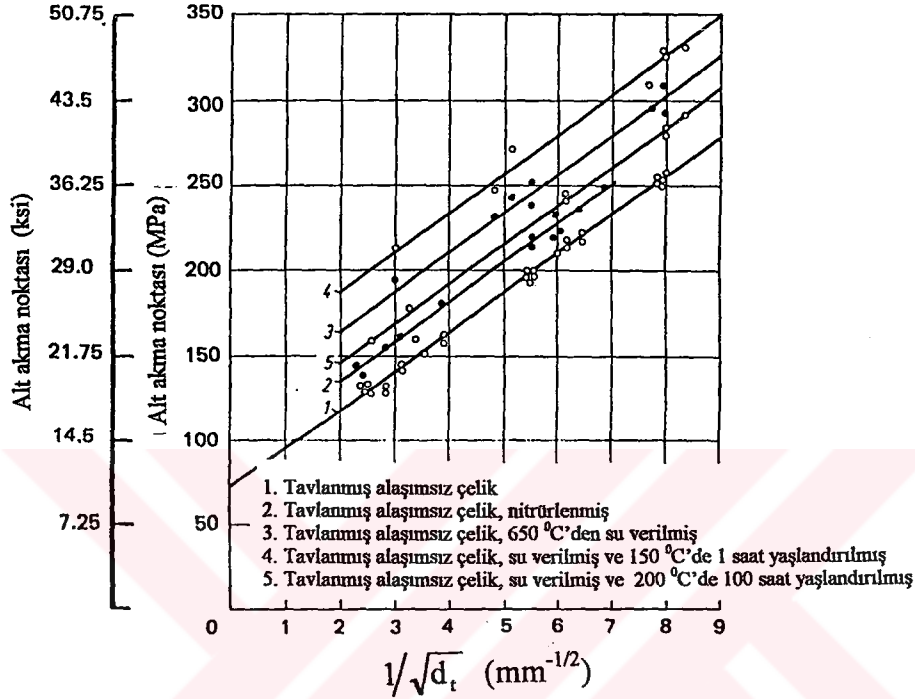
Plastik gerinim oranı, sacların derin çekilmesini önemli derecede etkilediğinden, birçok araştırmacı bu değeri “derin çekilebilirlik” olarak tanımlamaktadır (Mielnik, 1992). R değeri, aynı zamanda tekrar çekme işlemlerini de olumlu yönde etkilemektedir çünkü kabın çapındaki redüksiyon flanş deformasyonları ile ilgilidir. Cidar ütüleme işlemine R değerinin etkisi, önceki derin çekme ve tekrar çekme aşamalarına olan etkisi şeklindedir. Yüksek R değerleri söz konusu olduğunda, kesitteki kalınlaşma ve ütülemedeki redüksiyon oranı azalmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclarda ortalama plastik gerinim oranı, sac kalitesine göre değişmektedir. Ticari kalitedeki saclarda \bar{R} tipik olarak 1.0 iken, derin çekme kalitesindeki saclarda 1.2, özel dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki saclarda ise 1.6 olmaktadır. Buradan da anlaşıldığı üzere derin çekme işlemine en uygun kalite, özel dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki sac grubu olmaktadır. Arayer empürite element içermeyen IF çeliklerinde ise tipik olarak $\bar{R} = 2.0$ olmakta ve bu saclar, ekstra derin çekme sacı olarak adlandırılmaktadır (Newby, 1978).

6.1.6 Tane büyüklüğü

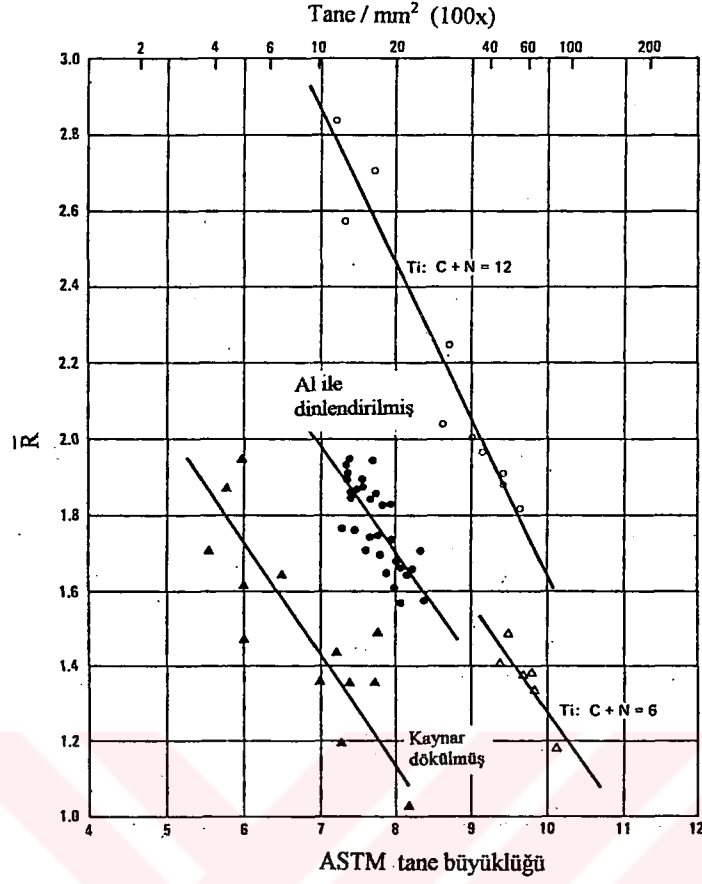
Tane büyüklüğünün sac şekillendirilebilirliğine etkisi iki yönlü düşünülmelidir. Küçük taneli yapılarda malzemenin dayanım değerleri yüksek, plastiklik özellikleri ise düşük olmaktadır. Malzemelerin akma dayanımı, tane çapının (d) karekökü ile ters orantılı olarak etkilenmektedir (Newby, 1978). Siebel ve Pomp (1928), çeşitli işlemler görmüş alaşımsız

çelik malzemelerin ortalama tane büyüklüğü ile akma dayanımı arasında, Şekil 6.35'teki gibi bir bağıntı elde etmişlerdir (Lange, 1985). Blickwede (1968), farklı kalitelardaki çelik sacların ASTM tane büyüklüğü ile \bar{R} değerinin değişimini incelemiştir (Şekil 6.36). Tanelerin incilmesi ile \bar{R} değerinin ve derin çekilebilirliğin azaldığı görülmektedir (Newby, 1978).

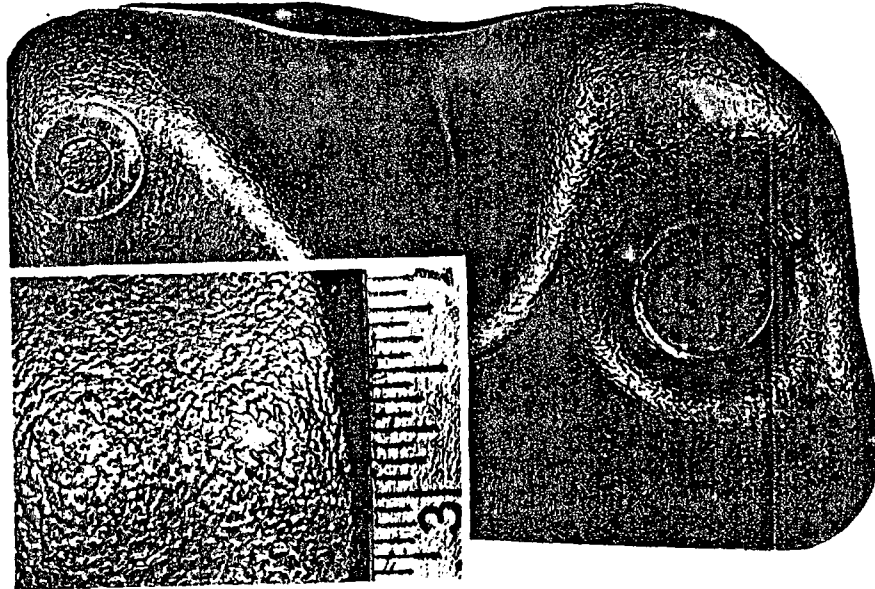


Şekil 6.35 Ortalama tane büyüklüğü ile alt akma dayanımının değişimi (Lange, 1985)

Düşük karbonlu çelik saclarda iri taneli yapı ise, şekillendirilebilirlik açısından daha uygun sonuçlar vermektedir. Bununla birlikte iri taneli sac malzemelerde (özellikle tane büyüklüğünün ASTM 5 değerinin altına düşmesi ile), sac yüzeyinde portakal kabuğu görünümündeki yüzey bozuklukları meydana gelir (Şekil 6.37). Bu nedenle düşük karbonlu çelik saclarda, hem plastiklik özelliği hem de yüzey kalitesi açısından ideal tane büyüklüğü, ASTM 7 veya ASTM 8 olmaktadır (Newby, 1978; Kalpakjian, 1991).



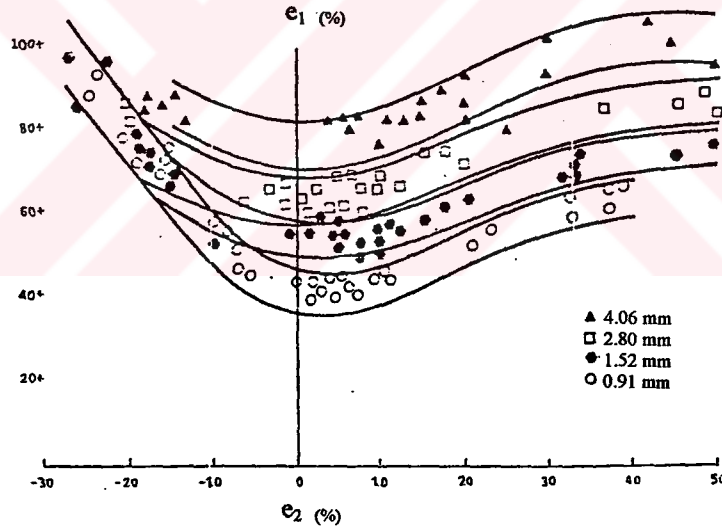
Şekil 6.36 Soğuk haddelenmiş (%70 oranında) ve tavlanmış çelik sac malzemelerde, tane büyüklüğü ile \bar{R} değerinin değişimi (Newby, 1978)



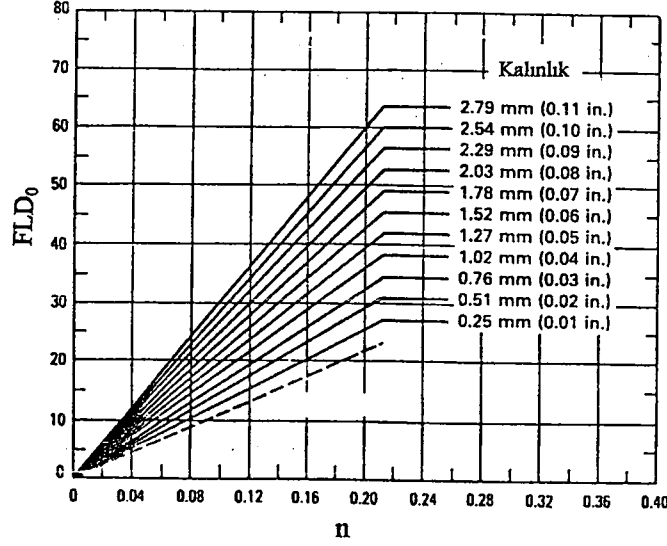
Şekil 6.37 İri taneli çelik saclarda ortaya çıkan portakal kabuğu şeklindeki yüzey görünümü (Hosford ve Caddell, 1983)

6.1.7 Sac kalınlığı

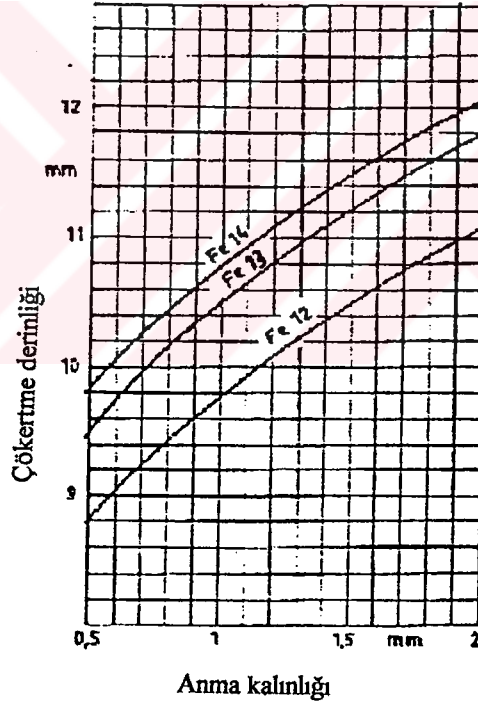
Sac şekillendirilme işlemlerinde, herhangi bir yırtılmanın ve aşırı lokal incelemenin meydana gelmemesi esastır. Bu nedenle sac şekillendirme işlemlerinde, incelleme gerinimlere karşı sacın direnç göstermesi istenir (Hewby, 1978). Artan sac kalınlıkları ile bu doğrultuda yüksek bir gerinim gradyanının ortaya çıkması sonucunda, kesitte daha yüksek incelleme gerinimlerine olanak sağlanmaktadır (Rao ve Sing, 2000). Bunun sonucunda, şekillendirme sınır eğrilerinin seviyesi ve sınır gerinimleri de artmaktadır. Hiam ve Lee (1978), çeşitli kalınlıktaki saclara uygulamış oldukları deneylerden elde ettikleri şekillendirme sınır eğrilerinde bu etkiyi gözlemişlerdir (Şekil 6.38). Keeler ve Brazier (1977) ise, sac kalınlığı ile pekleşme üstelinin şekillendirme sınır diyagramındaki düzlemsel gerinim noktasına (FLD_0) etkisinin, Şekil 6.39'daki gibi olduğunu belirtmişlerdir (Taylor, 1985). Ayrıca, TS 3813 standardına göre üretilen Fe 12, Fe 13 ve Fe 14 düşük karbonlu çelik sacların kalınlığı ile birlikte Erichsen çökertme değerinde öngörülen artım, Şekil 6.40'taki belirtilmektedir (TS 3813).



Şekil 6.38 Sac kalınlığının şekillendirme sınır eğrilerine etkisi (Hiam ve Lee, 1978)



Şekil 6.39 Sac kalınlığı ile birlikte pekleşme üstelinin düzlemsel gerinim noktasına (FLD_0) etkisi (Taylor, 1985)



Şekil 6.40 TS 3813 standardına göre, sac kalınlığı ile Fe 12, Fe 13 ve Fe 14 kalitesindeki düşük karbonlu çelik saclarda Erichsen çökertme değerinin öngörülen artımı

6.1.8 Kimyasal bileşim

Düşük karbonlu çelik saclar daha ziyade şekillendirme amaçlı olarak üretildiğinden, bu tip çeliklerin alaşım elementlerinin oranı oldukça azdır. Düşük karbonlu çelikler, tipik olarak karbon oranının % 0.15'ten ve özellikle ilave edilen ya da artık olarak yapıda bulunan alaşım elementlerinin toplamının % 1'den az olduğu çelik grubudur. Bu çeliklerde en fazla bulunan

alaşım elementi mangandır (% 0.20-% 0.60). Si, Nb, Ti veya Al elementleri ya deoksidant amaçlıdır ya da belli özellikleri iyileştirmek için kontrollü olarak ilave edilirler. Bunların dışındaki P, S, Cr, Ni, Mo, Cu, N gibi elementler, artık elementler olarak yapıda bulunmakta ve bunların sınırlandırılması ile sac kalitesi artmaktadır (Newby, 1978).

Çeliklerde karbon miktarının artması, malzemenin sertlik ve dayanım değerlerini artırmakla birlikte, sünekliğini ve şekillendirilebilirliğini azaltmaktadır. Bu etki, ferritik yapıdaki karbür partiküllerinin oluşumu ve tane boyutunun küçülmesinden doğmaktadır (Newby, 1978). Bunun dışında karbon miktarının artması, özellikle 90 °C'nin üzerindeki sıcaklıklarda çeliğin yaşlanma göstermesine ve bu nedenle şekillendirilebilirliğin azalmasına neden olmaktadır (Mielnick, 1957).

Düşük karbonlu çelik malzemelerin yapısında en yüksek oranda bulunan alaşım elementi olan mangan, çeliğin sıcak şekillendirme kabiliyetini artırmakta ve istenen tane büyüklüğünün elde edilmesini kolaylaştırmaktadır. Belli bir miktarda mangan, kükürdün özellikle sıcak şekillendirilebilirliği düşürücü etkisini nötralize etmek için faydalı olmaktadır. Mangan, kükürt ile tepkimeye girmekte ve mangansülfür bileşiği oluşturarak kükürdü bağlamaktadır. Çelikteki kükürt oranı az ise mangan oranı da düşük tutulur ve bu malzemenin yüksek R değerlerine sahip olmasına etki eder. Düşük karbonlu çelik saclarda mangan oranı, tipik olarak %0.20-%0.60 arasında değişmektedir (Newby, 1978).

Fosfor ve kükürt, çelik sacların kırılma ve çatlama eğilimini artırarak, şekillendirme kabiliyetini olumsuz yönde etkileyen ve düşük karbonlu çeliklerde istenmeyen iki elementtir. Bunların müsaade edilen maksimum değerleri, sac kalitesine göre değişmektedir. Örneğin, ticari kalitedeki düşük karbonlu çeliklerde fosfor % 0.035'ten, kükürt ise % 0.040'tan düşük olmalıdır. Bazı durumlarda fosfor, çeliğe R değerini artırmak için katılabilmektedir. Sülfür ise, genellikle yapıda lif şeklinde ortaya çıkan mangansülfür bileşiği olarak bulunur. Kontrolsüz bir sac kenar deformasyonu meydana gelirse bu lifler, kırılmayı (çatlamayı, ayrılmayı) teşvik etmektedirler. Bunlar, aynı zamanda çeliğin anizotropisini artırmakta ve tavlama esnasında yavaş ilerleyen ya da önceden tahmin edilemeyen rekristalizasyona neden olmaktadır (Newby, 1978).

Krom, nikel, molibden ve vanadyum gibi elementler, düşük karbonlu çeliklerde artık elementler olarak çok düşük oranlarda bulunabilmektedir. Uygun hurda seçimi ve çelik üretim işlemlerinin kontrolü ile bu elementler minimum düzeyde tutulabilmektedir. Bunlar, çeliğin dayanımını artırarak, şekillendirilebilirliğini azaltıcı rol oynamaktadırlar (Newby, 1978).

Bakır, genelde artık element olarak çelikte bulunan ve % 0.10'den az değerlerinde dayanım artırıcı etkisi ihmal edilebilen zararsız bir elementtir. Bununla birlikte, % 0.20'nin üzerinde çeliğe ilave edilen bakır, atmosferik korozyona karşı dayanım sağlamaktadır (Newby, 1978).

Niobyum ve titanyum, oldukça kuvvetli karbür ve nitrür yapıcı alaşım elementleridir. Niobyum yalnız başına veya titanyum ile birlikte, arayer empürite elementi içermeyen IF çeliklerin üretiminde kullanılmakta ve bunlar çeliğin yüksek bir R değerine sahip olmasını sağlamaktadırlar. Niobyum ve titanyum, karbon ve azot arayer elementlerini bağlayarak, katı çözeltiyi bunlardan arındırmaktadır. Böylece çelik, akma uzaması ve yaşlanma özelliği göstermemektedir (Newby, 1978).

Alüminyum, çeliği durgunlaştırmak amacıyla potada veya kalıpta ilave edilen bir elementtir. Bu element, oksijen ve azot ile birleşerek, eriyik halindeki çelikten gaz çıkışını önlemekte ve kaynama olayını ortadan kaldırmaktadır. Bu şekilde üretilen çelikler, özel dinlendirilmiş veya alüminyum ile dinlendirilmiş çelikler olarak adlandırılmaktadır. Alüminyum azotu bağladığı için, azotun dislokasyonlara göçü önlenmiş olmakta ve çelik yaşlanmaya maruz kalmamaktadır. Alüminyum aynı zamanda, soğuk haddelemiş ve tavlanmış düşük karbonlu çelik saclarda yüksek R değerleri sağlayan bir kristalografik tekstürün oluşumuna da yardımcı olmaktadır (Newby, 1978).

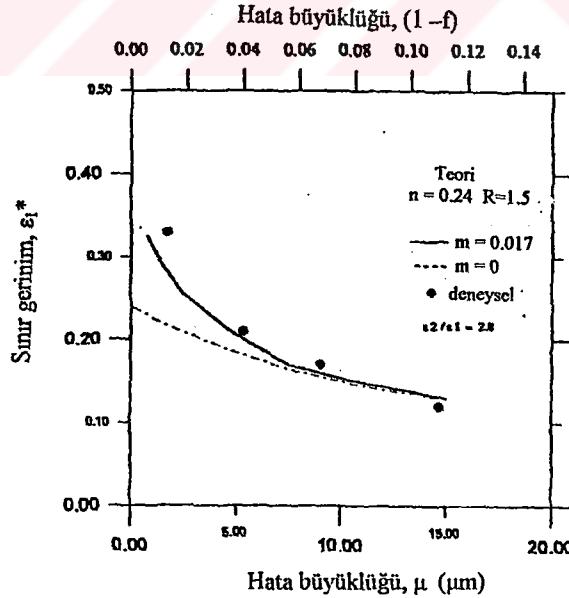
Azot, düşük karbonlu çelikleri belirgin olarak sertleştiren bir element olup, aynı zamanda çeliğin yaşlanmasına neden olmaktadır. Azotun bu etkisi, eriyiğin alüminyum ile deoksidasyonu ile kontrol altına alınabilir (Newby, 1978).

Seryum ve diğer nadir toprak elementleri, çelikteki mangansülfür inklüzyonlarını iğne veya şerit şeklinden küresel bir şekle dönüştürmek için katılabilmektedirler. Sacın kenarları sınırlandırılmaksızın şekillendirme işlemleri gerçekleştiriliyorsa, küresel şekle sahip inklüzyonlar ile kenarlarda oluşabilecek çatlama ihtimali azalmaktadır (Newby, 1978).

Ergiyik haldeki çeliğin oksijen içeriği, çeliğin ingottaki katılaşma karakteristiklerini belirlemektedir. Oksijenin aşırı miktarlarda olması, nitrür oluşumunu engellemekte ve çelikte yaşlanmayı önlemek için katılan alaşım elementlerinin etkilerini ortadan kaldırmaktadır. Silisyum, alüminyum ve titanyum gibi deoksidantlar oksijeni kontrol altında tutmaktadırlar. Oksijenin bu deoksidantlarla birleşmesi sonucunda karmaşık birtakım metalik olmayan bileşikler oluşur ve bunlar genelde cüruf içerisinde çözünürler. Bununla birlikte, bir miktarı da çelik içerisinde kalabilmekte ve üniform bir tane büyüklüğü dağılımını engelleyebilmektedir (Newby, 1978).

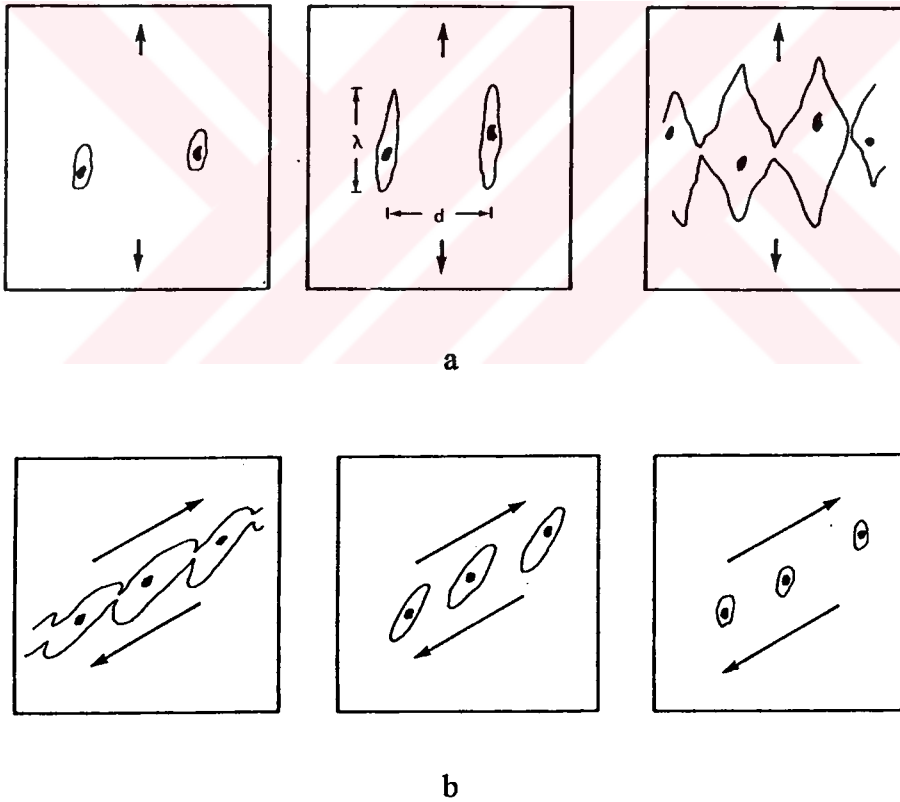
6.1.9 Süreksizlikler ve sac kenar geometrisi

Sac malzemelerdeki süreksizliklerin şekillendirilebilirlik üzerine etkisi oldukça büyüktür. Bu süreksizlikler, sacın kalınlığında veya plastiklik özelliklerinde lokal değişimler olmakta ve plastik akış ile boyunlama oluşumunu önemli ölçüde etkilemektedir. Mikroyapısal anlamda bu süreksizlikler, sac malzemenin tane büyüklüğü ve yönlendirmedeki farklılıklar, inklüzyonlar, ikinci faz teşkil eden yapılar, porozite veya artık gerilmeler olabilmektedir. Malzemedeki bu süreksizlikler, kalınlıkta, pekleşme davranışında, gerinim hızına duyarlılıkta ve dayanım katsayısında (K), bölgesel olarak değişimlere neden olabilmektedir (Bressan, 1996). Önceki bölümlerde kalınlık boyutunda bir süreksizlik faktörü tanımlanmış, bunun boyunlanmaya ve üniform bölgedeki gerinimlere olan etkisi açıklanmıştı. Bressan (1996), Marciniak ve Kuczynski'nin (1967) tanımladığı f süreksizlik faktörüne karşılık olarak, bir hata büyüklüğü (μ) tanımlamıştır. Bu büyüklük, malzemedeki süreksizlikler ile birlikte n, m ve K değerlerindeki değişimleri de hesaba katan bir büyüklüktür. Bressan, bu modele göre μ değeri ile sınır gerinimlerin (ϵ_1^*) değişimini incelemiştir. Buna göre, Marciniak ve Kuczynski'nin modeline benzer şekilde, süreksizlik büyüklüğü ile sınır gerinimlerin azaldığı görülmüştür. Bununla birlikte Bressan'ın modeli, deneysel sonuçlara daha yakın sonuçlar vermektedir (Şekil 6.41).



Şekil 6.41 Alüminyum ile dinlendirilmiş düşük karbonlu çelik sacda, süreksizlik derecesinin veya hata büyüklüğünün sınır gerinime etkisi (teori ve deneysel sonuçların karşılaştırılması) (Bressan, 1996)

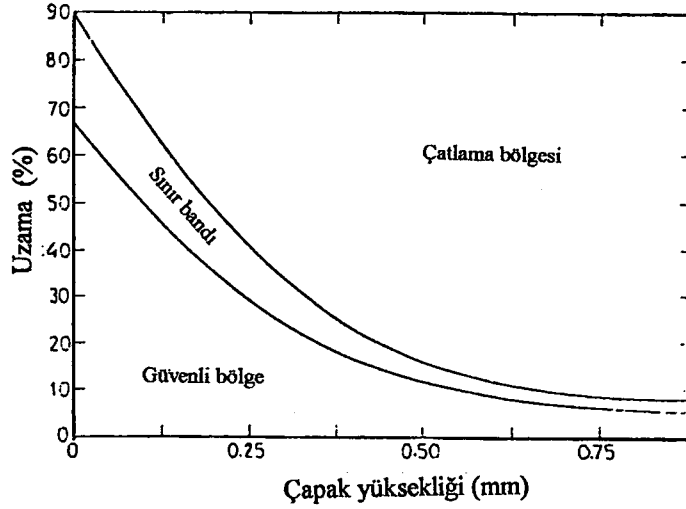
Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların şekillendirilebilirliği etkileyen süreksizliklerin başında inklüzyonlar gelmektedir. Metalik olmayan bu inklüzyonlardan en belirgin olanları sülfür, silikat ve oksitlerdir (Newby, 1978). Haddeme esnasında bu yönde uzayarak mekanik liflenmeyi oluşturan inklüzyonlar, özellikle haddelemeye dik yöndeki kopma dayanımını ve sünekliliği düşürmektedir. Malzemenin bu yöndeki dayanımı, inklüzyon şekil kontrolü ile iyileştirilebilmektedir. Bunun için, çeliğe seryum gibi nadir elementler katılarak, MnS inklüzyonlarının küresel bir şekil alması sağlanabilir (Hosford ve Caddell, 1983). Küresel formdaki bu inklüzyonlar, şekillendirme sonrası kenar çatlaklarının oluşma riskini azaltır (Newby, 1978). Sünek kırılma olayında, inklüzyonları çevreleyen boşlukların da rolü vardır. Şekil 6.47’de görüldüğü gibi, plastik deformasyonla büyüyen bu boşlukların birleşmesi ile sünek kopma gerçekleşir (Hosford ve Caddell, 1983; Kalpakjian, 1991).



Şekil 6.42 Çekme (a) ve kayma (a) gerilmeleri altında, inklüzyonları çevreleyen boşlukların birleşmesi ile sünek kırılmanın gerçekleşmesi (Hosford ve Caddell, 1983)

Sacların kenar geometrisi de şekillendirilebilirliği etkileyen bir faktör olmaktadır. Saclardan ilkel pulların kesilmesi esnasında kenarlarda kalan çapak veya sertleşmiş bölgeler, şekillendirme esnasında kenar çatlaması adı verilen olayı teşvik etmektedirler. Bunun oluşmasında çapak boyunun etkisi, Şekil 6.43’te görüldüğü gibidir. Artan çapak boyları ile

şekillendirme derecesi düşmektedir (Richards, 1981b). İnklüzyon şekil kontrolü ile beraber hassas kesme kalıpları ile çalışmak, kenar çatlama riskini azaltmaktadır (Hosford ve Caddell, 1983).



Şekil 6.43 Sac kenarlarındaki çapak yüksekliğinin deformasyon derecesine olan etkisi (Richards, 1981b)

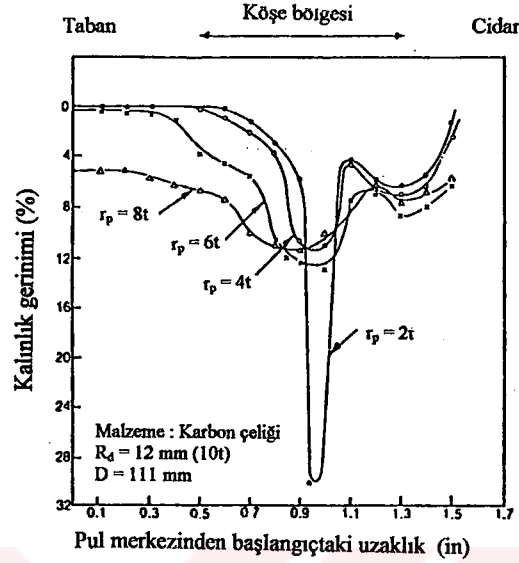
6.2 İşlem faktörleri

Belli mekanik özelliklere sahip sacların şekillendirme işlemlerinde, takım boyutları ve geometrisi, bastırıcı kuvvetleri, yağlama, şekillendirme hızı gibi işlem değişkenleri de oldukça önem taşımaktadır. Bu bölümde, bu değişkenlerin sac şekillendirmeye olan etkisi incelenmektedir.

6.2.1 Stampa ve kalıp ağzı köşe yuvarlatmaları

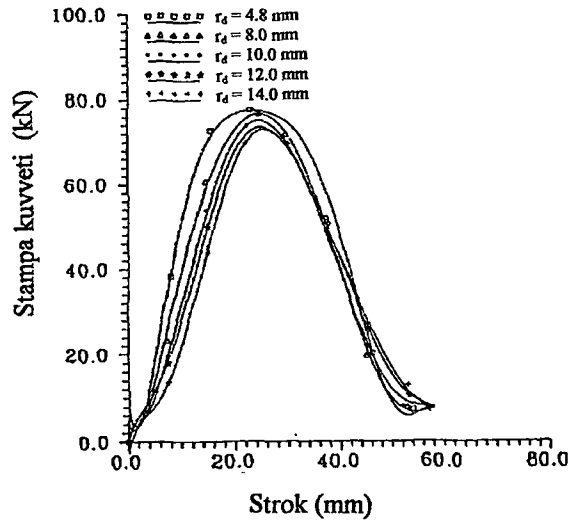
Stampanın ve kalıp ağzındaki köşe yuvarlatma yarıçaplarının seçimi, sacların derin çekilebilirliğini doğrudan etkilemektedir. Derin çekme işlemlerinde, malzeme pekleşmesinden ve sürtünmeden dolayı kap cidarlarında meydana gelen çekme gerilmeleri, sac malzemede stampa köşe radyüsünün hemen üzerindeki bölgede yoğunlaşarak, bu bölgenin incelmesine neden olmaktadır. Stampa köşe yuvarlatmasının çok küçük tutulması ile bu bölgeler aşırı incelemekte ve derin çekme oranı düşmektedir. Hobs (1979), değişik stampa köşe radyüsleri ile gerçekleştirmiş olduğu deneylerde, derin çekmede kritik bölgelerde oluşan incelme gerinimlerini belirlemiştir (Şekil 6.44). En küçük stampa köşe radyüsü ($r_p = 2t$), en yüksek gerinim yığılmasını vermektedir (Eshel vd., 1986). Malzeme kalınlığına bağlı olarak stampa köşe yuvarlatma yarıçapı, Eshel vd. (1986) tarafından $4t < r_p < 10t$ arasında önerilmekte iken,

Ghosh vd. (1984) bunu $6t < r_p < 8t$ arasında sınırlandırmıştır. Bu yarıçapın $10t$ değerinin üzerine çıkması ile, germe olayı etkinlik kazanabilmektedir (Eshel vd., 1986).

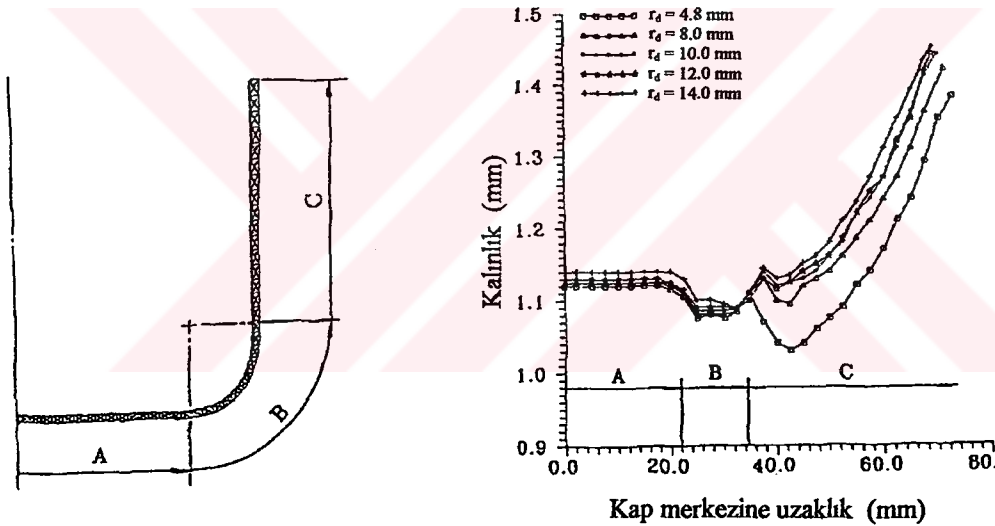


Şekil 6.44 Stampa köşe yuvarlatma yarıçapının sac kalınlığındaki gerinim yığılmasına etkisi (Eshel vd., 1986)

Kalıp ağı köşe yuvarlatması (kalıp profil radyüsü), derin çekme işlemlerini ciddi boyutlarda etkileyen parametrelerden biridir. Kalıp ağındaki bu köşeler üzerinde sac malzemeler bükülmeye maruz kaldığından, köşe yuvarlatmasının azalması ile derin çekme kuvvetleri artmaktadır. Huang ve Chen (1995), değişik kalıp profil radyüsü ile yapmış olduğu deneylerde, en yüksek derin çekme kuvvetinin en küçük yuvarlatmada meydana geldiğini ($r_d = 4.8$ mm) gözlemişlerdir (Şekil 6.45). Kalıp ağı köşe yuvarlatmasının küçük tutulması ile oluşan aşırı bükme, malzemenin bu bölgede pekleşmesine neden olarak, kap cidarının alt bölgelerindeki incelmeyi artırmaktadır. Aynı çalışmada, kalıp köşe yuvarlatması ile bu incelmelerin değişimi de belirlenmiştir (Şekil 6.46). Bunların, deneyde kullanılan en küçük yuvarlatma değerinde ($r_d = 4.8$ mm) meydana geldiği gözlenmektedir.

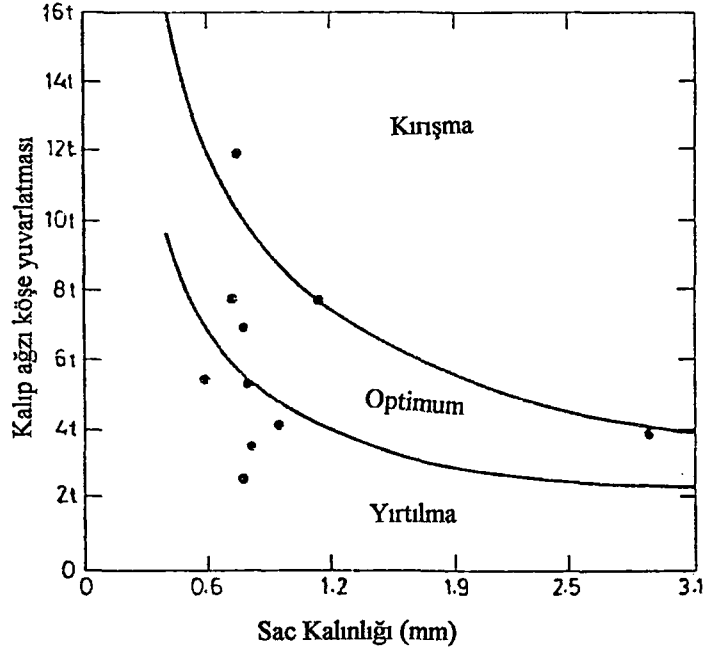


Şekil 6.45 Kalıp ağı köşe yuvarlatması ile derin çekme kuvvetlerinin değişimi (Huang ve Chen, 1995)

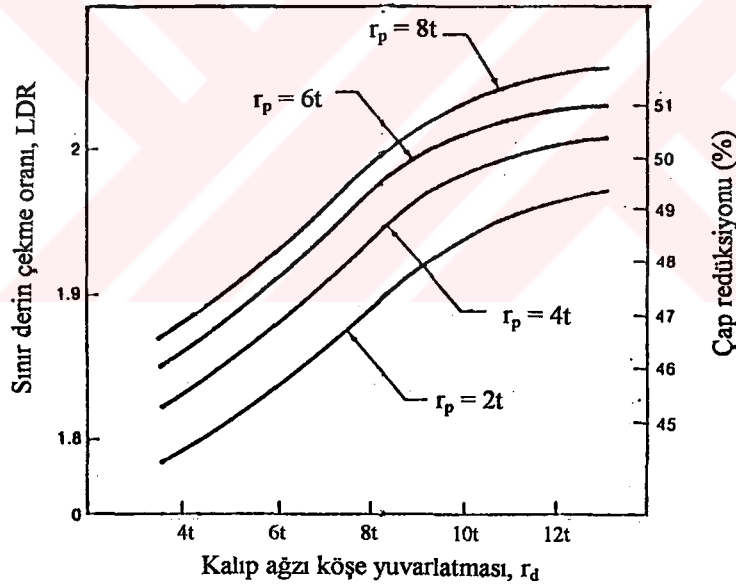


Şekil 6.46 Kalıp ağı köşe yuvarlatması ile kap cidarlarında kritik bölgedeki incelleme derecesinin değişimi (Huang ve Chen, 1995)

Kalıp ağı yuvarlatma yarıçapının gereğinden yüksek tutulması ise, bastırıcı ile stampa temas noktası arasında desteksiz (serbest) bir bölgenin oluşmasına neden olmaktadır ve sacın kırılma eğilimi artmaktadır. Ghosh vd. (1984), bu yuvarlatmayı $8t \leq r_d \leq 10t$ aralığında önermektedir. Johnson (1976) ise, optimum çalışma aralığını Şekil 6.47'deki gibi belirlemiştir (Richards, 1981b). Hobs (1976), stampa köşe yuvarlatma yarıçapı ile birlikte kalıp ağı yuvarlatma yarıçapının sınır derin çekme oranına (LDR) etkisinin, Şekil 6.48'deki gibi olduğunu bildirmektedir (Ghosh vd., 1984).



Şekil 6.47 Kalıp ağzı köşe yuvarlatmasının sac kalınlığına göre seçimi (Richards, 1981b)



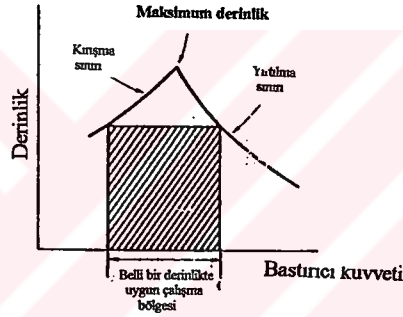
Şekil 6.48 Stampa ve kalıp ağzı köşe yuvarlatmasının sınır derin çekme oranına (LDR) etkisi (Ghosh vd., 1984)

Kalıp ve stampa boyutlandırması açısından dikkat edilmesi gereken bir husus da, kalıp ve stampa arasındaki boşluk (c) olmaktadır. Bu aralık, derin çekme işlemleri sırasında sac kesitinin kalınlaşmasını kontrol altında tutmakta, yani cidar ütüleme derecesini belirlemektedir. Herhangi bir ütülemenin meydana gelmesi istenmiyorsa, $c = t_0 (D/d)^{1/2}$ olarak önerilmektedir. Panknin (1977) ise, bu denklemdeki üstelin 1/4 olmasının daha uygun sonuçlar verdiğini bildirmiştir. Pratikte ise $c = 1.1t - 1.2t$ arasında tutulur. Bununla birlikte,

biraz daha derin ve üniform yükseklikte kaplar elde etmek için, bir miktar ütöleme ($c < t$) tavsiye edilmektedir (Ghosh, 1984).

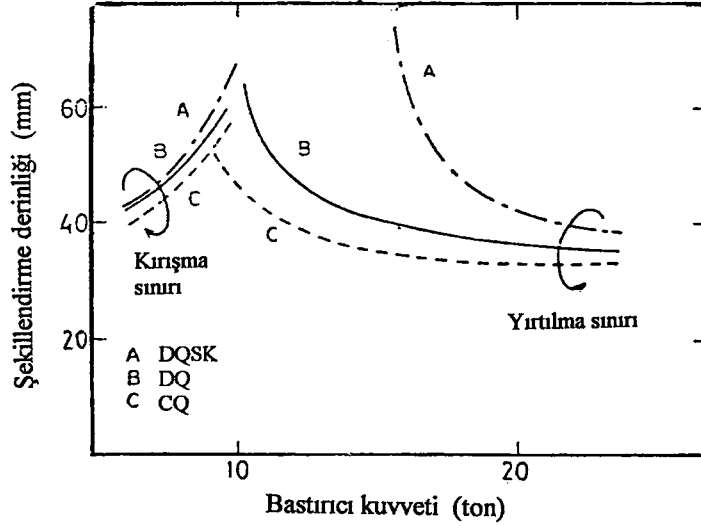
6.2.2 Bastırıcı kuvveti

Sacların derin çekilmesi esnasında flanşta meydana gelen çevresel gerilmeler, özellikle kalınlığı az olan saclardan çekilen kaplarda kırışma hatalarına neden olmaktadır. Bu oluşum, flanşta bir bastırıcının (pot çemberinin) basınç uygulaması ile engellenebilmektedir. Bununla birlikte, bastırıcı kuvvetinin artması ile sürtünme kuvveti de artmakta ve sınır derin çekme oranları azalmaktadır. Bu nedenle, bastırıcı kuvvetine göre kırışma ve yırtılma sınırlarının verildiği diyagramlardaki optimum bölgede çalışmak gerekmektedir. Böyle bir diyagram ve uygun çalışma bölgesi, Şekil 6.49'da görülmektedir (Havranek, 1977).



Şekil 6.49 Bastırıcı kuvveti ve kap derinliğine bağlı olarak, derin çekmede kırışma ve yırtılma açısından optimum çalışma bölgesi (Havranek, 1977)

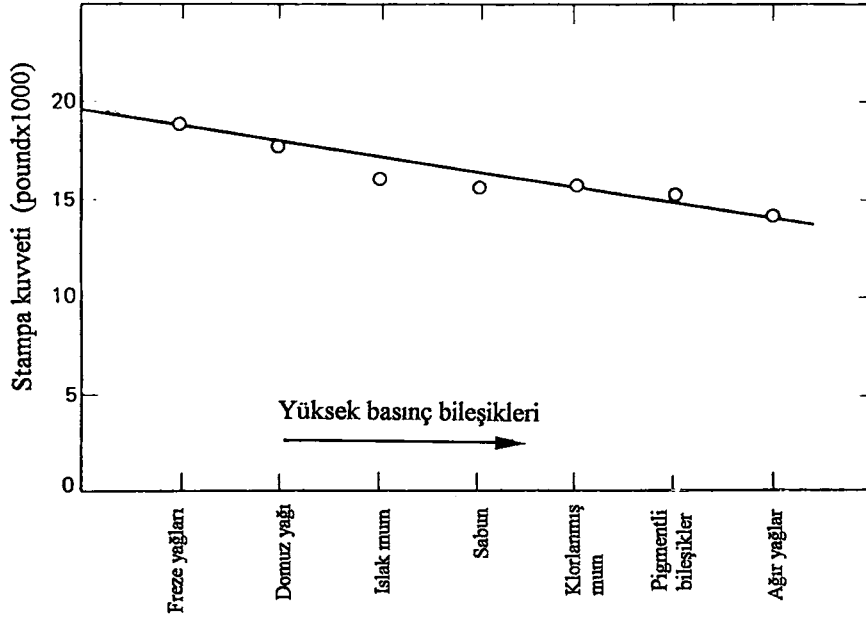
Nakajima vd. (1972), değişik kalitelere sahip soğuk haddelemiş düşük karbonlu çelik saclarda kırışma ve yırtılma bölgelerini belirleyen eğrileri, bastırıcı kuvvetine ve kap derinliğine bağlı olarak, Şekil 6.50'deki gibi elde etmiştir (Richards, 1981b). Chung ve Swift (1951), bu kuvvetinin hesaplanmasında bastırıcı basıncını $p_b = (0.005 - 0.01) \sigma_A$ olarak önermişlerdir (Hosford ve Caddell, 1983). Ghosh vd. (1984) ise, bu basıncın belirlenmesinde malzemenin çekme dayanımını da hesaba katmış ve basıncın $p_b = (\sigma_A + \sigma_u) / 200$ denklemi ile belirlenmesini daha uygun görmüştür. Bastırıcı kuvveti (F_b) ise, dairesel pullar için (5.1) eşitliğindeki gibi hesaplanabilmektedir.



Şekil 6.50 Çeşitli kalitedeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclarda, kap derinliğine göre kırılma ve yırtılma sınırlarının bastırıcı kuvveti ile değişimi (Richards, 1981)

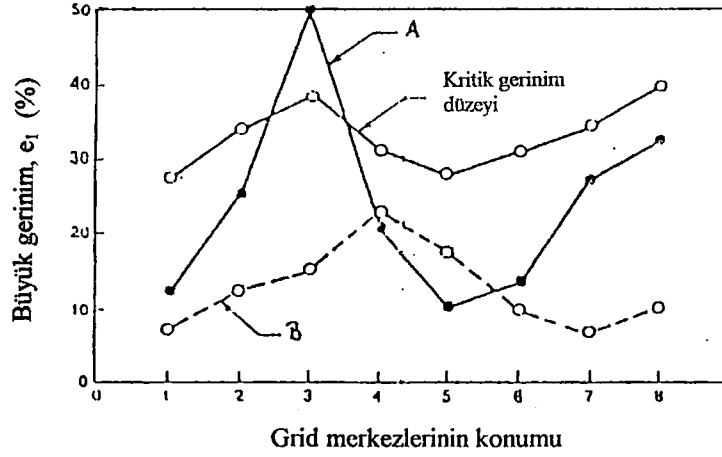
6.2.3 Yağlama

Sac şekillendirme işlemlerinde yağlamanın ve kullanılan yağlayıcının işlem üzerine etkisi oldukça büyüktür. Sürtünmeyi kontrol altında tutmak, takım aşınmalarını azaltmak, aşırı ısınmaların önüne geçmek ve şekillendirilen sac üzerinde üniform bir gerinim dağılımı sağlamak, yağlamanın amaçları olmaktadır. Yağlama etkinliğinin artması ile şekillendirme kuvvetleri düşmektedir. Eary ve Reed (1974), değişik yağlayıcı bileşikler altında uygulamış oldukları derin çekme işlemlerinde, stampa kuvvetinin değişimini incelemişlerdir (Şekil 3.51). Buna göre, yağlayıcı olarak yüksek basınç bileşiklerinin kullanılması ile, derin çekme kuvvetinin düştüğü gözlenmektedir.



Şekil 6.51 Yağlamanın derin çekme kuvvetine etkisi (Eary ve Reed, 1974)

Yağlayıcının sac şekillendirme işlemlerinde gerinim yığılmasını önleyici etkisi, şekillendirilebilirliği önemli ölçüde artırmaktadır. Şekil 6.52'de, diğer bütün şartlar aynı tutulup sadece yağlayıcının değiştirilmesi ile, şekillendirilen sac parçanın kritik bölgelerindeki gerinim dağılımı görülmektedir. Buna göre A yağlayıcısının kullanılması durumunda oluşan gerinim yığılması kritik gerinimin üzerine çıkmaktayken, B yağlayıcısının kullanılması sonucunda daha üniform bir gerinim dağılımı elde edilebilmektedir. Bu nedenle, sac şekillendirme proseslerinde malzemeye, şekillendirme türüne, ortaya çıkan gerilme ve gerinim seviyelerine ve diğer işlem faktörlerine (bastırıcı, hız gibi) göre en uygun yağlayıcı veya yağlayıcı kombinasyonunu seçmek gerekmektedir. Bazı problemlili şekillendirilme işlemlerinde, sacın farklı bölgeleri farklı yağlayıcılarla yağlanarak da gayet olumlu sonuçlar alınabilmektedir (Ghosh vd., 1984). Bazı araştırmacılara göre, derin çekme işlemlerinde grafit ve tallow adı verilen yağın karışımı en iyi sonucu vermekte iken, bazılarına göre molibdensülfid greslerinin en az bu karışım kadar etkili olmaktadır (Warwick ve Alexander, 1962-3).

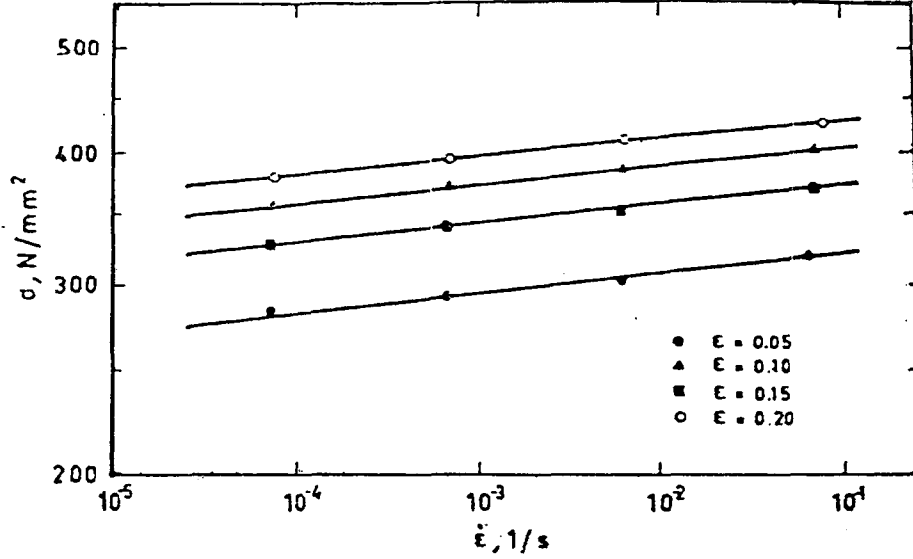


Şekil 6.52 Yağlayıcıların gerinim dağılımına etkisi (Ghosh vd., 1984)

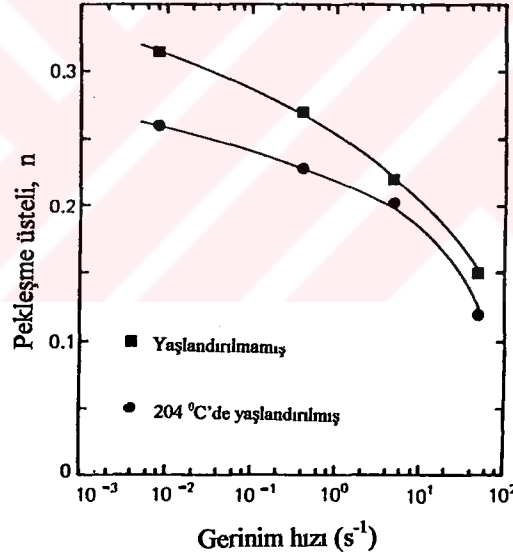
Derin çekme işlemlerinde yağlamanın etkisi iki açıdan düşünülmelidir. Flanşa yağlama ile sürtünme azalmakta ve dolayısıyla malzeme akışı kolaylaşmaktadır. Bununla birlikte, kap cidarlarındaki sürtünmenin ise derin çekilebilirliği artırdığı bilinmektedir. Bu bölgede sürtünmenin artmasıyla kap cidarı üzerindeki elemanlar, stampa ile izafi olarak yukarı (flanşa) doğru hareket ederler. Bu durumda, cidar ile stampa arasında bir kayma gerilmesi meydana gelmektedir. Böylece, cidarda kritik bölge olarak bilinen ve hemen hiç pekleşmemiş olan stampa radyüsü üzerindeki bölgenin, çekme kuvvetlerine tümüyle maruz kalmasını önlenmiş olmaktadır. Bu tip uygulamaların dezavantajı ise, stampa aşınmasının yüksek olmasıdır. Cidarda çok düşük sürtünme şartlarında kap tabanında artan incelmeler ve hasar bölgesinin stampa radyüsünün altına taşınması, Şekil 4.20'de belirtilmişti (Hosford ve Caddell, 1983).

6.2.4 Gerinim hızı

Gerinim hızına duyarlı malzemeler, farklı gerinim hızlarında farklı mekanik özellikler göstermektedir. Çeliklerde m pozitif bir değere sahip olduğundan, gerinim hızının artmasıyla akma gerilmesi ile birlikte gerilme düzeyi de artım göstermektedir. Kleemola ve Kumpulainen (1978), alüminyum ile dinlendirilmiş derin çekme kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclara değişik hızlarda çekme deneyleri uygulamışlardır. Bu deneylerin sonuçlarına göre, farklı gerinim düzeylerinde gerinim hızı ile gerilmedeki artım, Şekil 6.53'te görülmektedir. Saxena ve Chatfield (1976) ise, yaşlandırılmamış ve 204 °C sıcaklıkta yaşlandırılmış çeliklere uyguladıkları deneylerde, gerinim hızı ile pekleşme üstelinin (n) Şekil 6.54'teki gibi azaldığını bildirmişlerdir (Hosford ve Caddell, 1983).



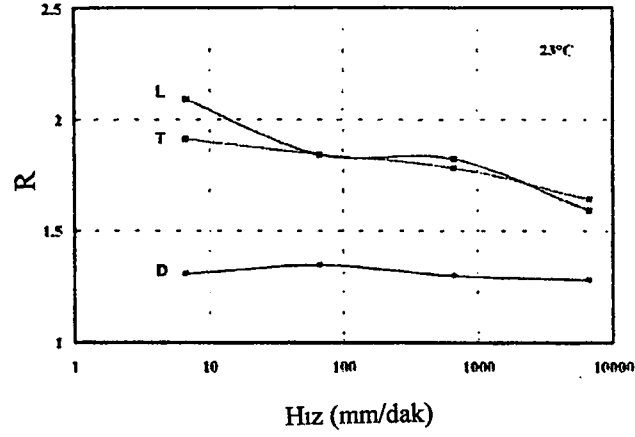
Şekil 6.53 Soğuk haddelenmiş DQSK kalitesindeki düşük karbonlu çelik sacda, gerinim hızı ile birlikte gerilme düzeyindeki artım (Kleemola ve Kumpulainen, 1978)



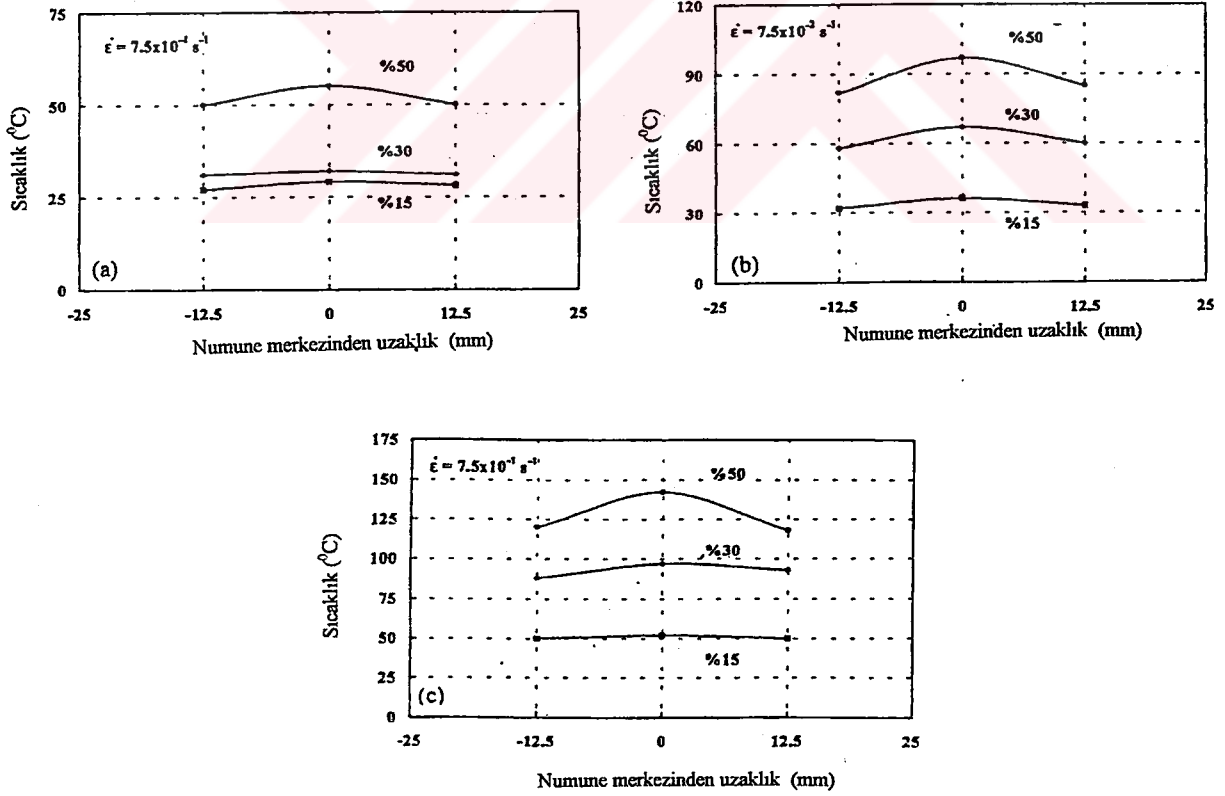
Şekil 6.54 Çeliklerde gerinim hızı ile pekleşme üstleninin değişimi (Hosford ve Caddell, 1983)

Bayraktar ve Altıntaş (1998), % 0.06 ve % 0.30 Mn içeren 1.5 mm kalınlıkta düşük karbonlu bir çelik sacın, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki plastik gerinim oranlarının, gerinim hızı ile değişimini incelemişlerdir. Oda sıcaklığında gerçekleştirilen bu deneylerden, artan gerinim hızı ile birlikte R değerlerinin, Şekil 6.55'teki gibi azalma eğiliminde olduğu görülmektedir. Malzemenin R değerindeki bu düşüşün, artan gerinim hızı oluşan deformasyon ısınmasından kaynaklandığı bildirilmektedir. Pektleşme üstelinin de artan sıcaklıklarla azaldığı bilinmektedir. Bayraktar ve Altıntaş (1998), aynı zamanda % 1.2 C ve %12 Mn içeren Hadfield, çeliğinde gerinim hızının sıcaklık artımına etkisini de

incelemiştir. Değişik gerinim seviyelerinde, artan gerinim hızı ile çekme numunelerinde ölçülen sıcaklık artımları, Şekil 6.56'da görülmektedir.

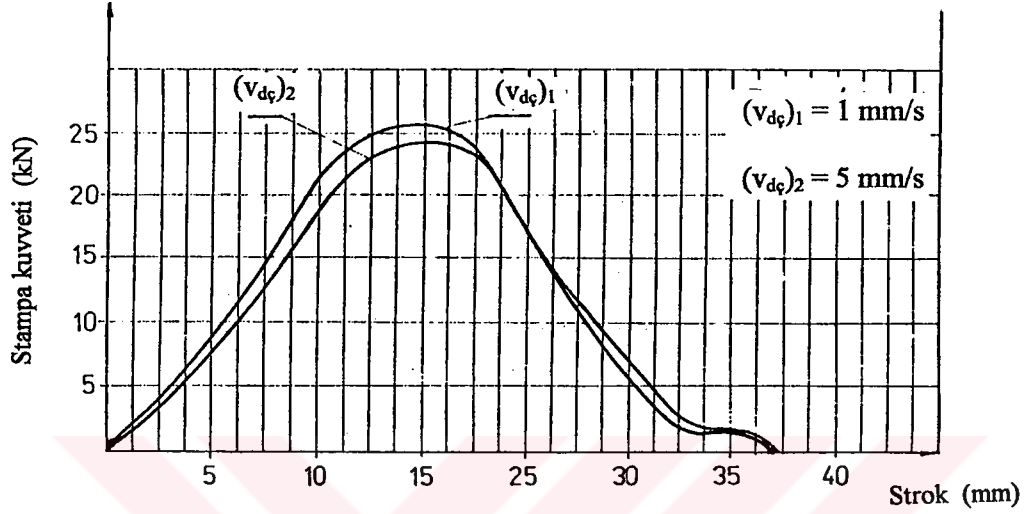


Şekil 6.55 Oda sıcaklığında gerinim hızı ile plastik gerinim oranının değişimi (L: Hadde yönünde, D : Hadde yönüne 45°'de ve T: Hadde yönüne dik) (Bayraktar ve Altıntaş, 1998)



Şekil 6.56 Oda sıcaklığında değişik gerinim hızlarıyla uygulanan çekme deneylerinde, değişik gerinim düzeylerinde numunelerdeki sıcaklık artımları (Bayraktar ve Altıntaş, 1998)

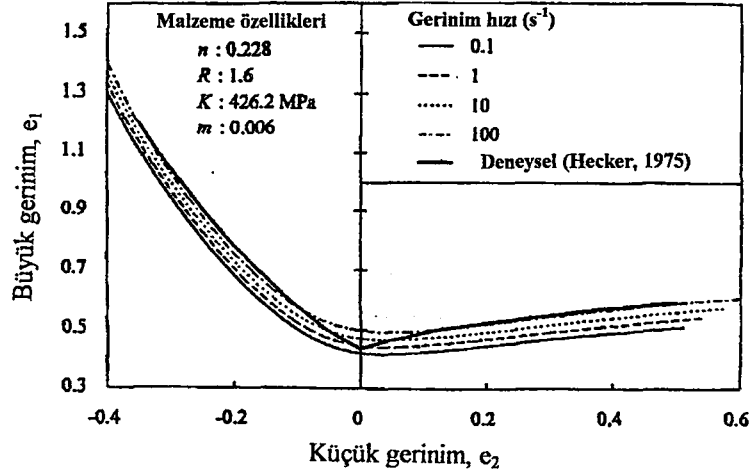
Gerinim hızına duyarlılığı pozitif olan malzemelerde (çelik gibi), artan gerinim hızları ile şekillendirme işlemlerinde oluşan kuvvetler de artım göstermektedir. Kapinski'nin (1992) 1 mm/s ve 5 mm/s hızlar ile uygulamış olduğu derin çekme deneylerinde, hızın artmasıyla derin çekme kuvvetlerinde meydana gelen artım, Şekil 6.57'de görüldüğü gibidir.



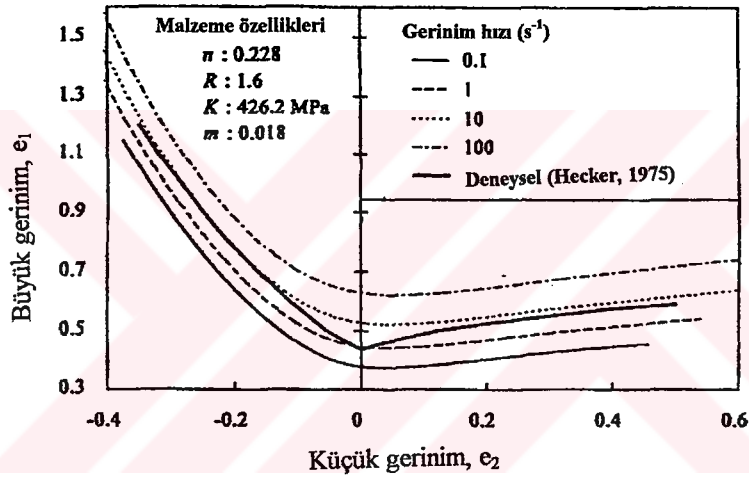
Şekil 6.57 Derin çekme hızının stampa kuvvetine etkisi (Kapinski, 1992)

Deformasyon hızının derin çekilebilirliğe etkisi tartışmalı bir konudur. Bazı araştırmacılar, derin çekme hızının sınır derin çekme oranına önemli bir etkisinin olmadığını bildirmişlerdir. Bununla birlikte Panknin (1959), yağlama durumuna bağlı olmak şartıyla, sürtünme kuvvetlerinin artan hızlar ile azaldığını bildirmektedir (Lange, 1985). Frommann (1968) ile Coupland ve Wilson'a (1958) göre de, derin çekme hızı ile beraber yağlamanın da iyileştirilmesi ile sınır derin çekme oranları artım göstermektedir (Taylor, 1985; Warwick ve Alexander, 1962-3). Eary ve Reed'e (1974) göre, derin çekme hızından ziyade, stampanın saca temas şekli önemlidir. Bu temasın darbe oluşturacak şekilde gerçekleşmesi veya darbe hızının yüksek olması, derin çekilebilirliği düşürmektedir. Bu nedenle hidrolik preslerin kullanımı, mekanik preslere göre daha uygun olmaktadır (Lange, 1985).

Rao ve Sing (2000), sac malzemelerin gerinim hızına duyarlılık üstelinin (m) pozitif olması durumunda, artan gerinim hızı ile şekillendirilebilirliğin arttığını bildirmişlerdir. Bu araştırmacıların teorik olarak elde ettikleri şekillendirme sınır eğrilerinin seviyesi, gerinim hızı ile birlikte artım göstermektedir (Şekil 6.58). Bu artımın derecesi, yüksek m değerlerinde daha fazla olmaktadır.



a



b

Şekil 6.58 $m = 0.006$ (a) ve $m = 0.018$ (b) olması halinde, gerinim hızının teorik olarak elde edilmiş şekillendirme sınır eğrilerine etkisi (Rao ve Sing, 2000)

Gerinim hızının şekillendirilebilirlik üzerine etkisi düşünüldüğünde, yüksek hızlarda oluşan sıcaklık artımı gözardı edilmemelidir. Bu nedenle, yağlamanın hem gerinim dağılımına olumlu etkisi, hem de malzemenin aşırı ısınmasını önleyici etkisi, yüksek hızlı şekillendirmelerde daha da önem kazanmaktadır. Sıcaklık ile malzemenin derin çekilebilirlik özelliğinin zayıfladığı (ısı yumuşama sonucu) bilinmektedir. Bayraktar ve Altıntaş (1998), Hadfield çeliğinden askeri kaskların derin çekme ile imalatını incelemiştir. Buna göre, 5 mm/s hız ve Molycote KF50 yağ filmi altında gerçekleştirilen derin çekmelerde, yırtılma ve kırışmalar gözlenmiştir. Aynı uygulamanın, 12 mm/s hızla gerçekleştirilmesi ve yağlayıcı olarak Molycote ile birlikte ince neopren tabakanın kullanılması sonucu, başarılı derin çekmelerin gerçekleştirildiği bildirilmektedir.

Stampa hızının derin çekmeye etkisi kesin olarak belirlenmiş ve tam olarak anlaşılmış bir durum olmamakla birlikte, malzemeye göre değişim göstermektedir. Buna göre şekillendirmelerde optimum hız, daha çok deneme – yanılma yoluyla belirlenebilmektedir. En genel söylemle, hız ile birlikte malzemenin plastiklik özelliklerinde bir miktar düşüm görülmesine rağmen, sürtünme kuvvetleri azalmaktadır. Aynı zamanda yüksek hızlarda gerçekleştirilen işlemlerde, ısınmaya bağlı olarak malzeme özelliklerinde de değişimler ortaya çıkabilmektedir (Ghosh vd., 1984). Bu nedenle şekillendirme hızının etkisi, yağlamanın ve yağlayıcının etkisiyle birlikte düşünülmesi gerekmektedir.



7. Fe P03 KALİTESİNDEKİ ÇELİK SACIN ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİĞİ ÜZERİNE DENEYSEL ÇALIŞMALAR

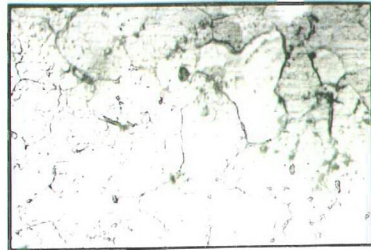
DIN EN 10130 - 91 standardına göre ERDEMİR A.Ş. tarafından üretilmiş olan, 0.8 mm anma kalınlığındaki, Fe P03 derin çekme kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemenin, mekanik özelliklerini ve şekillendirilebilirliğini belirlemek amacıyla birtakım deneyler uygulanmıştır. Anılan sac malzemenin ilgili standartta öngörülen özellikleri, Çizelge 2.7'de belirtilmektedir. Bu kalitedeki çelik sac, sakin dökülmüş ve soğuk haddeleme sonrası tavlannmış olup, en son bir temper haddeleme işlemine tabi tutulmuştur. Bu çalışmada, Fe P03 kalitesindeki çelik sacın tane büyüklüğünün belirlenmesi ile birlikte, saca Vickers sertlik deneyi, haddeleme yönü ile değişik açılarda ve değişik hızlarda çekme deneyleri ile değişik işlem şartlarında Erichsen çökertme deneyleri ve derin çekme deneyleri uygulanmıştır. Deneysel sonuçlarına göre sac malzemenin mekanik karakteristikleri ile şekillendirilebilirlik özelliği, malzeme ve işlemsel faktörler açısından Bölüm 8'de yorumlanmıştır.

7.1 Tane büyüklüğünün belirlenmesi

Fe P03 çelik sacın tane büyüklüğünü belirlemek amacıyla, yüzey alanı $10 \times 10 \text{ mm}^2$ olan bir çelik sac parça, bakalit içerisine gömülmüştür. Sac yüzeyi, sırasıyla 600 – 1200 – 2400 – 4000 numaralı zımparalarla zımparalanmıştır. Bunun akabinde, yağ bazlı ve yüzeyine $8 \mu\text{m}$ 'lik elmas pasta tatbik edilmiş bir çuha ile parlatılmıştır. Parlatma işleminden sonra, sac yüzeyi Nital 4 dağılayıcı ile dağlanmıştır. En son safhada, bir metal mikroskobu ile 100 ve 750 büyütme altında tane sınırları gözlenmiş ve tane yapısının fotoğrafı çekilmiştir (Şekil 7.1).



a- x100



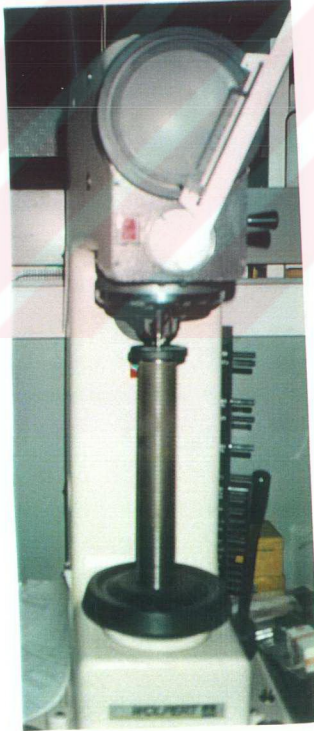
b- x750

Şekil 7.1 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın tane büyüklüğü

Fe P03 kalitesindeki dağlanmış sac numunenin, x100 bytmeye göre (şekil 7.1a) tane büyüklüğünün ASTM 7 ile ASTM 8 arasında olduğu anlaşılmaktadır.

7.2 Vickers sertlik deneyleri

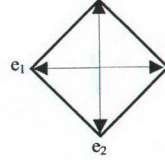
Fe P03 kalitesindeki elik sacın Vickers sertlik değerini ölçmek için, bir sac levhanın değişik bölgelerinden 40 x 40 mm² boyutlarında parçalar kesilerek çıkarılmıştır. Bu parçalar üzerinde 10 noktada ve 10 kgf yük altında, WOLPERT sertlik lme cihazı (şekil 7.2) ile Vickers sertlik değerleri belirlenmiştir. Oluşan izin köşegenleri llrek ortalaması alınmış ve cihazın katalogundan bunlara karşılık gelen Vickers sertlik değerleri okunmuştur. lm sonuçları ve ortalaması, izelge 7.1 'de görülmektedir. Fe P03 kalitesindeki elik sacın ortalama Vickers sertlik değerini, 102.5 olarak belirlenmiştir.



şekil 7.2 Vickers sertlik değerinin llmesinde kullanılan WOLPERT sertlik lme cihazı

Çizelge 7.1 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, 10 farklı noktada ölçülen Vickers sertlik değerleri ve ortalaması

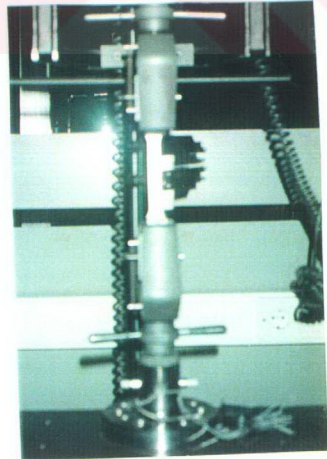
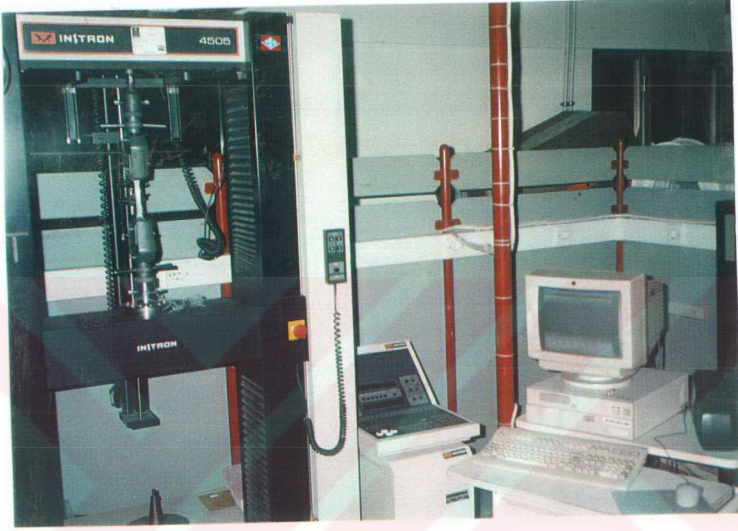
Deney No	İz Köşegenleri			VSD
	e_1	e_2	e_{ort}	
1	0.425	0.430	0.4275	101.2
2	0.430	0.420	0.4250	102.7
3	0.425	0.420	0.4225	103.6
4	0.420	0.430	0.4250	102.7
5	0.430	0.425	0.4275	101.2
6	0.420	0.430	0.4250	102.7
7	0.430	0.420	0.4250	102.7
8	0.430	0.425	0.4275	101.2
9	0.415	0.430	0.4225	103.6
10	0.425	0.420	0.4225	103.6
ORT.	0.425	0.425	0.4250	102.5



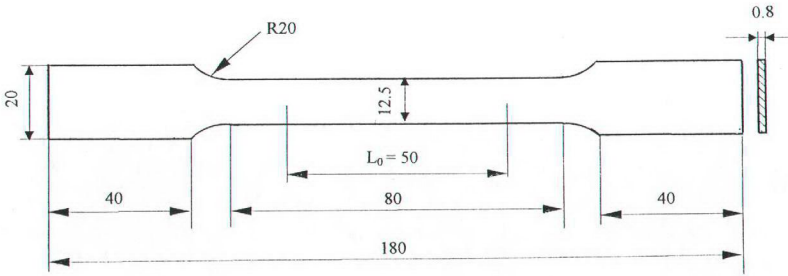
7.3 Çekme deneyleri

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacın mekanik özellikleri ve değişik hızlarda bu özelliklerin değişimi, çekme deneyleri ile belirlenmiştir. Bu deneylerde, Şekil 7.3'te görülen INSTRON 4505 universal deney makinası ve aparatlarından yararlanılmıştır. Değişik mekanik özelliklerin belirlenmesi amacıyla uygulanan deneylerin tümünde, aynı tipte ve boyutta çekme numuneleri kullanılmıştır (Şekil 7.4). İlk ölçme uzunluğu 50 mm ve genişliği 12.5 mm olan bu tip çekme numuneleri, boyutlarının hem EN 10002-1 hem de ASTM E 8M standardına uymasından dolayı tercih edilmiştir. Çekme numuneleri, sac levhalardan lazer tekniği ile kesilerek çıkartılmıştır. Kesme sonrası kenarlarda az miktarlarda da olsa oluşan çapaklar, sonuçları etkilememesi için 600 numaralı bir zımpara ile temizlenmiştir. Deneylerden önce numunelerin ölçme uzunlukları içerisinde 5 farklı noktada genişlik ve kalınlık ölçümü yapılarak, bunların ortalaması kullanılmıştır. Deneylerin tümü bilgisayar kontrollü olarak ve INSTRON - S IX Software programı

kullanılarak yürütülmüştür. Deneylerde kullanılan bir tek eksenli ekstansometre ile, uzamalar bilgisayar ortamına aktarılmakta ve gerinimler bu program tarafından hesaplanmaktadır. Bu kalitedeki bir sacın tipik çekme dayanımı gözönüne alındığında, 5 kN kapasitesinde bir load cell kullanımı uygun görülmüştür.



Şekil 7.3 Çekme deneylerinde kullanılan INSTRON 4505 üniversal deney makinası



Şekil 7.4 Deneylerde kullanılan sac çekme numunesinin boyutları

7.3.1 Belli bir çekme hızında mekanik özelliklerin belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacın, $v_{\text{çek}} = 5$ mm/dak hız altında uygulanan çekme deneylerinden, akma ve çekme dayanımı, uzama değerleri, dayanım katsayısı ve pekleşme üsteli gibi bazı mekanik özellikler ve malzemeye ait bazı şekillendirilebilirlik karakteristikleri belirlenmiştir. Malzemenin anizotropik özelliğinden dolayı, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda ($\theta = 0^\circ$, 45° ve 90°) kesilmiş çekme numuneleri deneye tabi tutularak, özelliklerin bu yönlerdeki değişimi incelenmiştir. Deneylerde kullanılan INSTRON S IX software programı, kuvvet ve uzama değerlerinden faydalanarak, sadece nominal gerinimi (ϵ veya % ϵ) ve nominal gerilmeyi (S) hesaplayabilmektedir. Gerçek gerinim (ϵ) ve gerçek gerilme (σ) değerleri ise, (3.30) ve (3.36) eşitliklerinden hesaplanmıştır. Bununla birlikte program, n ve K değerlerini istenen bir aralıkta belirleyebilmektedir. Buna göre, $v_{\text{çek}} = 5$ mm/dak hız altında haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda uygulanan çekme deneylerinden elde edilen sonuçlar, sırasıyla Çizelge 7.2, Çizelge 7.3 ve Çizelge 7.4'te görülmektedir. Malzemenin nominal gerinim – nominal gerilme eğrileri ile gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrileri, $\theta = 0^\circ$ için Şekil 7.5 ve Şekil 7.6'da, $\theta = 45^\circ$ için Şekil 7.7 ve Şekil 7.8'de, $\theta = 90^\circ$ için ise Şekil 7.9 ve Şekil 7.10'da görülmektedir. Şekil 7.11'de deneyde kullanılan ve deforme olmamış bir çekme numunesi ile, uzamış ve kopmuş halde birer çekme numunesi görülmektedir.

Çizelge 7.2 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeme yönüne 0° 'lık doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen bazı mekanik özelliklikleri

DENEY NO	% 0.2 AKMA DAYANIMI $R_{p0.2}^*$ [Mpa]	ÇEKME DAYANIMI		MAKSİMUM ÜNİFORM GERİNİM		KOPMADA UZAMA YÜZDESİ A.50 mm* (ϵ_t) [%]	BOYUNLANMA SONRASI UZAMA YÜZDESİ ϵ_{pu} [%]	PEKLEŞME ÜSTELİ n	DAYANIM KATSAYISI K [MPa]
		R_m^* (S_u, S_{max}) [Mpa]	σ_u [Mpa]	ϵ_u	ϵ_u				
1	198.336	333.459	420.932	0.26232	0.23295	46.840	20.608	0.212	553.588
2	195.810	331.653	412.066	0.24246	0.21709	45.320	21.074	0.213	546.762
3	193.895	330.016	405.002	0.25511	0.22722	45.580	20.069	0.213	542.430
4	197.188	333.179	404.803	0.23983	0.21497	43.600	19.617	0.210	544.399
5	191.439	331.098	406.052	0.25405	0.22638	44.800	19.395	0.214	542.411
ORT	195.334	331.881	409.771	0.25075	0.22372	45.228	20.153	0.212	545.918

* EN 10002-1 standardına göre gösterimlerdir

Çizelge 7.3 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen bazı mekanik özellikleri

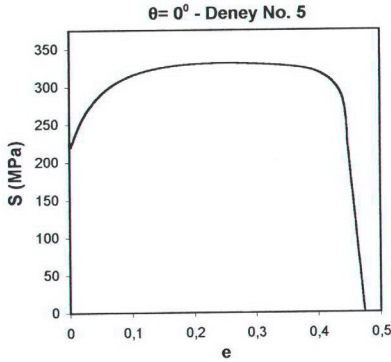
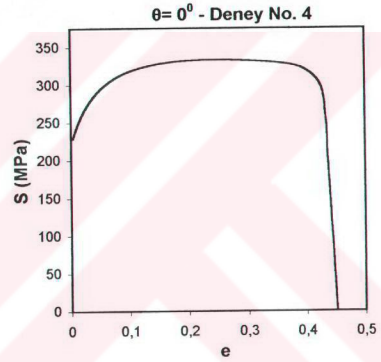
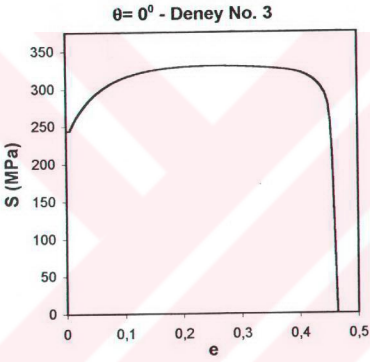
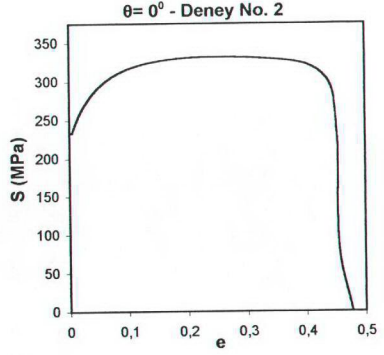
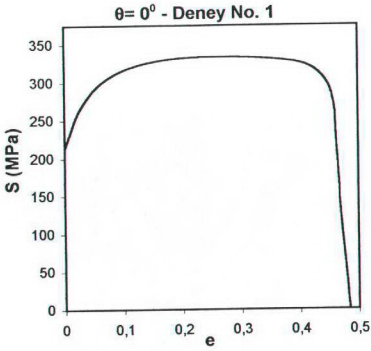
DENEY NO	% 0.2 AKMA DAYANIMI $R_{p0.2}^*$ [Mpa]	ÇEKME DAYANIMI		MAKSİMUM UNIFORM GERİNİM		KOPMADA UZAMA YÜZDESİ A50 mm* (e _r) [%]	BOYUNLANMA SONRASI UZAMA YÜZDESİ e _{ps} [%]	PEKLEŞME ÜSTELİ n	DAYANIM KATSAYISI K [Mpa]
		R_m^* (S_u, S_{max}) [Mpa]	σ_u [Mpa]	ϵ_u	ϵ_u				
1	213.442	336.105	417.321	0.24164	0.21643	41.180	17.016	0.209	566.024
2	202.279	339.855	427.663	0.25837	0.22982	42.220	16.283	0.209	557.064
3	205.896	338.397	418.438	0.23653	0.21231	41.820	18.167	0.210	554.450
4	203.460	333.865	410.250	0.22879	0.20603	35.500	12.621	0.212	552.344
5	205.010	331.726	409.237	0.23366	0.20999	36.920	13.554	0.210	554.469
ORT	206.017	335.990	416.582	0.23980	0.21492	39.529	15.548	0.210	556.870

* EN 10002-1 standardına göre gösterimlerdir

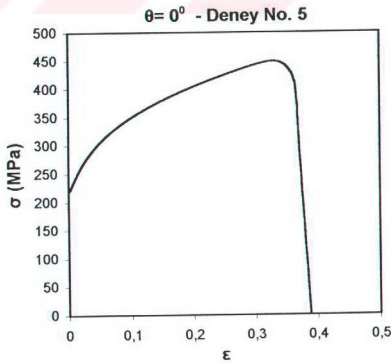
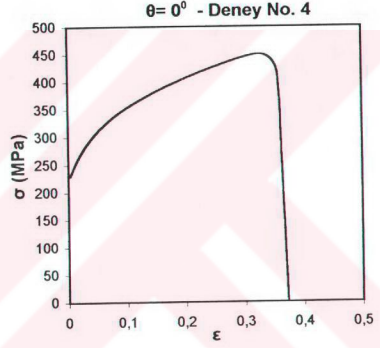
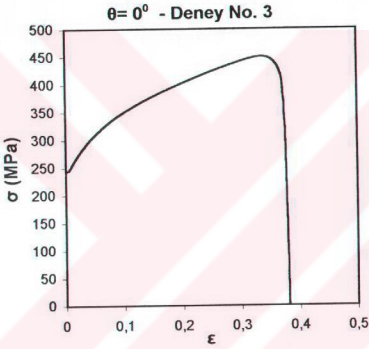
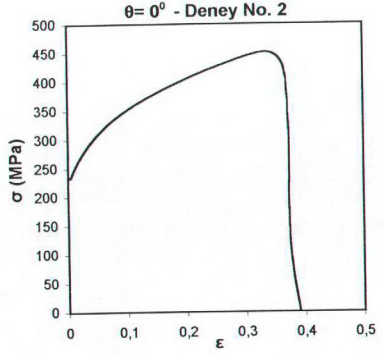
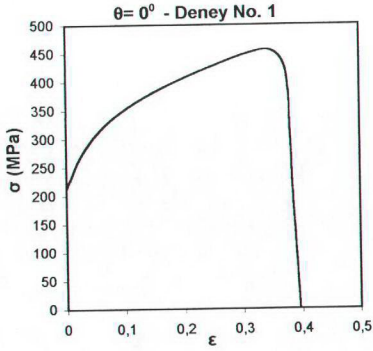
Çizelge 7.4 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90°'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen bazı mekanik özellikleri

DENEY NO	% 0.2 AKMA DAYANIMI $R_{p0.2}^*$ [Mpa]	ÇEKME DAYANIMI		MAKSİMUM UNIFORM GERİNİM		KOPMADA UZAMA YÜZDESİ A50 mm* (e _t) [%]	BOYUNLANMA SONRASI UZAMA YÜZDESİ e _{pu} [%]	PEKLEŞME ÜSTELİ		DAYANIM KATSAYISI K [MPa]
		R_m^* (S_u, S_{bmax}) [Mpa]	σ_u [Mpa]	e _u	e _t			n		
1	193.866	320.451	390.011	0.21707	0.19645	37.660	15.953	0.208	531.593	
2	197.399	321.228	389.595	0.21283	0.19296	36.870	15.587	0.210	532.771	
3	198.016	321.374	389.486	0.21194	0.19222	36.930	15.536	0.209	531.940	
4	195.560	322.514	395.673	0.22684	0.20444	39.980	17.296	0.211	530.428	
5	193.023	322.831	392.320	0.21525	0.19495	38.010	16.485	0.212	528.000	
ORT	195.573	321.680	391.417	0.21678	0.19620	37.890	16.191	0.210	530.946	

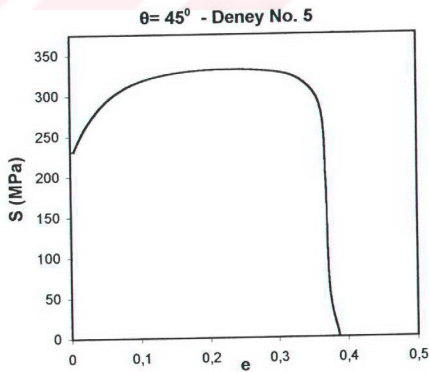
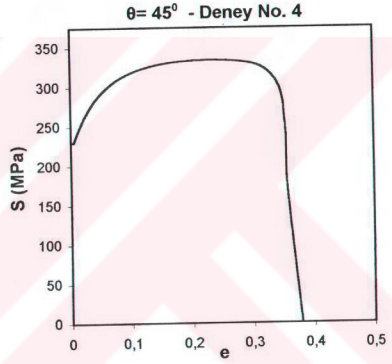
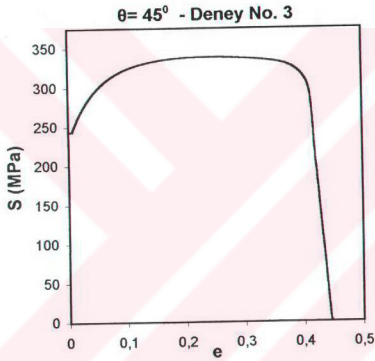
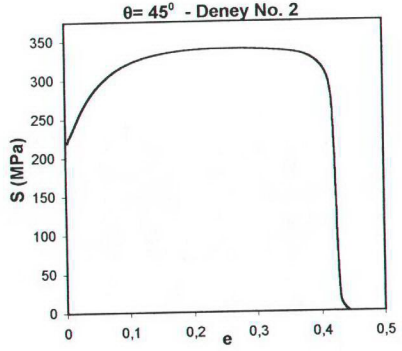
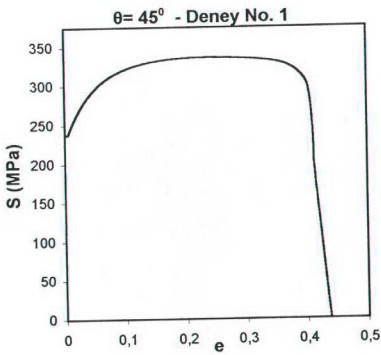
* EN 10002-1 standardına göre gösterimlerdir



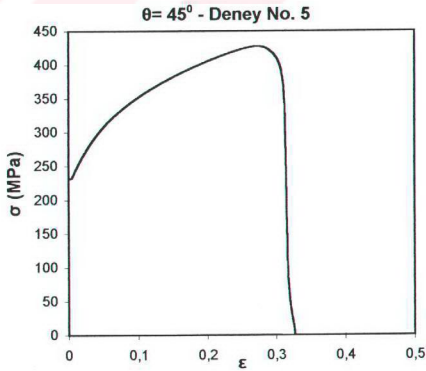
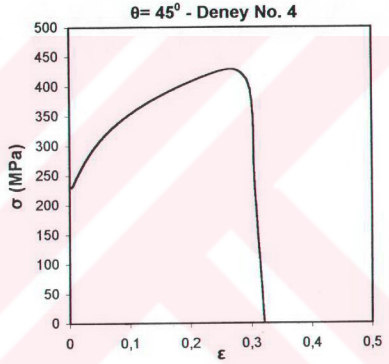
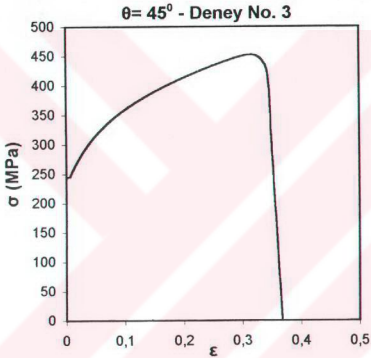
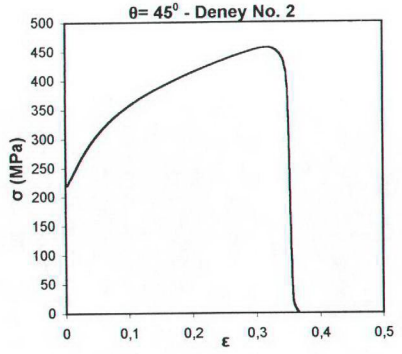
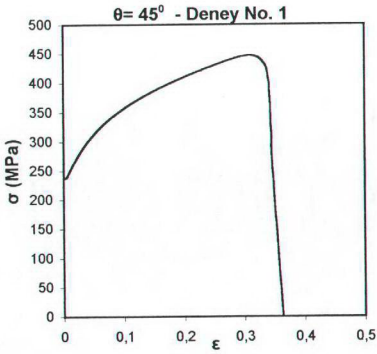
Şekil 7.5 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0° 'lık doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)



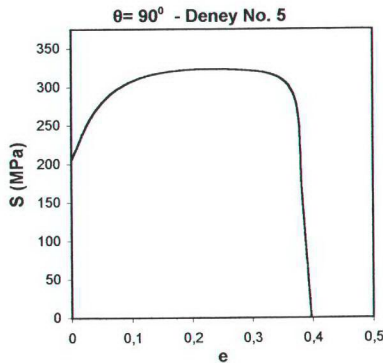
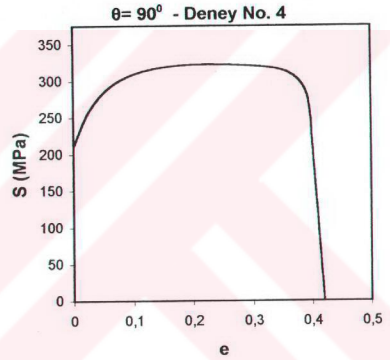
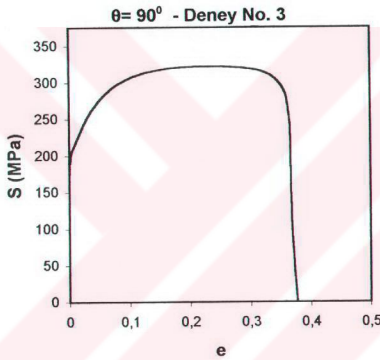
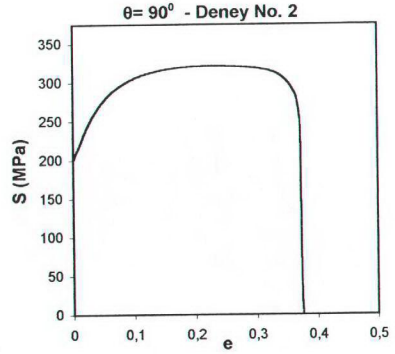
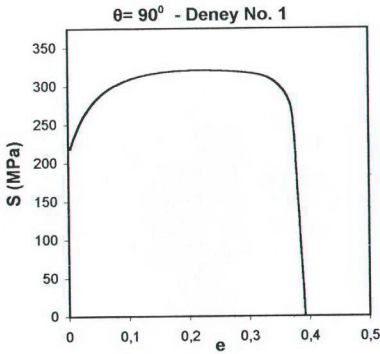
Şekil 7.6 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerinim - gerçek gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)



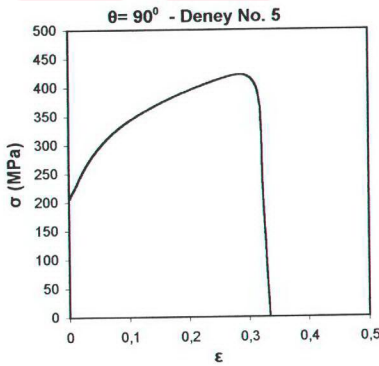
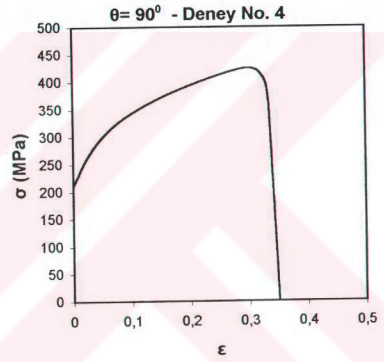
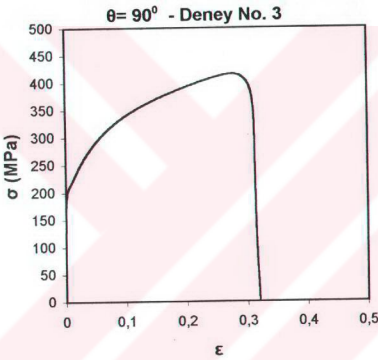
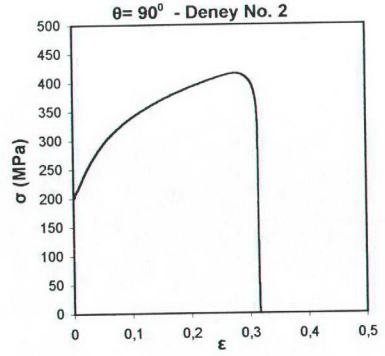
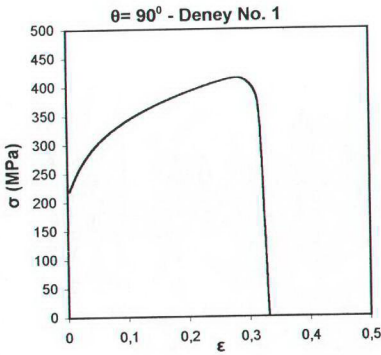
Şekil 7.7 Fe P03 kalitesindeki elik sacın, haddeleme yönüne 45° lik doğrultudaki ekme deneylerinden elde edilen nominal gerilim - nominal gerilme eğrileri ($v_{ek} = 5$ mm/dak)



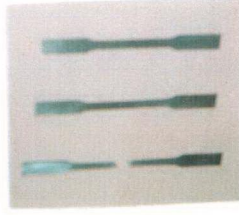
Şekil 7.8 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeme yönüne 45° 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerinim - gerçek gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)



Şekil 7.9 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90° 'lık doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)



Şekil 7.10 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90° 'lik doğrultudaki çekme deneylerinden elde edilen gerçek gerinim - gerçek gerilme eğrileri ($v_{çek} = 5$ mm/dak)



Şekil 7.11 Deneylerde kullanılan deforme olmamış, uzamış ve kopmuş çekme numuneleri

7.3.2 Ani hız artırma yöntemi ile gerinim hızına duyarlılığın belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca uygulanan bir grup çekme deneyinde, $e = \%15$ uzama anında çekme hızı, $(v_{çek})_1 = 5$ mm/dak'tan $(v_{çek})_2 = 20$ mm/dak'a artırılarak, kuvvet ve gerilme değerlerindeki değişimler belirlenmiştir. Buna göre, (3.134) eşitliğinden faydalanılarak gerinim hızına duyarlılık üstelleri (m) hesaplanmıştır. Bu noktada oluşan gerçek gerilmeler (σ), (3.36) eşitliklerinden, gerinim hızları ($\dot{\epsilon}, \ddot{\epsilon}$) ise (3.130) ve (3.131) eşitliklerinden hesaplanmıştır. Gerinim hızına duyarlılık, haddeleme yönüne $0^\circ, 45^\circ$ ve 90° lik doğrultularda kesilmiş çekme numuneleri ile belirlemiştir. Herbir yönde 3 adet deney uygulanmış olup; bunların sonuçları, sırasıyla Çizelge 7.5, Çizelge 7.6 ve Çizelge 7.7'de görülmektedir. Nominal gerilmeye (S) ve gerçek gerilmeye (σ) ani hız artırımıyla oluşan sıçramalar, $\theta = 0^\circ$ için sırasıyla Şekil 7.12 ve Şekil 7.13'te, $\theta = 45^\circ$ için Şekil 7.14 ve 7.15'te, $\theta = 90^\circ$ için ise Şekil 7.16 ve 7.17'de görülmektedir.

Çizelge 7.5 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, çekme deneyinde ani hız artırım yöntemi ile haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda belirlenen, $e=\%15$ uzamadaki ortalama gerinim hızına duyarlılık üsteli (m)

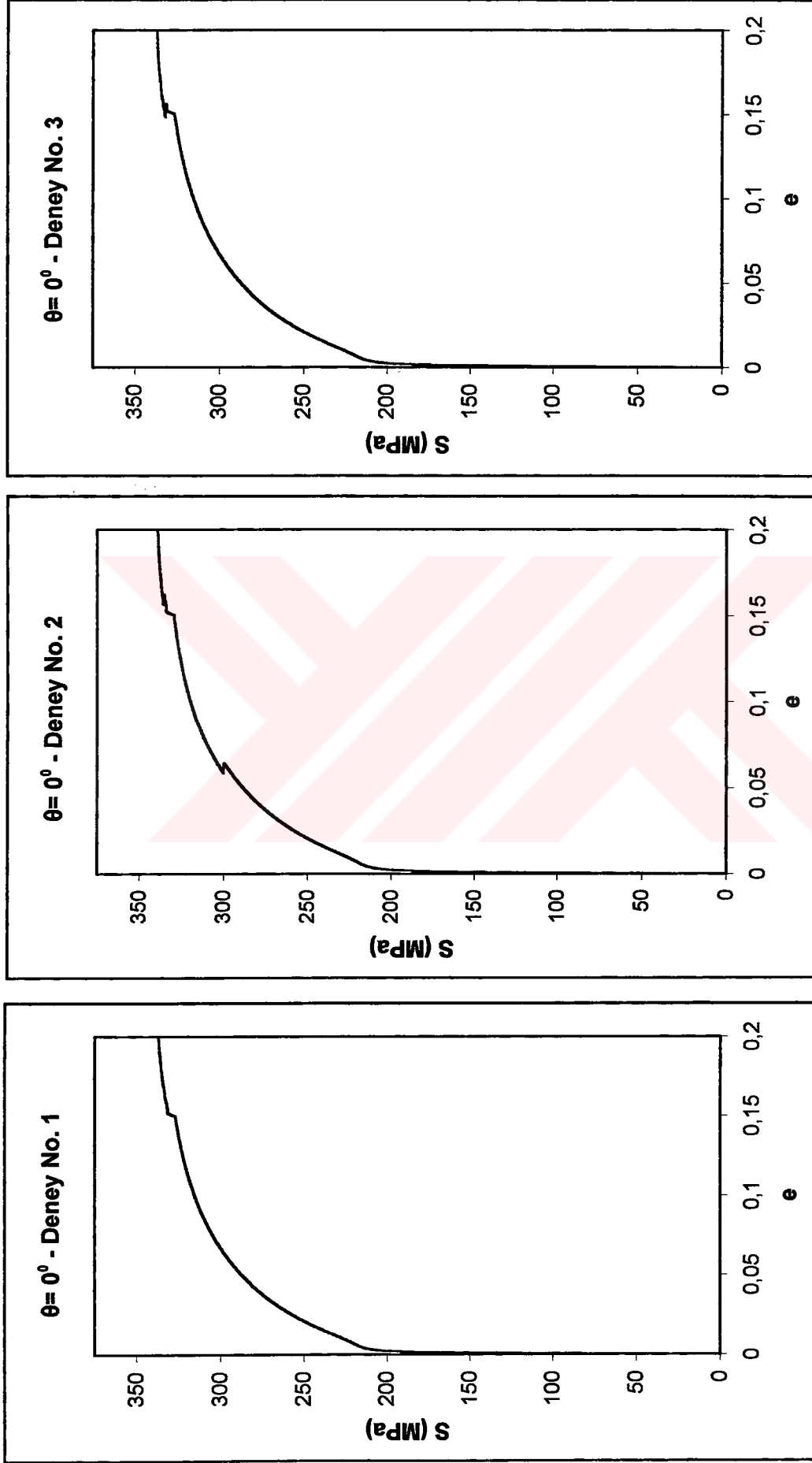
DENEY NO	ÇEKME HIZLARI		e=%15 UZAMADA GERİNİM HIZLARI				e=%15 UZAMADA ANİ YÜK ARTIMI				e=%15 UZAMADA ANİ GERİLME ARTIMI				m (e=%15 uzamada)
	$(v_{çek})_1$ [mm/dak]	$(v_{çek})_2$ [mm/dak]	$\dot{\epsilon}_1$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_2$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_1$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_2$ [s^{-1}]	F_1 [kN]	F_2 [kN]	S_1 [MPa]	S_2 [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]			
1	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.21740	3.26190	326.897	331.418	375.932	381.131	0.009908		
2	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.23730	3.28210	329.216	334.216	379.102	384.348	0.009914		
3	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.21270	3.25710	331.378	331.378	375.889	381.085	0.009903		
ORT	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.22247	3.26703	332.337	332.337	376.974	382.188	0.009908		

Çizelge 7.6 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, çekme deneyinde ani hız artırımı yöntemi ile haddelme yönüne 45° lik doğrultuda belirlenen, $e= \%15$ uzamadaki ortalama gerinim hizına duyarlılık üsteli (m)

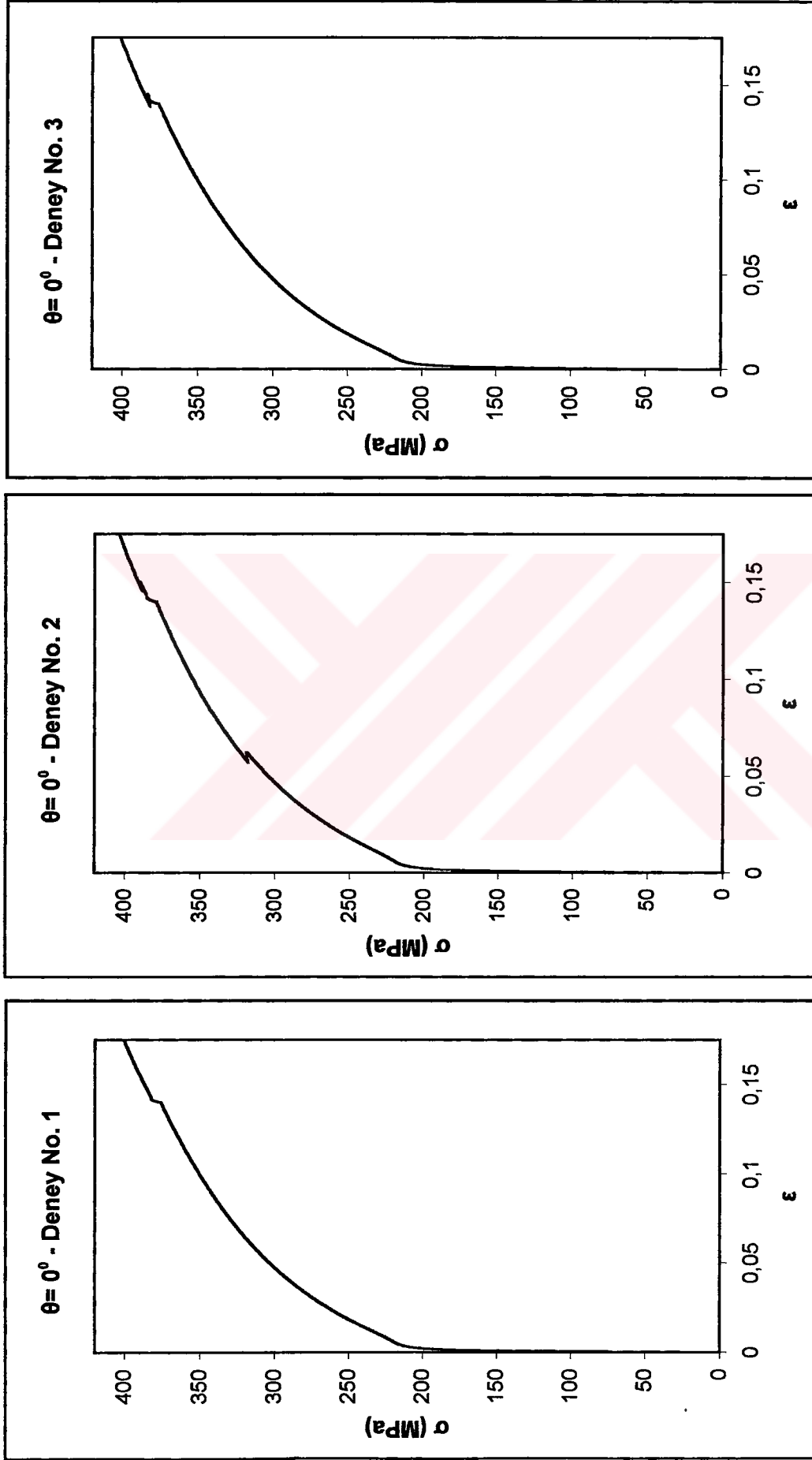
DENEY NO	ÇEKME HIZLARI		$e= \%15$ UZAMADA GERİNİM HIZLARI					$e= \%15$ UZAMADA ANİ YÜK ARTIMI					$e= \%15$ UZAMADA ANİ GERİLME ARTIMI					m ($e= \%15$ uzamada)	
	$(v_{çek})_1$ [mm/dak]	$(v_{çek})_2$ [mm/dak]	$\dot{\epsilon}_1$ [s ⁻¹]	$\dot{\epsilon}_2$ [s ⁻¹]	$\dot{\epsilon}_1$ [s ⁻¹]	$\dot{\epsilon}_2$ [s ⁻¹]	F_1 [kN]	F_2 [kN]	S_1 [MPa]	S_2 [MPa]	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	F_1 [kN]	F_2 [kN]	S_1 [MPa]	S_2 [MPa]	σ_1 [MPa]		σ_2 [MPa]
1	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.29340	3.33760	336.358	340.873	386.812	392.004	3.29340	3.33760	336.358	340.873	386.812	392.004	0.009618
2	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.28390	3.32820	336.764	341.307	387.279	392.503	3.28390	3.32820	336.764	341.307	387.279	392.503	0.009665
3	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.26860	3.31240	335.760	340.260	386.124	391.299	3.26860	3.31240	335.760	340.260	386.124	391.299	0.009604
ORT	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.28197	3.32607	336.294	340.813	386.738	391.935	3.28197	3.32607	336.294	340.813	386.738	391.935	0.009629

Çizelge 7.7 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, çekme deneyinde ani hız artırımı yöntemi ile haddeleneleme yönüne 90°'lik doğrultuda belirlenen, e=%15 uzamadaki ortalama gerinim hızına duyarlılık üsteli (m)

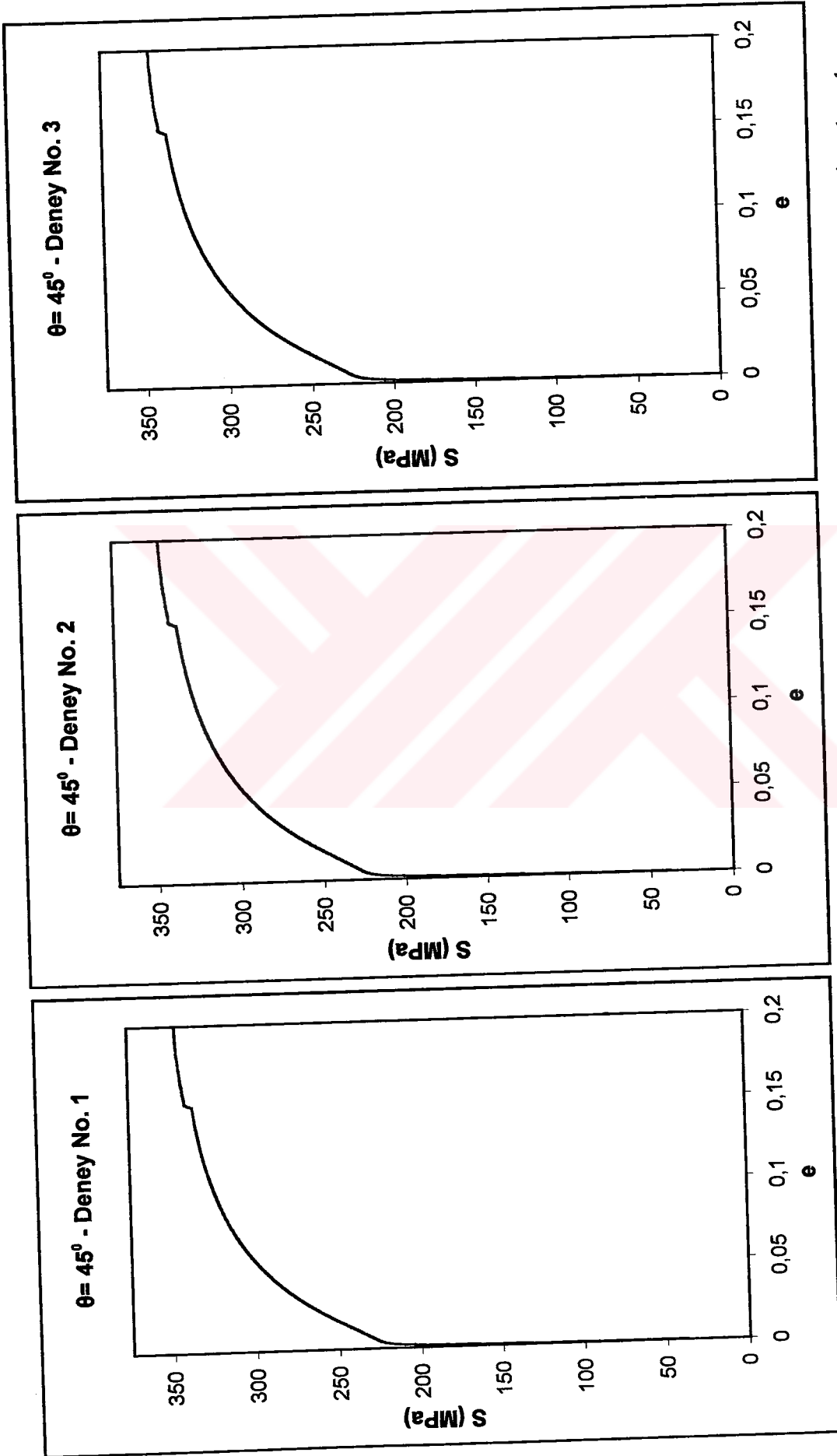
DENEY NO	ÇEKME HIZLARI		e=%15 UZAMADA GERİNİM HIZLARI				e=%15 UZAMADA ANİ YÜK ARTIMI				e=%15 UZAMADA ANİ GERİLME ARTIMI				m (e=%15 uzamada)
	(v _{çek}) ₁ [mm/dak]	(v _{çek}) ₂ [mm/dak]	ė ₁ [s ⁻¹]	ė ₂ [s ⁻¹]	ė ₁ [s ⁻¹]	ė ₂ [s ⁻¹]	F ₁ [kN]	F ₂ [kN]	S ₁ [MPa]	S ₂ [MPa]	σ ₁ [MPa]	σ ₂ [MPa]			
1	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.08640	3.12880	318.402	322.776	366.162	371.192	0.009842		
2	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.08890	3.13090	318.736	323.070	366.546	371.531	0.009744		
3	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.09050	3.13280	318.799	323.163	366.619	371.637	0.009806		
ORT	5	20	0.00167	0.00667	0.00145	0.00580	3.08860	3.13083	318.646	323.003	366.442	371.453	0.009797		



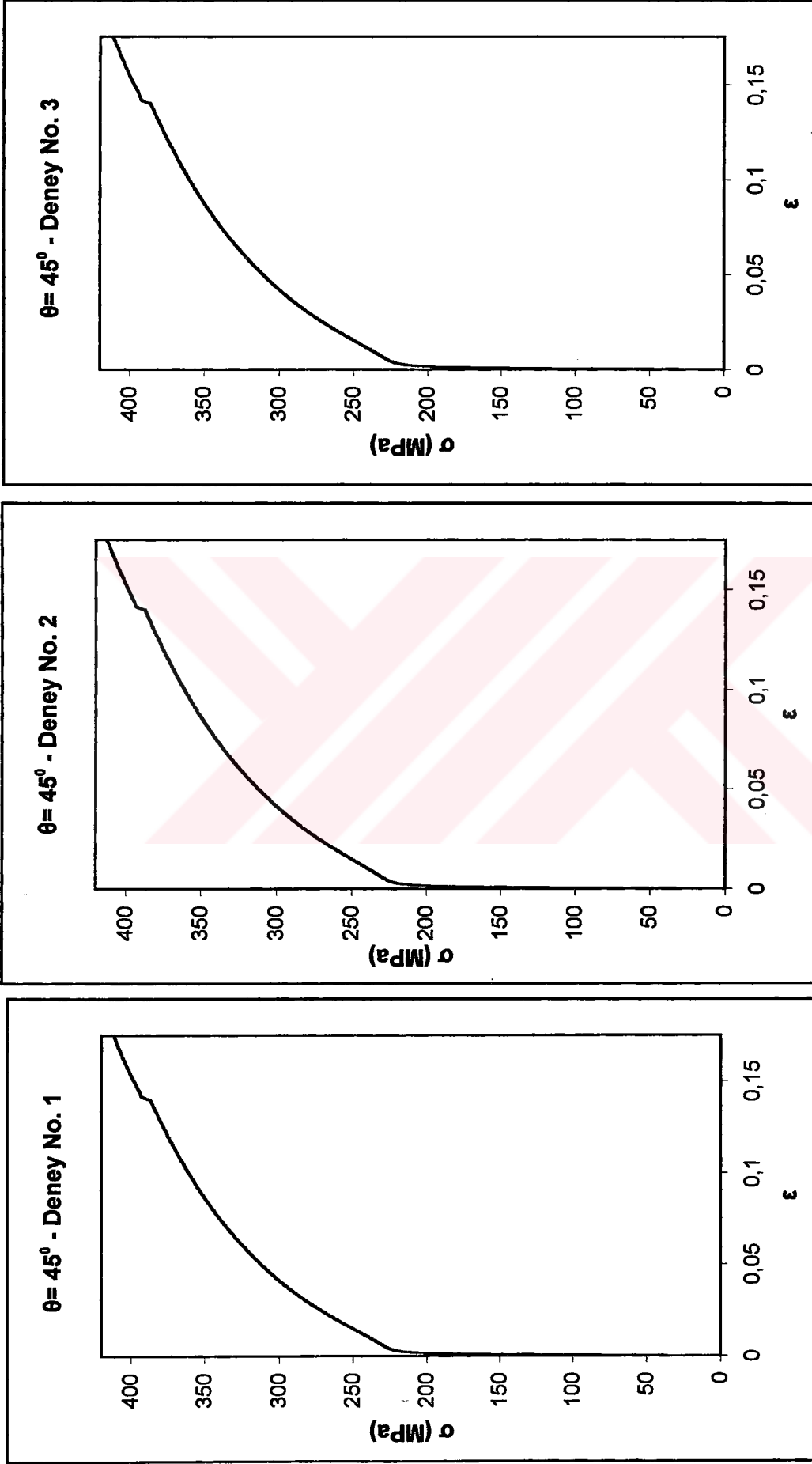
Şekil 7.12 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinde, $e=0.15$ uzamada çekme hızının dört kat ($20 \text{ mm.dak}^{-1}/5 \text{ mm.dak}^{-1}$) artırılmasıyla nominal gerilimde oluşan sıçramalar



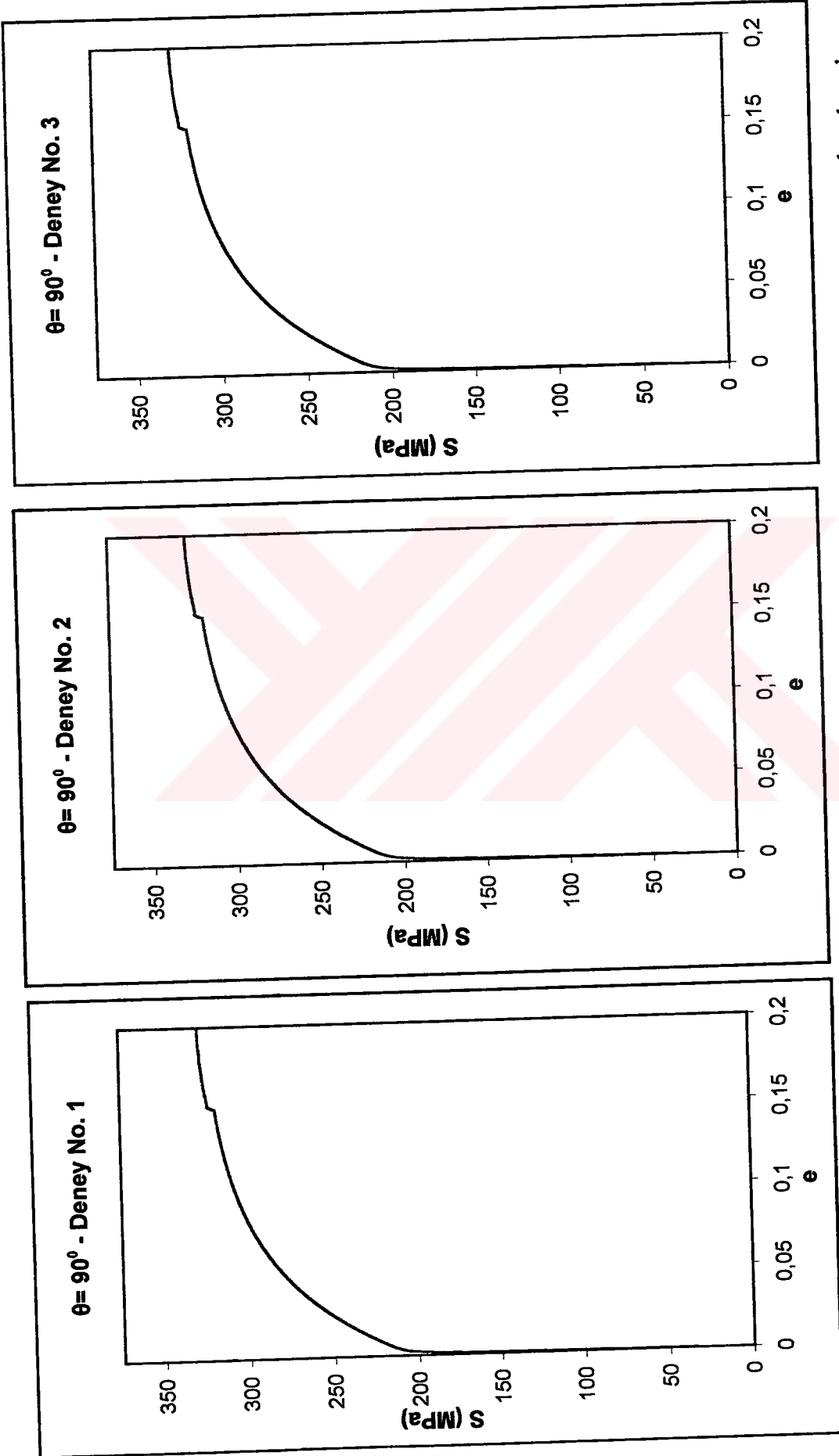
Şekil 7.13 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinde, $e=\%15$ uzamada çekme hızının dört kat ($20 \text{ mm.dak}^{-1}/5 \text{ mm.dak}^{-1}$) artırılmasıyla gerçek gerilmede oluşan sıçramalar



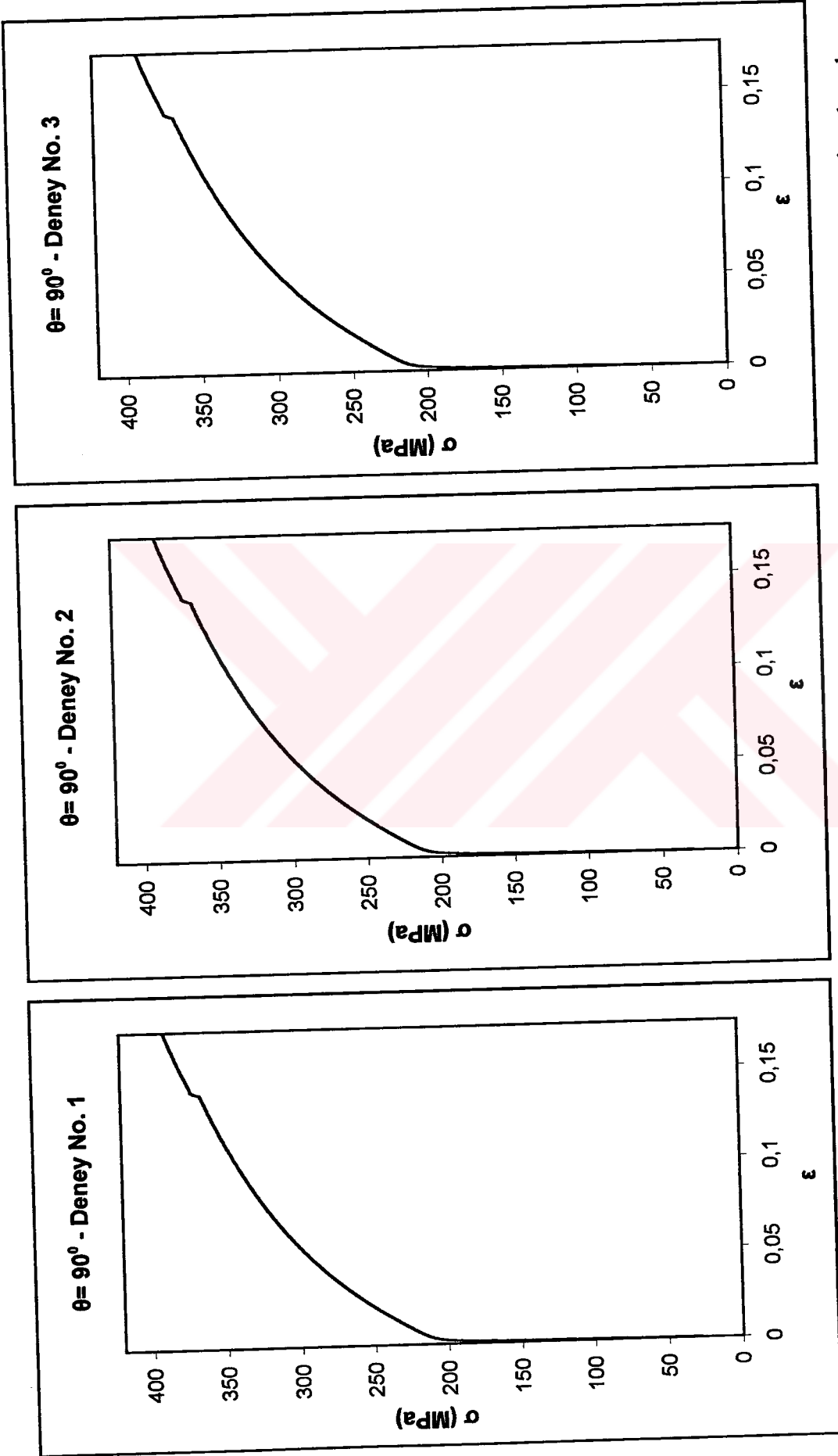
Şekil 7.14 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddelme yönüne 45° 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinde, $e=\%15$ uzamada çekme hızının dört kat ($20 \text{ mm.dak}^{-1}/5 \text{ mm.dak}^{-1}$) artırılmasıyla nominal gerilmede oluşan sıçramalar



Şekil 7.15 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinde, $\epsilon= \%15$ uzamada çekme hızının dört kat ($20 \text{ mm.dak}^{-1}/5 \text{ mm.dak}^{-1}$) artırılmasıyla gerçek gerilmede oluşan sıçramalar



Şekil 7.16 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 90° 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinde, $e=\%15$ uzamada çekme hızının dört kat ($20 \text{ mm.dak}^{-1}/5 \text{ mm.dak}^{-1}$) artırılmasıyla nominal gerilimede oluşan sıçramalar



Şekil 7.17 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönüne 90° 'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinde, $\epsilon = \%15$ uzamada çekme hızının dört kat ($20 \text{ mm.dak}^{-1}/5 \text{ mm.dak}^{-1}$) artırılmasıyla gerçek gerilmede oluşan sıçramalar

7.3.3 Farklı çekme hızlarında bazı mekanik özelliklerdeki değişimlerin belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda ve değişik hızlar altında (5, 10 ve 20 mm/dak) çekme deneyleri uygulanmıştır. Bu deneylerden, malzemenin akma dayanımında, çekme dayanımında ve pekleşme üstelinde oluşan değişimler incelenmiştir. Bununla birlikte, farklı gerinim değerlerinde ($e = \%5$, $\%10$, $\%15$ ve $\%20$) sac malzemenin gerinim hızına duyarlılık üstelleri de hesaplanarak, bunların şekil değiştirme derecesi ile değişimi belirlenmiştir. Bu hız ve doğrultularda elde edilen akma dayanımı, çekme dayanımı ve pekleşme üsteli ile $e = \%5$, $\%10$, $\%15$ ve $\%20$ uzamalarda gerilmeler (S ve σ), sırasıyla Çizelge 7.8, Çizelge 7.9 ve Çizelge 7.10'da belirtilmektedir. Malzemenin bu çekme hızları altında verdiği nominal gerinim – nominal gerilme eğrileri ile gerçek gerilme – gerçek gerinim eğrileri, $\theta = 0^{\circ}$ için Şekil 7.18 ve Şekil 7.19'da, $\theta = 45^{\circ}$ için Şekil 7.20 ve Şekil 7.21'de, $\theta = 90^{\circ}$ için ise Şekil 7.22 ve Şekil 7.23'te görülmektedir. Bu gerinim değerlerindeki gerçek gerilmeler (σ) (3.36) eşitliklerinden, gerinim hızları ($\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}$) ise (3.130) ve (3.131) eşitliklerinden hesaplanmıştır. Hesaplanan bu değerler, (3.134) eşitliğinde kullanılarak, değişik gerinim seviyelerindeki gerinim hızına duyarlılıklar (m) belirlenmiştir (Çizelge 7.11).

Çizelge 7.8 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerine göre, bazı mekanik özelliklerinde ve farklı uzamalarda gerilme seviyelerinde meydana gelen değişimler

ÇEKME HIZI $V_{\text{çek}}$ [mm/dak]	GERİNİM HIZI $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	% 0.2 AKMA DAYANIMI $\sigma_{A0.2}$ [MPa]	ÇEKME DAYANIMI S_u [MPa]	PEKLEŞME ÜSTELİ n	DAYANIM KATSAYISI K [MPa]	e = % 5, 10, 15 ve 20 UZAMALARDAKİ GERÇEK GERİNİM HIZLARI							
						e = %5 UZAMADA GERİLMELER		e = %10 UZAMADA GERİLMELER		e = %15 UZAMADA GERİLMELER		e = %20 UZAMADA GERİLMELER	
						$S_{\%5}$ [MPa]	$\sigma_{\%5}$ [MPa]	$S_{\%10}$ [MPa]	$\sigma_{\%10}$ [MPa]	$S_{\%15}$ [MPa]	$\sigma_{\%15}$ [MPa]	$S_{\%20}$ [MPa]	$\sigma_{\%20}$ [MPa]
5	0.00167	207.329	332.952	0.210	568.219	287.368	301.736	315.440	346.984	326.926	375.965	331.695	398.034
10	0.00333	211.560	336.628	0.208	573.417	291.187	305.746	319.537	351.491	330.908	380.544	335.485	402.582
20	0.00667	214.492	338.543	0.204	573.756	294.674	309.408	323.003	355.303	333.937	384.028	338.127	405.752

Çizelge 7.9 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerine göre, bazı mekanik özelliklerinde ve farklı uzamalarda gerilme seviyelerinde meydana gelen değişimler

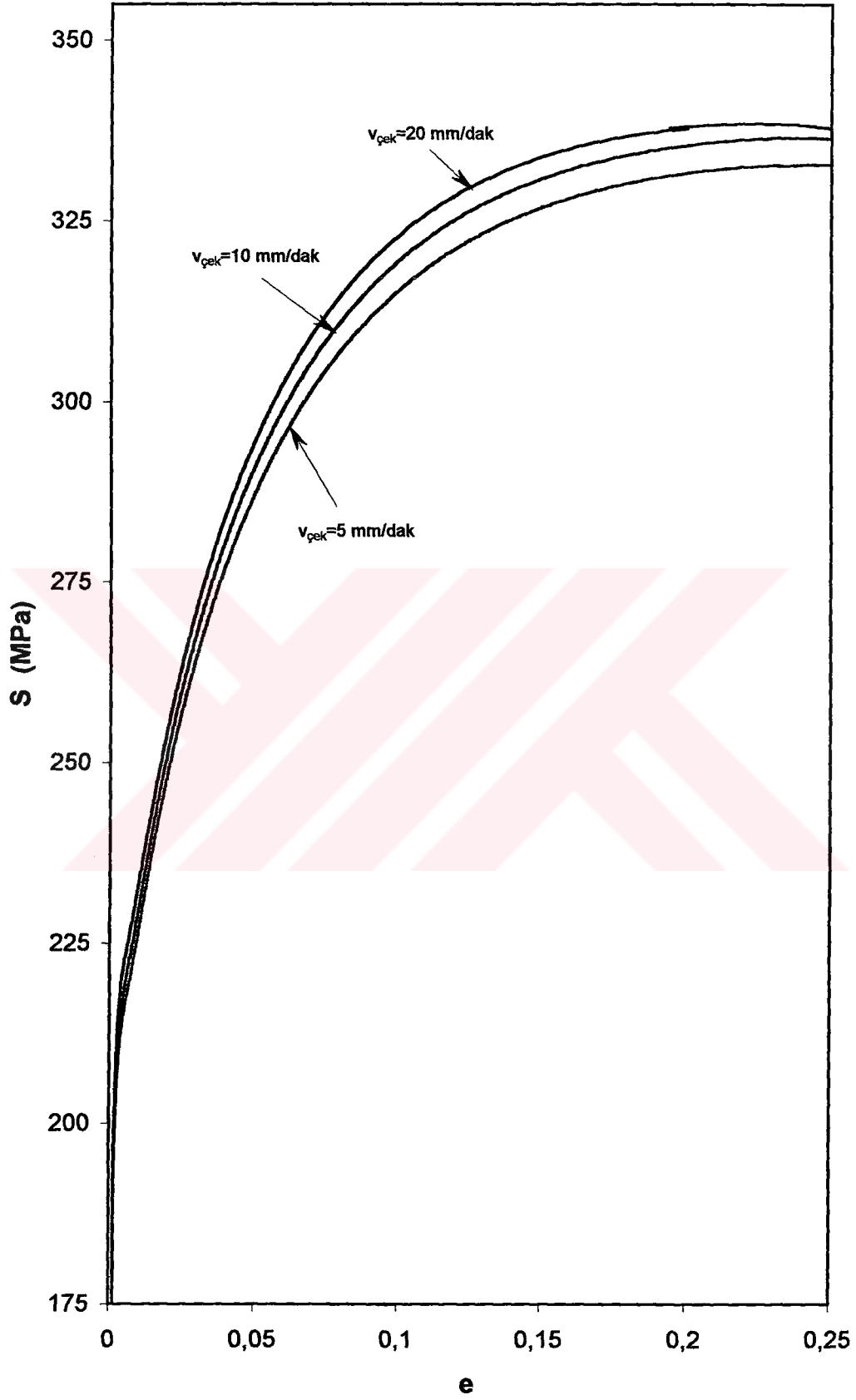
ÇEKME HIZI $V_{çek}$ [mm/dak]	GERİNİM HIZI $\dot{\epsilon}$ [s^{-1}]	% 0.2 AKMA DAYANIMI $\sigma_{A0.2}$ [Mpa]	ÇEKME DAYANIMI S_u [Mpa]	PEKLEŞME ÜSTELİ n	DAYANIM KATSAYISI K [Mpa]
5	0.00167	219.886	341.945	0.207	582.282
10	0.00333	222.616	343.658	0.205	583.825
20	0.00667	225.480	344.936	0.204	585.101

ÇEKME HIZI $V_{çek}$ [mm/dak]	e = % 5 , 10, 15 ve 20 UZAMALARDAKİ GERÇEK GERİNİM HIZLARI						e=%5 UZAMADA GERİLMELER		e=%10 UZAMADA GERİLMELER		e=%15 UZAMADA GERİLMELER		e=%20 UZAMADA GERİLMELER	
	$\dot{\epsilon}_{\%5}$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_{\%10}$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_{\%15}$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_{\%20}$ [s^{-1}]	$S_{\%5}$ [Mpa]	$\sigma_{\%5}$ [Mpa]	$S_{\%10}$ [Mpa]	$\sigma_{\%10}$ [Mpa]	$S_{\%15}$ [Mpa]	$\sigma_{\%15}$ [Mpa]	$S_{\%20}$ [Mpa]	$\sigma_{\%20}$ [Mpa]		
5	0.00159	0.00152	0.00145	0.00139	296.249	311.061	325.218	357.740	336.627	387.121	341.061	409.273		
10	0.00317	0.00303	0.00290	0.00278	298.681	313.615	327.673	360.440	338.894	389.728	342.963	411.556		
20	0.00635	0.00606	0.00580	0.00556	300.523	315.549	329.597	362.557	340.903	392.038	344.491	413.389		

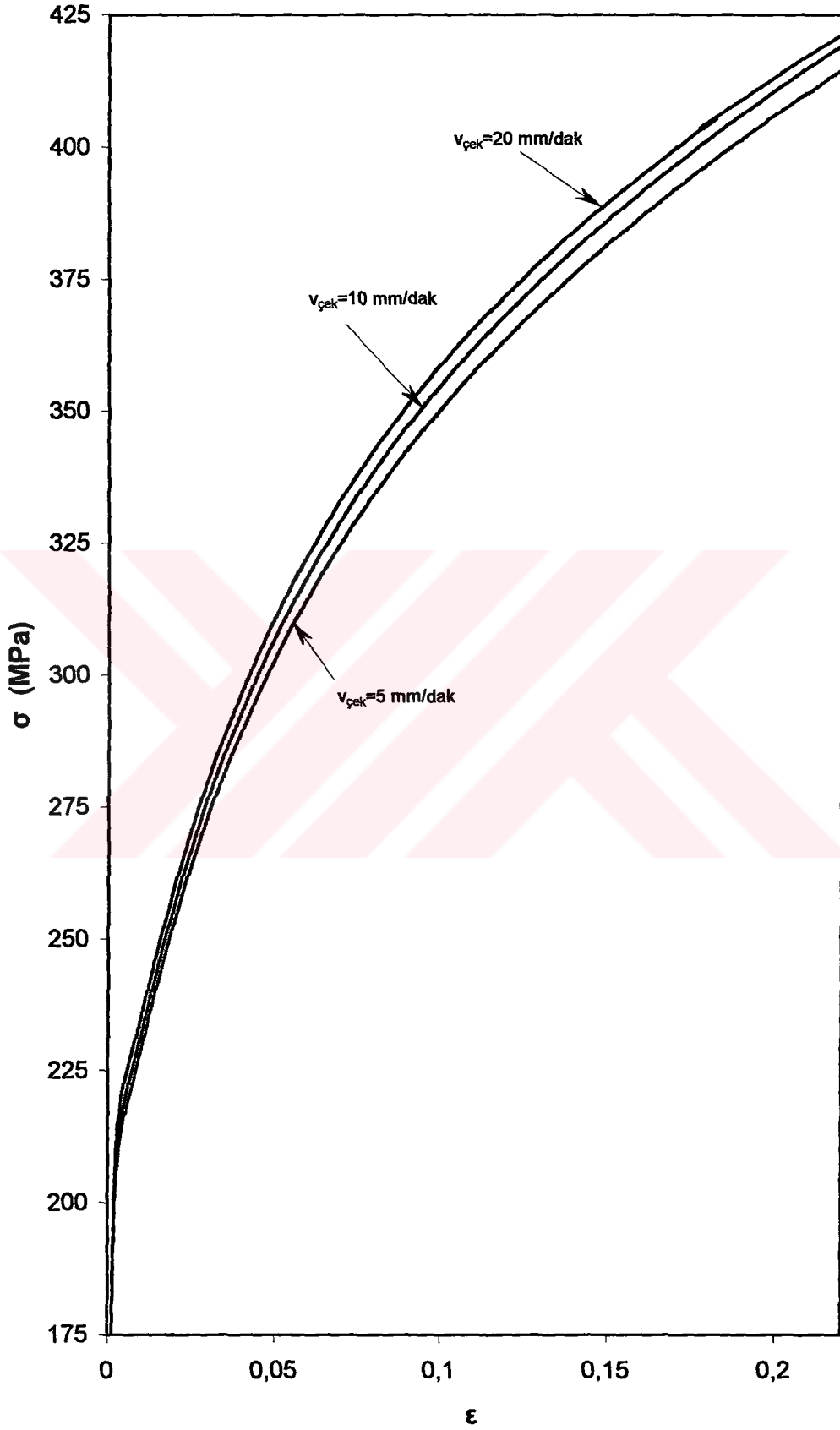
Çizelge 7.10 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeme yönüne 90° 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerine göre, bazı mekanik özelliklerinde ve farklı uzamalarda gerilme seviyelerinde meydana gelen değişimler

ÇEKME HIZI $V_{çek}$ [mm/dak]	GERİNİM HIZI $\dot{\epsilon}$ [s^{-1}]	% 0.2 AKMA DAYANIMI $\sigma_{A0.2}$ [Mpa]	ÇEKME DAYANIMI S_u [Mpa]	PEKLEŞME ÜSTELİ n	DAYANIM KATSAYISI K [Mpa]
5	0.00167	207.613	322.747	0.213	557.780
10	0.00333	209.365	325.494	0.210	558.825
20	0.00667	210.134	328.502	0.206	560.799

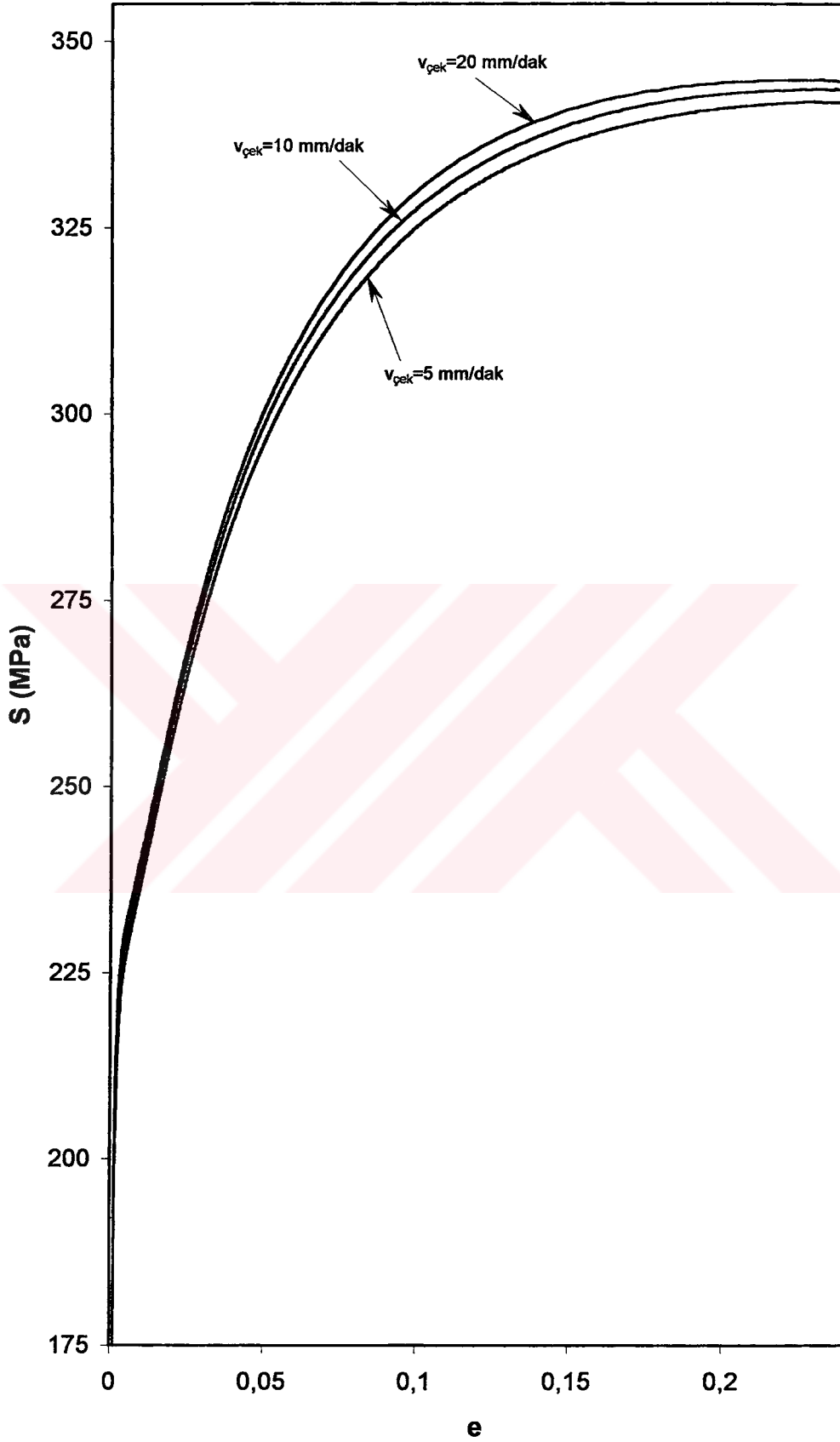
ÇEKME HIZI $V_{çek}$ [mm/dak]	e = % 5, 10, 15 ve 20 UZAMALARDAKİ GERÇEK GERİNİM HIZLARI			e=%5 UZAMADA GERİLMELER		e=%10 UZAMADA GERİLMELER		e=%15 UZAMADA GERİLMELER		e=%20 UZAMADA GERİLMELER	
	$\dot{\epsilon}_{\%5}$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_{\%10}$ [s^{-1}]	$\dot{\epsilon}_{\%15}$ [s^{-1}]	$S_{\%5}$ [Mpa]	$\sigma_{\%5}$ [Mpa]	$S_{\%10}$ [Mpa]	$\sigma_{\%10}$ [Mpa]	$S_{\%15}$ [Mpa]	$\sigma_{\%15}$ [Mpa]	$S_{\%20}$ [Mpa]	$\sigma_{\%20}$ [Mpa]
5	0.00159	0.00152	0.00145	279.061	293.014	308.055	338.861	319.055	366.913	322.678	387.214
10	0.00317	0.00303	0.00290	282.163	296.271	310.440	341.484	321.866	370.146	325.298	390.358
20	0.00635	0.00606	0.00580	285.541	299.818	314.220	345.642	324.927	373.666	328.362	394.034



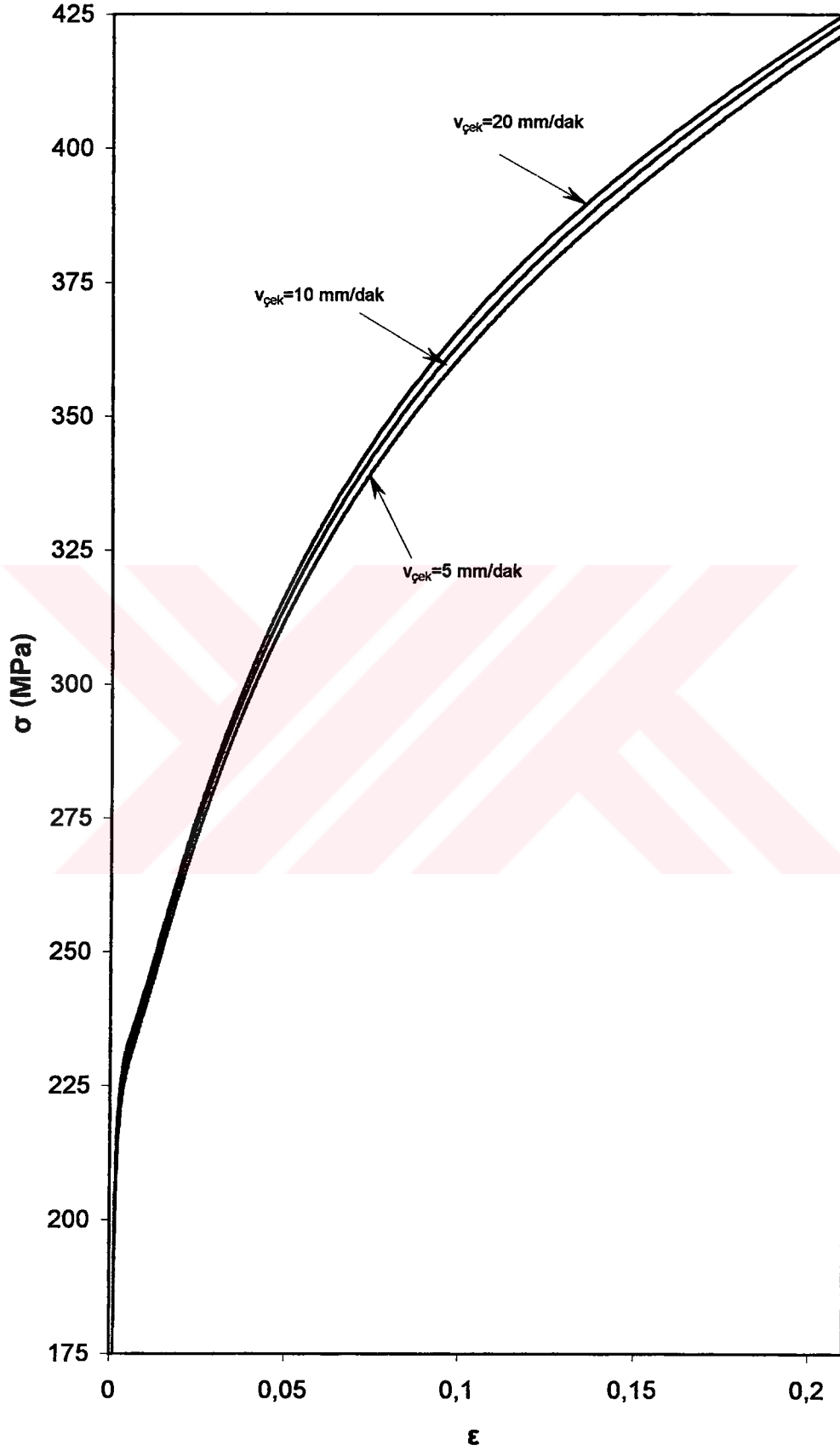
Şekil 7.18 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddelenme yönüne 0°'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri



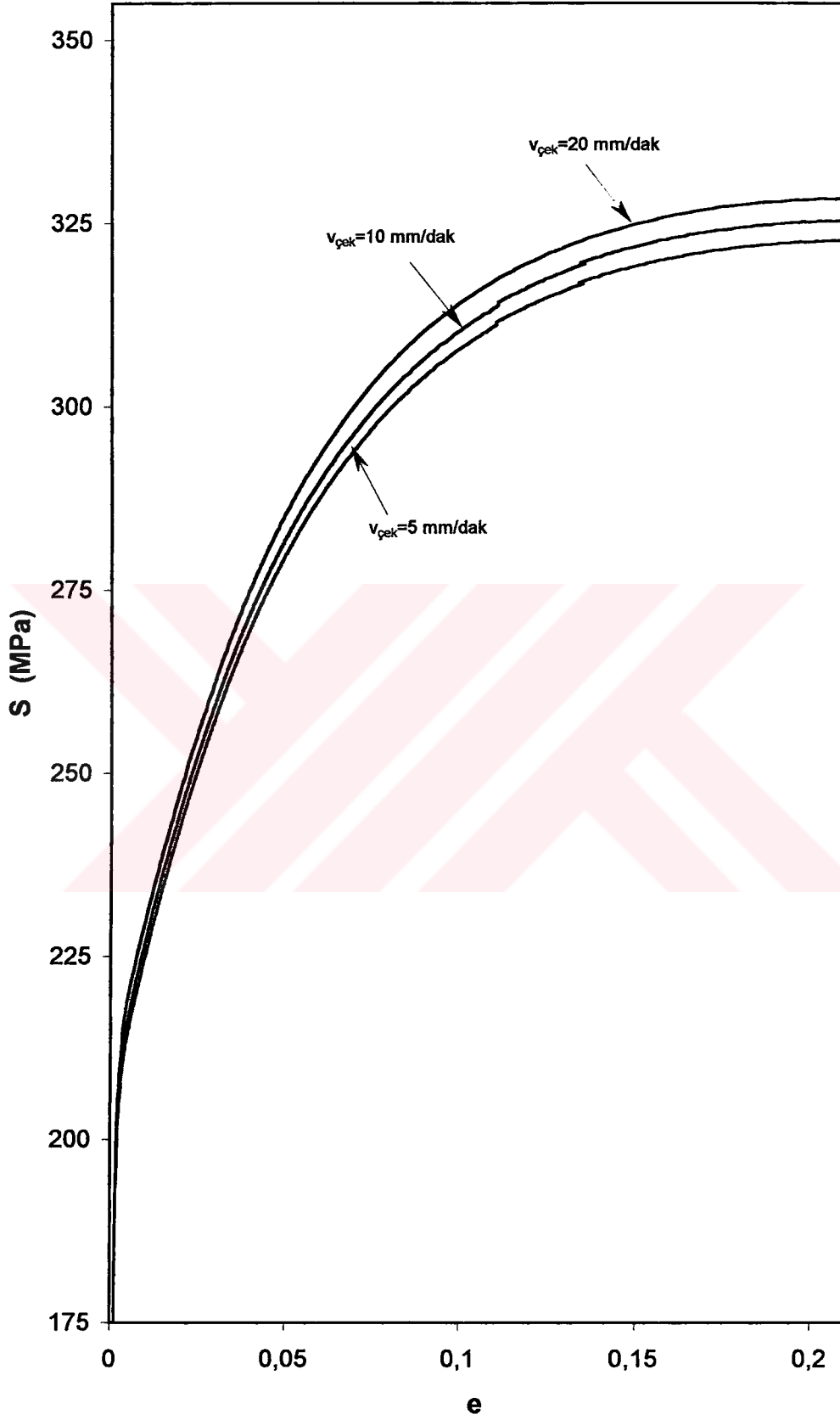
Şekil 7.19 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 0° 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrileri



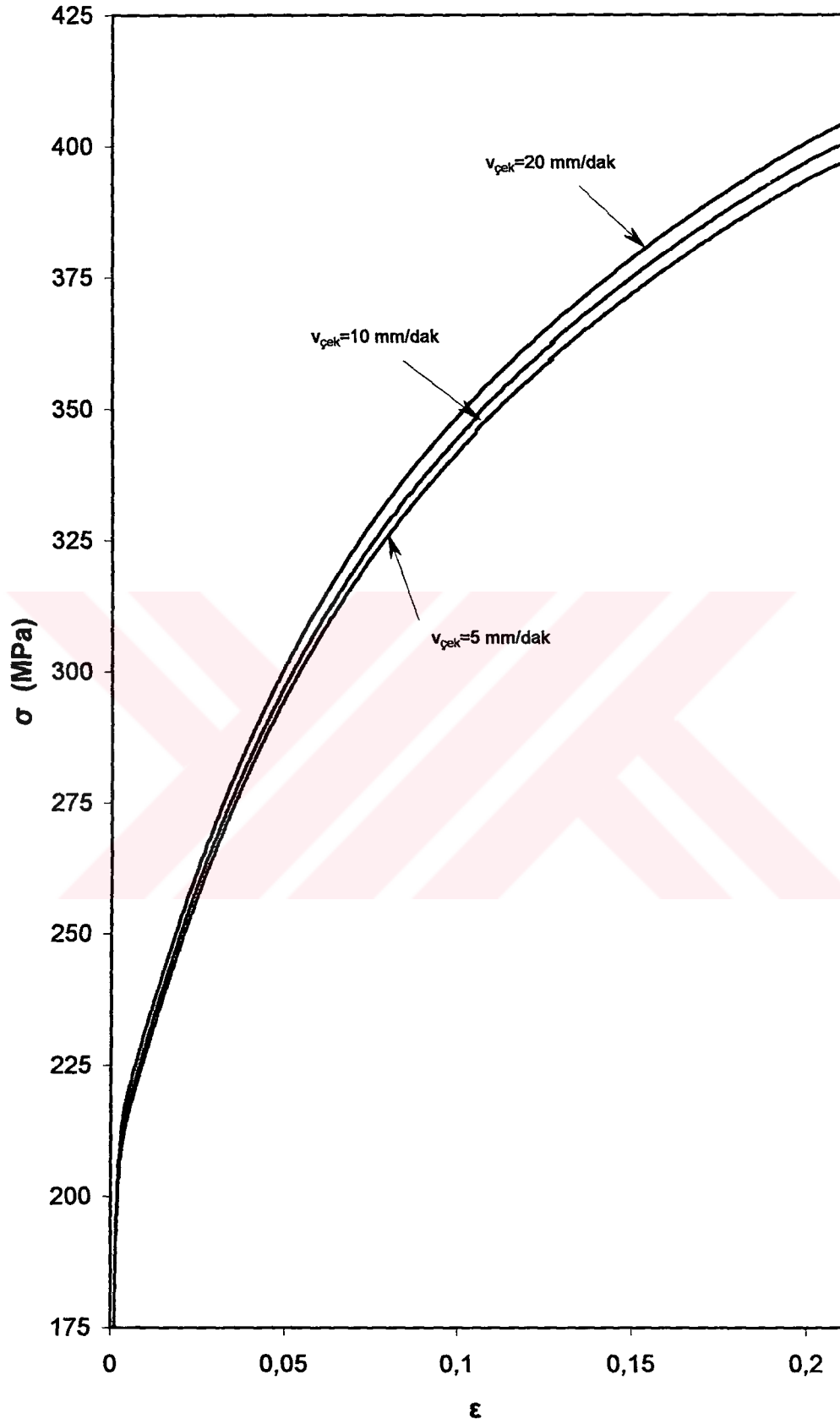
Şekil 7.20 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45°'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri



Şekil 7.21 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrileri



Şekil 7.22 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90⁰'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki nominal gerinim - nominal gerilme eğrileri



Şekil 7.23 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, haddeleme yönüne 90° 'lik doğrultuda ve değişik hızlar altında uygulanan çekme deneylerindeki gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrileri

Çizelge 7.11 Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, $v_{çek} = 5\text{mm/dak}$ ve $v_{çek} = 20\text{mm/dak}$ lık hız değerleri altında uygulanan çekme deneylerine göre, değişik uzama değerlerinde hesaplanan gerinim hızına duyarlılık üstelleri

e = %5 , %10 , %15 ve %20 UZAMA DEĞERLERİNDEKİ GERİNİM HIZINA DUYARLILIK ÜSTELLERİ				
HADDELEME VE ÇEKME YÖNÜ ARASINDAKİ AÇI	m%5	m%10	m%15	m%20
θ				
0°	0.018112	0.017090	0.015307	0.013853
45°	0.010333	0.009648	0.009104	0.007218
90°	0.016559	0.014292	0.013156	0.012595

7.3.4 Plastik gerinim oranının belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacın, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° lik doğrultularda uygulanan 3 adet çekme deneyine göre, $e = \%15$ uzamadaki plastik gerinim oranı değerleri (R) belirlenmiştir. Deneyden önce bir mikrometre ile numunelerin genişliği, ölçme uzunluğu içerisinde 5 ayrı noktada hassas olarak ölçülmüş ve ekstansometre ölçme uzunluğu her deneyden önce kalibre edilmiştir. Deneyler $e = \%15$ uzamada sona erdirilmiş ve numunelerdeki daralma gerinimleri, yine bu 5 noktada tekrar ölçüm yapmak suretiyle belirlenmiştir. Kalınlık ölçümü ile incelleme gerinimlerinin belirlenmesi hatalara neden olabileceğinden bu gerinimler, hacim sabitliği esasına göre hesaplanmıştır ($\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0$). Sonuç olarak, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° lik doğrultulardaki numuneler için plastik gerinim oranları, sırasıyla Çizelge 7.12, Çizelge 7.13 ve Çizelge 7.14'teki gibi elde edilmiştir.

Çizelge 7.12 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeme yönü ile 0°'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinden, $e = \%15$ uzamadaki plastik gerinim oranının (R_0) belirlenmesi

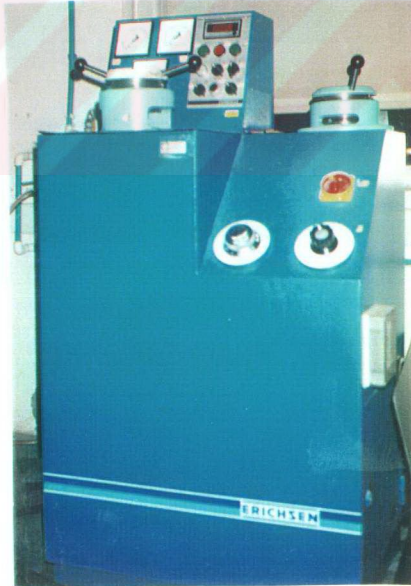
ÖLÇÜM NOKTALARI	DENEY 1				DENEY 2				DENEY 3			
	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)
1	12.590	11.608	-0.982	12.565	11.583	-0.982	12.567	11.590	-0.977	12.567	11.590	-0.977
2	12.588	11.610	-0.978	12.571	11.590	-0.981	12.567	11.590	-0.977	12.567	11.590	-0.977
3	12.588	11.609	-0.979	12.570	11.591	-0.979	12.568	11.586	-0.982	12.568	11.586	-0.982
4	12.590	11.609	-0.981	12.570	11.594	-0.976	12.564	11.580	-0.984	12.564	11.580	-0.984
5	12.581	11.600	-0.981	12.564	11.589	-0.975	12.553	11.573	-0.980	12.553	11.573	-0.980
ORTALAMA	12.587	11.607	-0.980	12.568	11.589	-0.979	12.564	11.584	-0.980	12.564	11.584	-0.980
e_1	0.150000				0.150000				0.150000			
$\varepsilon_1 = \ln(1+e_1)$	0.139762				0.139762				0.139762			
$e_2 = \Delta b/b_0$	-0.077858				-0.077896				-0.078001			
$\varepsilon_2 = \ln(1+e_2)$	-0.081056				-0.081097				-0.081211			
$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$	-0.058706				-0.058665				-0.058551			
$R = \varepsilon_2/\varepsilon_3$	$(R_0)_1 = 1.381$				$(R_0)_2 = 1.382$				$(R_0)_3 = 1.387$			
ORTALAMA R_0	1.383											

Çizelge 7.13 Fe P03 kalitesindeki çelik saca haddeleme yönü ile 45°'lik doğrultuda uygulanan çekme deneylerinden, $e = \%15$ uzamadaki plastik gerinim oranının (R_{45}) belirlenmesi

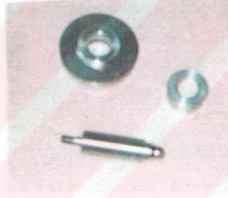
ÖLÇÜM NOKTALARI	DENEY 1				DENEY 2				DENEY 3			
	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)	b_0 (mm)	b_1 (mm)	Δb (mm)
1	12.543	11.636	-0.907	12.540	11.654	-0.886	12.543	11.650	-0.893	12.543	11.650	-0.893
2	12.549	11.639	-0.910	12.539	11.654	-0.886	12.544	11.636	-0.908	12.544	11.636	-0.908
3	12.551	11.644	-0.907	12.537	11.640	-0.897	12.547	11.630	-0.917	12.547	11.630	-0.917
4	12.551	11.639	-0.912	12.538	11.620	-0.918	12.546	11.630	-0.916	12.546	11.630	-0.916
5	12.551	11.635	-0.916	12.536	11.617	-0.919	12.546	11.625	-0.921	12.546	11.625	-0.921
ORTALAMA	12.549	11.639	-0.910	12.538	11.637	-0.901	12.545	11.634	-0.911	12.545	11.634	-0.911
e_1	0.150000				0.150000				0.150000			
$\varepsilon_1 = \ln(1+e_1)$	0.139762				0.139762				0.139762			
$e_2 = \Delta b/b_0$	-0.072516				-0.071862				-0.072619			
$\varepsilon_2 = \ln(1+e_2)$	-0.075280				-0.074575				-0.075391			
$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$	-0.064482				-0.065187				-0.064371			
$R = \varepsilon_2/\varepsilon_3$	$(R_{45})_1 = 1.167$				$(R_{45})_2 = 1.144$				$(R_{45})_3 = 1.171$			
ORTALAMA R_{45}	1.161											

7.4 Erichsen çökertme deneyleri

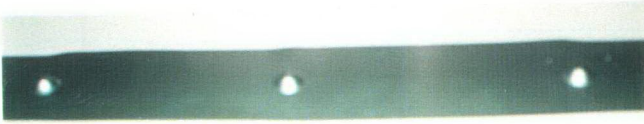
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac levhadan 100 mm genişlikte kesilen şeritler, kuru olarak ve grafitli gres ile yağlanarak, değişik hızlar altında Erichsen çökertme deneylerine tabi tutulmuşlardır. Deneylerde, Şekil 7.24'te görülen ERICHSEN deney makinası kullanılmıştır. Sac numunenin genişliği 100 mm ve kalınlığı 0.8 mm olduğundan, Çizelge 5.2'ye göre kullanılması gereken küresel uçlu stampanın uç çapı 20 mm, kalıbın delik çapı ise 27 mm olmak durumundadır. Deneylerde bastırıcı kuvveti ise 1100 kgf olarak ayarlanmıştır. Kullanılan stampa, kalıp ve bastırıcı Şekil 7.25'te, üzerinde çökertmeler yapılmış bir şerit numune ise Şekil 7.26'da görülmektedir. Değişik yağlama şartları ve hızlarda yapılan deneylerden elde edilen Erichsen çökertme değerleri (EÇD) ve maksimum çökertme kuvvetleri $[(F_{çök})_{max}]$ ise Çizelge 7.15'te belirtilmiştir. Herbir durum için uygulanan 3 deneyin sonuçlarının ortalaması alınmıştır. Yağlamalı olarak uygulanan deneylerde grafitli gres, stampaya ve numune yüzeyinin çökertilen kısımlarına ince bir film oluşturacak şekilde tatbik edilmiştir. Bastırıcı ve kalıp yüzeylerindeki sürtünmeyi azaltarak malzemenin kalıp içerisine akışını olabildiğince önlemek için, yağın bu bölgelere temasından mümkün mertebede kaçınılmaya çalışılmıştır.



Şekil 7.24 ERICHSEN deney makinası



Şekil 7.25 Erichsen çökertme deneylerinde kullanılan küresel uçlu stampa, kalıp ve bastırıcı



Şekil 7.26 Üzerinde çökertmeler yapılmış şerit şeklindeki sac numuneler

Erichsen çökertme deneylerinde deney sonu, yükün maksimuma erişmesinden sonra ani düşüş yaptığı an olarak belirlenmiştir. Bununla birlikte, çökertme hızının 100 mm/dak ve daha yüksek olduğu deneylerde, yük düşümü ile birlikte stampa ani olarak duramadığından, bu yüksek hızlarda sağlıklı EÇD ölçümleri yapılamamıştır. Dolayısıyla Çizelge 7.15'te, bu hızlardaki çökertme değerleri belirtilmemiştir.

Çizelge 7.15 Fe P03 kalitesindeki çelik saca, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak değişik hızlar altında uygulanan çökertme deneylerinden elde edilen Erichsen çökertme değerleri ve maksimum çökertme kuvvetleri

Deney Hızı V _{çök} [mm/dak]	Yağlama	Deney No	EÇD [mm]	(F _{çök}) _{max} [kN]	Deney Hızı V _{çök} [mm/dak]	Yağlama	Deney No	EÇD [mm]	(F _{çök}) _{max} [kN]
5	KURU	1	11.1	13.65	5	GRES YAĞLI	1	11.4	13.40
		2	11.1	13.70			2	11.4	13.45
		3	11.1	13.65			3	11.3	13.40
		ORT	11.10	13.67			ORT	11.37	13.42
10	KURU	1	11.1	13.75	10	GRES YAĞLI	1	11.4	13.45
		2	11.2	13.70			2	11.3	13.50
		3	11.1	13.75			3	11.3	13.45
		ORT	11.13	13.73			ORT	11.33	13.47
20	KURU	1	11.1	13.75	20	GRES YAĞLI	1	11.4	13.50
		2	11.1	13.80			2	11.3	13.55
		3	11.2	13.85			3	11.5	13.55
		ORT	11.13	13.80			ORT	11.40	13.53
50	KURU	1	11.1	13.85	50	GRES YAĞLI	1	11.3	13.65
		2	11.1	13.85			2	11.3	13.55
		3	11.1	13.85			3	11.4	13.60
		ORT	11.10	13.85			ORT	11.33	13.60
100	KURU	1	--*	13.90	100	GRES YAĞLI	1	--*	13.60
		2	--*	13.80			2	--*	13.60
		3	--*	13.85			3	--*	13.65
		ORT	--*	13.85			ORT	--*	13.62
200	KURU	1	--*	13.80	200	GRES YAĞLI	1	--*	13.65
		2	--*	13.85			2	--*	13.60
		3	--*	13.75			3	--*	13.60
		ORT	--*	13.80			ORT	--*	13.62
400	KURU	1	--*	13.80	400	GRES YAĞLI	1	--*	13.55
		2	--*	13.75			2	--*	13.60
		3	--*	13.75			3	--*	13.65
		ORT	--*	13.77			ORT	--*	13.60

* Erichsen çökertme değerleri sağlıklı olarak ölçülemediği için

7.5 Derin çekme deneyleri

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş çelik sac levhalardan değişik çaplarda kesilen dairesel ilkel pullar, Şekil 7.24'te görülen ERICHSEN deney makinasında derin çekme deneylerine tabi tutulmuşlardır. Bu deneyler, Swift derin çekme deneyleri ile prensip olarak aynı olmasına rağmen, takım boyutları açısından farklılık göstermektedir. Deneylerde kullanılan düz tabanlı stampanın çapı $d = 33$ mm, kalıbın delik çapı $d_k = 34.90$ mm (sac kalınlığı $t = 0.8$ mm için standart kalıp), kalıp ağzı köşe ve stampa köşe yuvarlatma yarıçapları ise $r_d = r_p = 5$ mm'dir. Derin çekme işlemlerinde bastırıcının uyguladığı basınç, Chung ve Swift'in malzemenin akma gerilmesine göre önerdiği aralığın ortalaması olarak ($p_b = \%0.75 \sigma_A$) benimsenmiştir. Buna göre bastırıcı kuvveti de, ilkel pul çaplarına göre (5.1) eşitliğinden hesaplanmıştır. Bu deneylerde kullanılan düz tabanlı stampa, kalıp ve bastırıcı, Şekil 7.27'de görülmektedir. Çapı $\varnothing 55, 60$ ve 65 mm olan ilkel pullar makinanın standart kesme kalıpları ile, diğerleri ise ($D = \varnothing 67, 68, 71$ mm gibi) lazer tekniği ile kesilmişlerdir.



Şekil 7.27 Derin çekme deneylerinde kullanılan düz tabanlı stampa, kalıp ve bastırıcı

7.5.1 Yağlama ve hıza göre derin çekme kuvvetindeki değişimlerin belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac levhadan kesilen $D = \emptyset 55$, 60 ve 65 mm çapındaki ilkel pullar, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak değişik hızlar altında derin çekilmişlerdir. Çapı $\emptyset 65$ mm olan bir ilkel pulun derin çekme kademeleri ve oluşan silindirik kap, Şekil 5.28'de görülmektedir. Deneylerde, makinanın kuvvet skalasından 0.25 kN hassasiyetle okunabilmiş olan maksimum derin çekme kuvveti değerleri $[(F_{dq})_{max}]$, Çizelge 7.16'da belirtilmiştir.



Şekil 7.28 Derin çekme aşamaları

Çizelge 7.16 Fe P03 kalitesindeki çelik sac levhadan çıkarılan Ø 55, Ø 60 ve Ø 65 mm çapındaki ilkel pulların, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak ve değişik hızlarda derin çekilmesinde oluşan maksimum kuvvetler

D (mm)	F _b (kN)	v _{dç} (mm/dak)	[(F _{dç}) _{max}] _{kuru} (kN)	[(F _{dç}) _{max}] _{yağlı} (kN)
Ø 55	2.28	5	20.25	18.25
		10	20.50	18.50
		20	20.75	18.75
		50	21.00	19.00
		100	21.00	19.00
		200	21.00	19.00
		400	20.75	19.00
Ø 60	2.96	5	23.75	22.00
		10	24.25	22.25
		20	24.50	22.50
		50	24.75	22.75
		100	24.75	22.75
		200	24.50	22.75
		400	24.25	22.50
Ø 65	3.70	5	28.00	26.75
		10	28.25	27.00
		20	28.50	27.25
		50	28.75	27.50
		100	29.00	27.50
		200	28.75	27.25
		400	28.50	27.25

7.5.2 Yağlama ve hıza göre sınır derin çekme oranının belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac levhalardan kesilen ilkel pullar, çapı $D = \emptyset 65 \text{ mm}$ 'den itibaren artırılmak suretiyle, kuru olarak ve grafitli gres ile yağlanarak, değişik hızlar altında derin çekilmişlerdir. Buna göre, herbir şarttaki sınır derin çekme oranı ($LDR = D_{\max}/d$) hesaplanmıştır. Sonuçlar, Şekil 7.29'da ve Çizelge 7.17'de görülmektedir.



Şekil 7.29 Yağlama ve derin çekme hızına göre başarılı ve başarısız olarak gerçekleşen derin çekme işlemleri

7.5.3 Derin çekmede haddeleme yönüne göre kap yüksekliklerindeki değişimlerinin ve kulaklanma derecesinin belirlenmesi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac levhadan kesilen \emptyset 55, 60 ve 65 mm çapındaki ilkel pulların derin çekilmesi sonucu elde edilen kaplarda, 4 adet kulak oluşumu gözlenmiştir. Kulaklanmada tepeler haddeleme yönüne 0^0 ve 90^0 'lik doğrultularda meydana gelirken, çukurlar ise 45^0 'lik doğrultularda ortaya çıkmıştır. Kap cidarının bu yönlerde ölçülen boyları (h_0) ve bunların ortalaması (\bar{h}_0) ile kabın ortalama yüksekliği (\bar{h}), ortalama kulak boyu ($\bar{\Delta h}$) ve kulaklanma oranı ($\bar{\Delta h}/\bar{h}$), Çizelge 7.18'de belirtilmektedir.

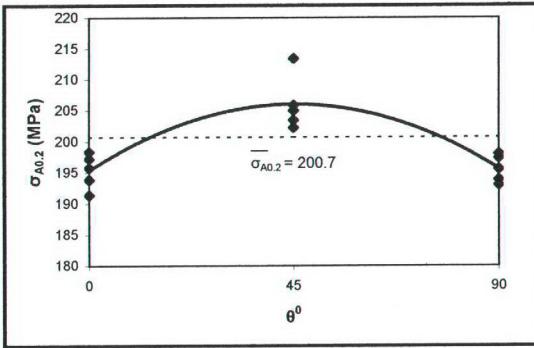
Cizelge 7.18 Fe P03 kalitesindeki çelik sacdan kesilen değişik çaplardaki ilkel pulların derin çekilmesiyle elde edilen kapların, haddeleme yönüne göre değişik doğrultulardaki yükseklikleri ve ortalama kulaklanma dereceleri

D (mm)	DENEY NO	(h ₀) ₁ (mm)	(h ₀) ₂ (mm)	(h ₉₀) ₁ (mm)	(h ₉₀) ₂ (mm)	(h ₄₅) ₁ (mm)	(h ₄₅) ₂ (mm)	(h ₄₅) ₃ (mm)	(h ₄₅) ₄ (mm)	\bar{h}_0 (mm)	\bar{h}_{45} (mm)	\bar{h}_{90} (mm)	\bar{h} (mm)	$\frac{\Delta h}{h}$ (mm)	$\frac{\Delta h}{h}$ (%)
Ø 55	1	17.02	16.81	16.82	17.20	16.31	16.43	16.75	16.47	16.92	16.49	17.01	16.73	0.48	2.87
	2	17.35	16.56	16.66	17.36	16.51	16.07	16.52	17.01	16.96	16.53	17.01	16.76	0.46	2.74
	3	17.50	16.35	16.73	17.20	15.83	16.22	17.07	16.68	16.93	16.45	16.97	16.70	0.50	2.99
ORTALAMA															
Ø 60	1	21.25	21.50	21.09	21.92	20.45	20.36	20.76	21.04	21.38	20.65	21.51	21.05	0.80	3.80
	2	21.06	21.92	21.77	21.36	20.52	21.06	21.42	20.72	21.49	20.93	21.57	21.23	0.60	2.83
	3	21.35	21.41	21.08	21.86	21.08	20.53	20.45	20.99	21.38	20.76	21.47	21.09	0.67	3.17
ORTALAMA															
Ø 65	1	27.82	25.82	27.69	26.01	24.59	25.53	27.27	25.50	26.82	25.72	26.85	26.28	1.12	4.26
	2	26.71	26.60	25.79	28.26	26.54	24.71	24.82	26.39	26.66	25.62	27.03	26.26	1.23	4.68
	3	26.66	25.96	27.36	25.68	24.66	25.67	26.25	25.13	26.31	25.43	26.52	25.92	0.99	3.82
ORTALAMA															
														1.11	4.25

8. Fe P03 KALİTESİNDEKİ ÇELİK SACIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN ve ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİĞİNİN DEĞERLENDİRİLMESİ

Fe P03 derin çekme kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemeye uygulanan farklı amaçlara yönelik tek eksenli çekme deneylerinden, değişik şartlar altındaki Erichsen çökertme deneylerinden ve derin çekme deneylerinden elde edilen sonuçlar, Bölüm 7. 'de çizelgeler halinde belirtilmişti. Bu sonuçlara göre, malzeme ve işlem faktörleri açısından, Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacın şekillendirilebilirlik özelliği değerlendirilmeye çalışılacaktır.

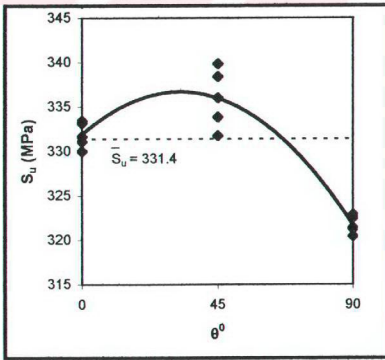
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemelere uygulanan tek eksenli çekme deneylerinden ($v_{çek} = 5$ mm/dak) elde edilen mekanik özellikler, sac anizotropisinden dolayı, haddeleme yönüne göre değişiklikler göstermektedir. Malzemenin akma dayanımının haddeleme yönü ile 0° , 45° ve 90° lik açılarda göstermiş olduğu değişim, Şekil 8.1'de görülmektedir. Haddeleme yönüne 0° ve 90° lik doğrultulardaki birbirine en yakın üç akma dayanımı değerinin ortalaması alındığında; Hill akma kriterine göre (3.72) eşitliklerinden, malzemenin kalınlık yönündeki akma dayanımı, ortalama 216.032 MPa olarak hesaplanır. Yine bu kritere göre, (3.67) ve (3.80) eşitliklerinden, anizotropi katsayıları, $F = 1.07140 \times 10^{-5}$, $G = 1.07132 \times 10^{-5}$, $H = 1.54213 \times 10^{-5}$ ve $N = 5.87225 \times 10^{-5}$ olarak elde edilmektedir. Belirlenen bu değerlere göre, $N < F+2H$ ve $N < G+2H$ şartları sağlandığından, en yüksek akma dayanımının, haddeleme yönüne yaklaşık 45° lik doğrultuda ortaya çıkması beklenmektedir. Zira, elde edilen bu değerler, (3.82) eşitliğinde yerine konulursa, $\theta' = 45.0^\circ$ olarak hesaplanmaktadır.



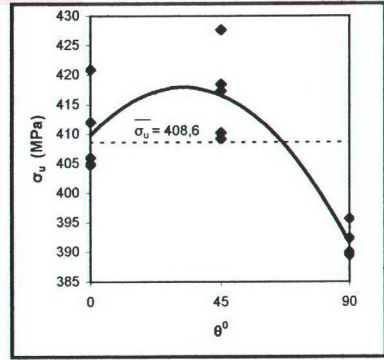
Şekil 8.1 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, akma dayanımının haddeleme yönüne göre değişimi

Malzemenin plastik şekil değiştirmeye başladığı noktadaki bu değişim, metal tanelerinin tercihli yönelmesi sonucu oluşan kristalografik anizotropiye dayanmaktadır. Haddelenme yönündeki ve buna dik yöndeki akma dayanımlarının birbirine çok yakın değerlerde ve düşük olması, kübik hacim merkezli (KHM) kafes yapısına sahip malzemede, kaymaların öncelikle meydana geldiği $\langle 111 \rangle$ doğrultu ailelerinin büyük çoğunlukla bu yönlere denk gelmesinden dolayıdır. Bu nedenle, bu doğrultularda gerçekleştirilen deformasyonlara karşı malzeme direnci de daha düşük kalmaktadır. Haddelenme yönüne 45° 'lik doğrultudaki akma dayanımının yüksek olması ise, bu yönde $\langle 111 \rangle$ doğrultularına yönelmenin daha zor gerçekleşmesinden ve deformasyona karşı direncin yüksek olmasından kaynaklanmaktadır.

Tek esenli çekme deneylerinde, ilerleyen deformasyon seviyelerinde ve özellikle kopmaya yaklaşan gerinim düzeylerinde, mekanik anizotropi sonucunda liflenmiş yapının da etkisi açıkça ortaya çıkmaktadır. Haddelenme ile bu yönde paralel olarak uzamış inklüzyon, empürite ve boşlukların, deformasyon ile birlikte, sacın özellikle haddelenme yönüne dik doğrultudaki dayanımının düşmesine neden olduğu bilinmektedir. Fe P03 kalitesindeki saca uygulanan çekme deneylerinde de, maksimum yükün meydana geldiği noktadaki nominal gerilme değeri olan çekme dayanımı ve bu noktadaki gerçek gerilme için, böyle bir durum gözlenmektedir (Şekil 8.2). Malzemenin akma direnci, haddelenme yönünde ve buna dik doğrultuda birbirine çok yakın değerlerde iken; çekme dayanımı, haddelenme yönüne dik doğrultuda daha düşük bir seviyede kalmıştır. Haddelenme yönüne 45° 'lik doğrultudaki dayanımın diğer yönde kilerden yüksek olma hali, maksimum yükün meydana geldiği bu noktada da geçerli olmaktadır.



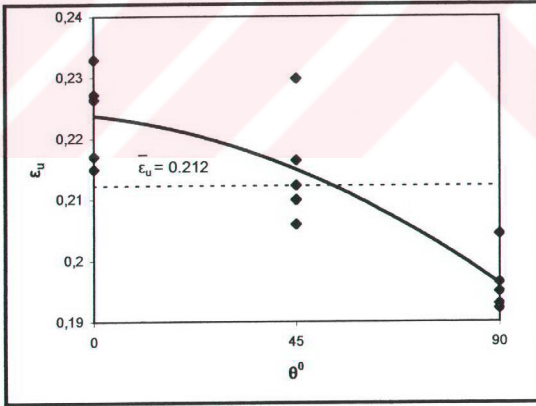
(a)



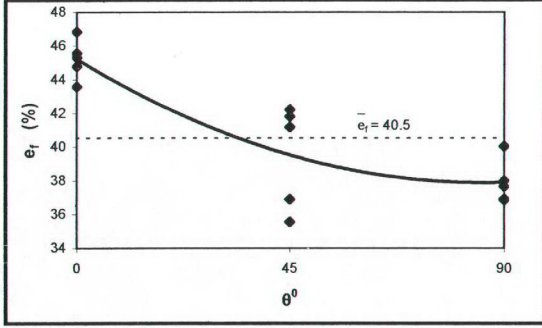
(b)

Şekil 8.2 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme dayanımının (a) ve maksimum yükteki gerçek gerilmenin (b) haddelenme yönüne göre değişimi

Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, maksimum üniform gerinim ve kopmadaki uzama yüzdesi değerlerinin, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik açılardaki değişimi, Şekil 8.2 ve Şekil 8.3'te görülmektedir. Elde edilen bu dağılıma göre çizilen eğriden belirgin sapmalar görülse de, genelde, haddelemeye paralel doğrultudaki uzama değerleri, malzemenin kristalografik ve mekanik anizotropisinin bir sonucu olarak, haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultudaki uzamalardan beklendiği gibi daha yüksek çıkmıştır. Haddeleme yönüne dik doğrultudaki maksimum üniform uzama ve kopma uzaması değerlerinin ise, genel dağılıma göre, diğer iki yöndekilerden daha düşük bir düzeyde kaldığı gözlenmektedir. Kristalografik anizotropi nedeniyle, bu yöndeki uzama değerlerinin daha yüksek mertebelere erişmesinin beklenmesine rağmen, boyunlanmanın ve kopmanın erken oluşmasını sağlayan bazı etkenlerin olduğu açıktır. Bunlar içerisinde ilk akla geleni, yapıda haddeleme yönüne paralel uzamış inklüzyon, empürite ve boşluk gibi inhomojenitelere dir. Özellikle haddeleme yönüne dik doğrultudaki çekme deneylerinde, bunların kesitte meydana getirdiği süreksizlik etkisi, bu yöndeki sınır üniform gerinimin beklenenden daha düşük bir düzeyde kalmasına neden olmaktadır. Sonuçta, bu yöndeki çekme deneylerinde, kesitteki boyunlanma daha erken oluşmakta; kopma uzaması ve de malzeme sünekliliği azalmaktadır.

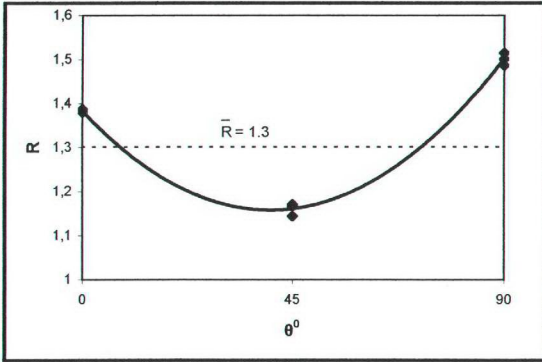


Şekil 8.3 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme deneylerinden elde edilen maksimum üniform gerinimin haddeleme yönüne göre değişimi

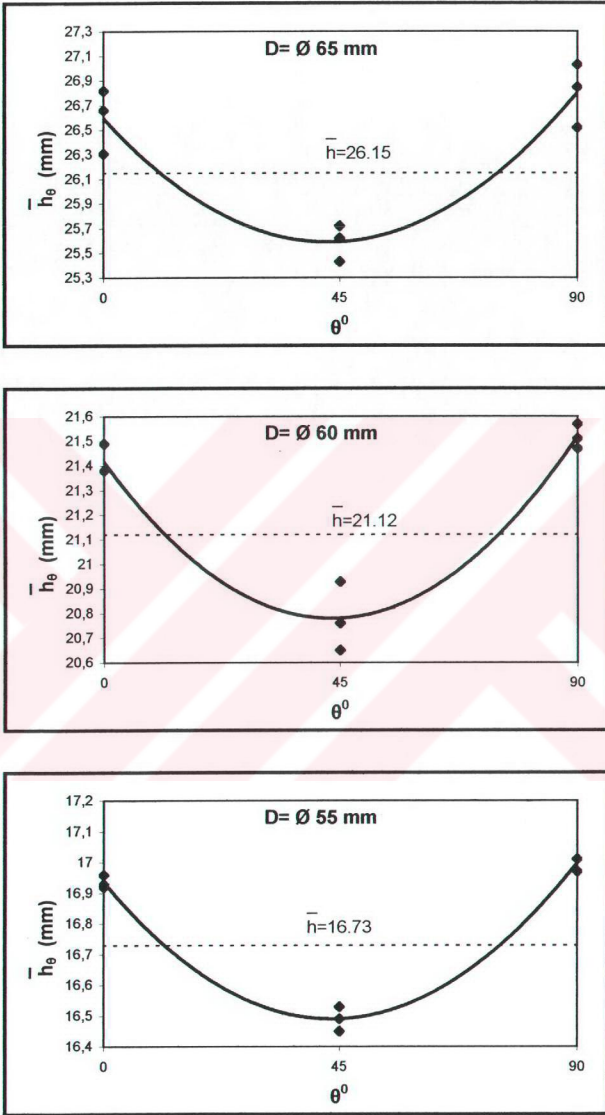


Şekil 8.4 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme deneylerinden elde edilen kopmadaki uzama yüzdesi değerlerinin haddeleme yönüne göre değişimi

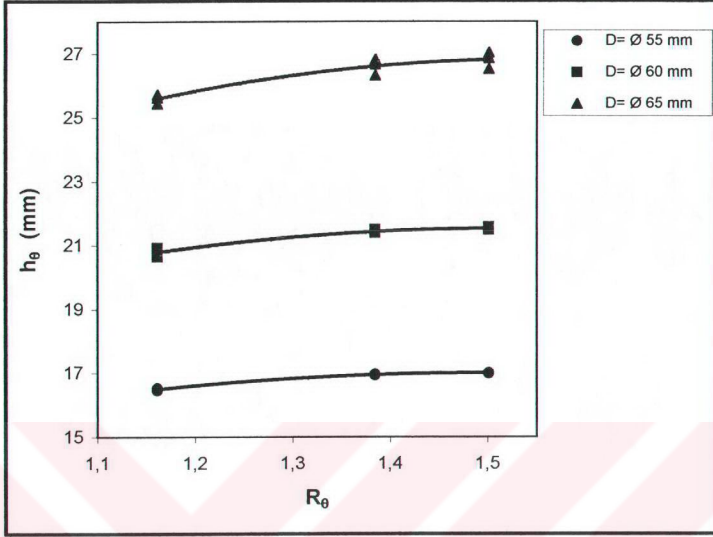
Sacların deformasyonunda incelmeye karşı direnci ifade eden plastik gerinim oranı (R), Fe P03 kalitesindeki düşük karbonlu çelik sacda $e = \%15$ uzamada belirlenmiştir. Bu parametrenin haddeleme yönüne göre değişimi, Şekil 8.5'te görülmektedir. Ortalama plastik gerinim oranı, (6.4) eşitliğinden $\bar{R} = 1.3$ olarak hesaplanmıştır. Anizotropi gözönüne alınarak malzemenin diğer mekanik özelliklerinin ortalaması da benzer şekilde hesaplanmış ve ilgili diyagramlarda gösterilmiştir. Çapı $\varnothing 55, 60$ ve 65 mm olan ilkel pulların derin çekilmesi ile elde edilen silindirik kapların boylarında, haddeleme yönüne göre $0^\circ, 45^\circ$ ve 90° lik açılarda belirlenen değişim (kulaklanma), Şekil 8.6'da görülmektedir. Kap yükseklikleri, sacın bu yönlerdeki R değeri ile beklendiği gibi paralellik göstermektedir (Şekil 8.7).



Şekil 8.5 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, plastik gerinim oranının haddeleme yönü ile değişimi



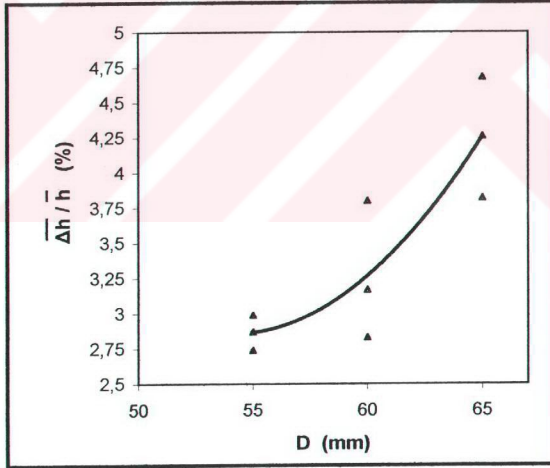
Şekil 8.6 Fe P03 kalitesindeki çelik sac levhadan farklı çaplarda kesilen ilkel pulların derin çekilmesinden elde edilen kap boylarının haddeleme yönü ile değişimi (kulaklanma)



Şekil 8.7 Fe P03 kalitesindeki çelik sac levhadan farklı çaplarda kesilen ilkel pulların derin çekilmesiyle, haddeleme yönüne göre değişik doğrultularda oluşan kap yüksekliklerinin bu yönlerdeki R değeri ile değişimi

Fe P03 kalitesindeki çelik sacın, (6.11) eşitliğinden hesaplanan düzlemsel anizotropi değeri, $\Delta R = 0.28$ olarak elde edilmiştir. Bu değer, derin çekilmiş bir kapt, kulaklanma eğilimini tayin etmektedir. Wilson ve Butler (1961-2), çeşitli malzemelere uygulamış olduğu deneylere dayanarak, sacların ΔR değeri ile kulaklanma oranının ($\Delta h/\bar{h}$), Şekil 6.34'teki gibi değiştiğini öne sürmüşlerdir. Buna göre, Fe P03 kalitesindeki çelik sacın $\Delta R = 0.28$ düzlemsel anizotropi değeri, $\Delta h/\bar{h} = \%4.28$ kulaklanma oranına karşılık gelmektedir. Derin çekme deneylerinden elde edilen oranlar ele alındığında, eğriye göre belirlenen değere en yakın sonuç, $D = \text{Ø } 65$ mm çapındaki ilkel pul için olmaktadır (ortalama $\Delta h/\bar{h} = \%4.25$). Çapları $\text{Ø } 55$ ve $\text{Ø } 60$ mm olan ilkel pulların derin çekilmesindeki kulaklanma oranı ise daha düşük seviyelerde kalmıştır (Şekil 8.8). İlkel pul çapının artmasıyla birlikte, derin çekme işlemlerinde flanştaki deformasyon derecesi ve sürtünme kuvvetleri de artmaktadır. Aynı zamanda, kırışmaların meydana gelmesini önlemek için, malzeme dayanımına ve pul çapına göre hesaplanan bir bastırıcı kuvvetinden de faydalanılmakta, bu da flanşın akışını zorlaştırmaktadır. Derin çekmenin son aşamalarında kulak oluşmuş bir flanşta, çukurları teşkil eden düşük R değerindeki (haddeleme yönüne 45° 'lik doğrultudaki) bölgeler, kalıp boşluğuna daha önce akmaktadırlar. Kulaklanmada tepeleri meydana getiren yüksek R değerlerine sahip

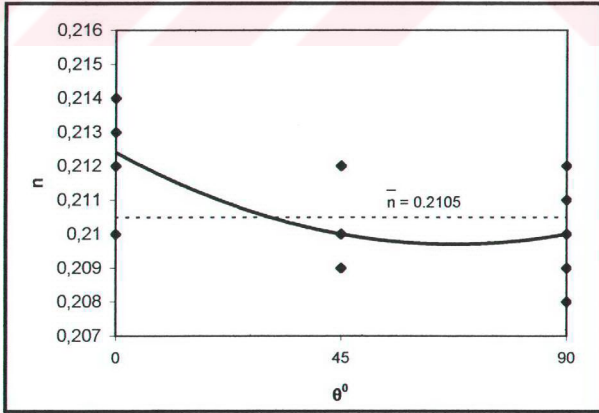
(haddeleme yönüne 0^0 ve 90^0 'lik doğrultulardaki) bölgeler ise, hala flanşta deformasyona maruz kalmaya devam etmektedirler. İlkel pul çapının artmasıyla birlikte, kulağı teşkil eden kısımların kalıp ve bastırıcı arasında maruz kaldığı sürtünme kuvvetleri de artmaktadır. Bunun sonucunda kulaklarda daha fazla uzama meydana gelmekte ve kulaklanma derecesi artmaktadır. Bu nedenle, derin çekme işlemlerinde oluşan kulaklanmaya, bu doğrultulardaki R değerleri arasındaki farkı ifade eden malzemenin düzlemsel anizotropisi (ΔR) ile beraber takım boyutları, bastırıcı kuvveti, yağlama gibi işlem faktörlerinin de etki ettiği anlaşılmaktadır. Fe P03 kalitesindeki çelik saca uygulanan derin çekme deneylerinde, kulakların haddeleme yönü ile hangi açılarda meydana geldiğini belirlemek için, ilkel pulların üzerine haddeleme yönüne paralel olarak kalın çizgiler çizilmiştir. Yağlayıcının etkisi ile bunların silinmemesi için deneyler kuru şartlarda uygulanarak, bu şartlar altında kulaklanma yönleri ve miktarları ölçülmüştür. Ayrıca, yağlamalı olarak uygulanan derin çekme deneylerinden belirlenen kulaklanma oranı, kuru olarak gerçekleştirilenlere göre %0.75-1 daha düşük bir oranda kaldığı gözlenmiştir.



Şekil 8.8 Fe P03 kalitesindeki çelik sacdan kesilen ilkel pul çapına göre, derin çekmedeki kulaklanma oranının değişimi

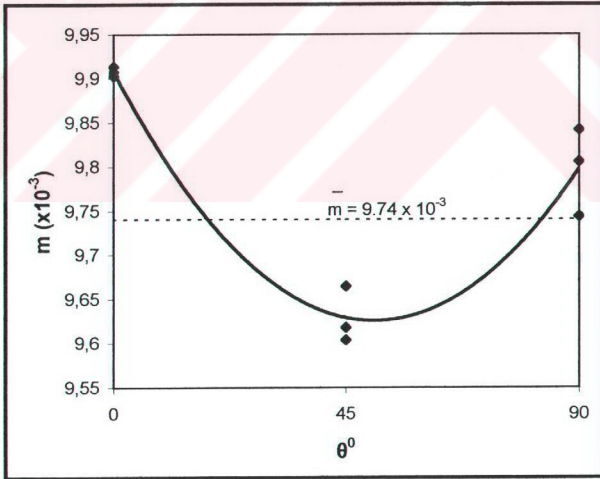
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca uygulanan tek eksenli çekme deneylerinde malzemenin pекleşme üsteli (n), INSTRON S IX Software programı ile, üniform uzama bölgesinde herhangi bir logaritmik eğri çizimine gerek kalmaksızın

belirlenmiştir. Teorik olarak, $\sigma = K\epsilon^n$ denklemindeki gibi bir gerçek gerinim – gerçek gerilme eğrisi veren malzemede, maksimum üniform gerinim $\epsilon_u = n$ olarak ifade edilmektedir. Dolayısıyla, n değeri yüksek olan malzemelerde, pekleşme sonucu kesitin yük taşıma kapasitesi de artmaktadır. Sonuçta, üniform deformasyon alanı büyümekte ve kesitte boyulanma daha geç ortaya çıkmaktadır. Gerçek malzemelerde ise eğri, bu denklemden az da olsa sapmalar gösterebilmektedir. Çekme deneylerine tabi tutulan Fe P03 kalitesindeki sac malzemede, n değerinin, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultularda elde edilen dağılıma göre çizilen eğri, Şekil 8.9'da görülmektedir. Buna göre, en yüksek n değerleri, genelde haddeleme yönüne paralel doğrultularda uygulanan çekme deneylerinden elde edilmiştir. Zira, bu yöndeki maksimum üniform uzama değerleri de, daha yüksek bir düzeye erişmektedir. Haddeleme yönüne 45° ve 90° 'lik doğrultuda ise, n ve ϵ_u değerlerinin, birbirine yakın ve daha düşük bir düzeyde kaldığı görülmektedir. Fe P03 kalitesindeki çelik saca uygulanan çekme deneylerinde ϵ_u , hiçbir yönde n değerine eşit çıkmamış fakat yakın değerler göstermiştir. Bu iki değer arasında en belirgin sapmaların, 90° 'lik doğrultuda olduğu gözlenmiştir. Bu yöndeki n değerlerine nazaran, maksimum üniform uzama değerleri daha düşük bir düzeyde kalmaktadır. Bu doğrultuda, kesitte belirgin bir süreksizlik meydana getirdiği düşünülen haddeleme yönünde uzamış kalıntıların, üniform gerinimin daha düşük bir değerde sonlanmasına ve kesitteki boyun oluşumunun daha erken başlamasına neden olduğu anlaşılmaktadır.

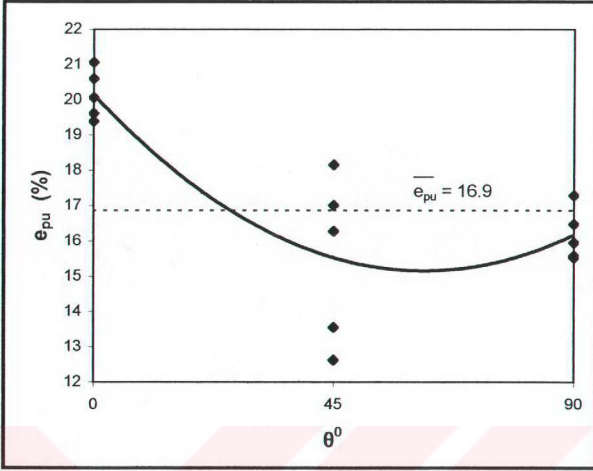


Şekil 8.9 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, pekleşme üstelinin (n) haddeleme yönüne göre değişimi

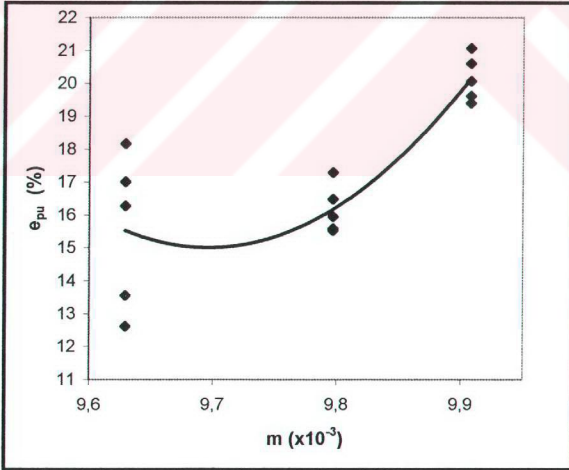
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca uygulanan çekme deneylerinde, $e = \%15$ uzamada çekme hızının ani olarak 5 mm/dak'tan 20 mm/dak'a artırılması (gerinim hızının 4 katına çıkarılması) sonucu, malzemenin gerinim hızına duyarlılık üsteli (m) belirlenmiştir. Buna göre, m değerinin haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik doğrultulardaki değişimi, Şekil 8.10'da görülmektedir. Sac malzemelerde önemli bir kriter olan m değeri, özellikle boyunlanma sonrası meydana gelen uzamayla ilgili olmaktadır. Malzemelerin gerinim hızına duyarlılığı arttıkça, maksimum yükten sonra göstermiş olduğu uzama miktarı da artmaktadır. Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, çekme deneylerinden ölçülen boyunlanma sonrası uzama değerlerinin (e_{pu}), üç yönde belirlenen değişimi ise, Şekil 8.11'de görülmektedir. Bu yönlerdeki ortalama m değerleri ile boyunlanma sonrası uzama değerleri arasında, Şekil 8.12'deki gibi bir eğri elde edilebilmiştir. Buradaki dağılım gözönüne alındığında, haddeleme yönüne 90° 'lik doğrultudaki m değerine nazaran, bu yöndeki e_{pu} değerinin, beklenenden daha düşük bir düzeyde kaldığı görülmektedir. Bu doğrultuda, boyunlanma sonrası daha fazla uzama beklenmesine rağmen, kesitteki süreksizlik etkisi dolayısıyla, kopmanın beklenenden daha erken meydana geldiği anlaşılmaktadır.



Şekil 8.10 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, gerinim hızına duyarlılık üstelinin (m) haddeleme yönüne göre değişimi

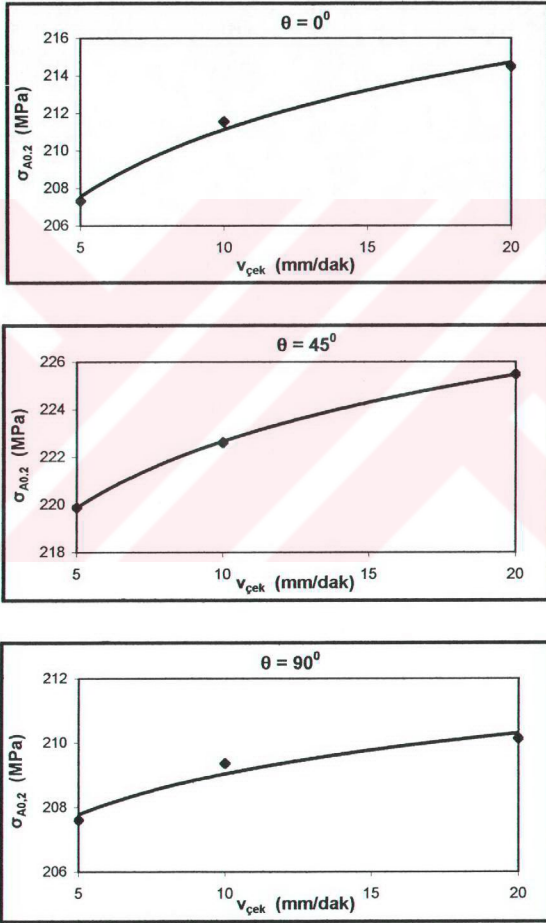


Şekil 8.11 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, boyunlanma sonrası uzama değerinin (e_{pu}) haddeleme yönüne göre değişimi

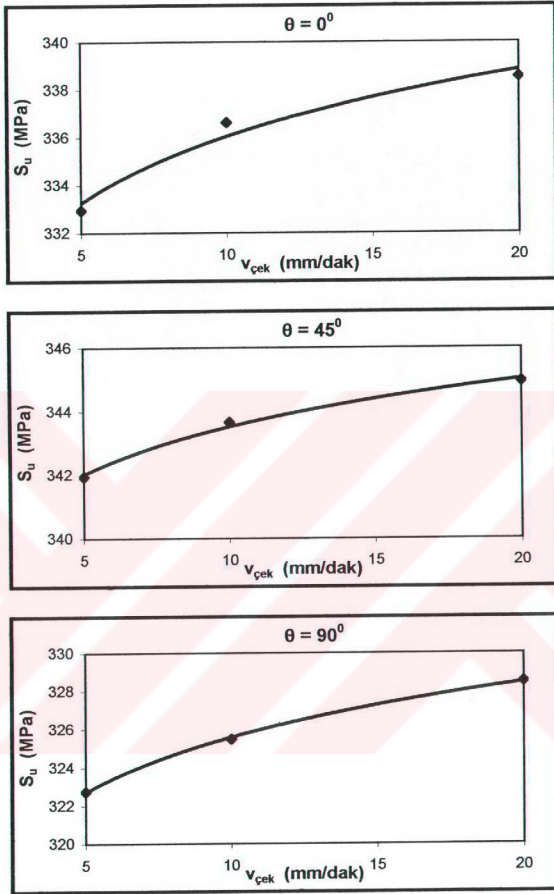


Şekil 8.12 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddeleme yönüne 0° , 45° ve 90° 'lik açılarda farklılık gösteren gerinim hızına duyarlılık üstellerine göre, bu yönlerdeki boyunlanma sonrası uzama değerlerinin değişimi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca değişik hızlarda uygulanan çekme deneylerinde, çekme hızına göre malzemenin akma ve çekme dayanımında meydana gelen değişimler, Şekil 8.13 ve Şekil 8.14'te görülmektedir. Malzemenin gerinim hızına duyarlılığı pozitif olduğundan, deformasyon hızının artması ile birlikte dayanım düzeyi de artmaktadır.



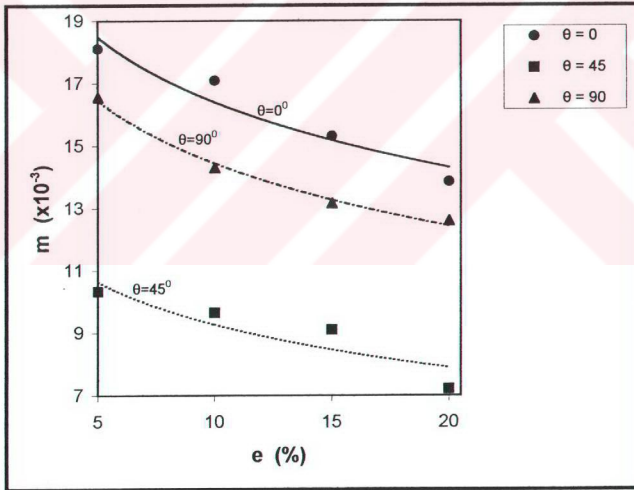
Şekil 8.13 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddelenme yönüne göre farklı doğrultulardaki akma dayanımının, çekme hızı ile değişimi



Şekil 8.14 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddeleme yönüne göre farklı doğrultulardaki çekme dayanımının, çekme hızı ile değişimi

Malzemelerin gerinim hızına duyarlılık üsteli, belli bir gerinim seviyesinde hızın ani olarak artırılması veya değişik hızlarda elde edilen sürekli çekme eğrilerinin karşılaştırılması ile belirlenebilmektedir. Ani hız artırma yönteminde m değeri, aynı numune üzerinde belirlendiğinden, daha doğru sonuçlar elde edilmektedir. Sürekli çekme eğrilerinin karşılaştırılması yönteminde ise farklı numuneler kullanıldığından ve genelde sac özellikleri ruloda bölgesel değişimler gösterebileceğinden dolayı, çok hassas sonuçlar elde

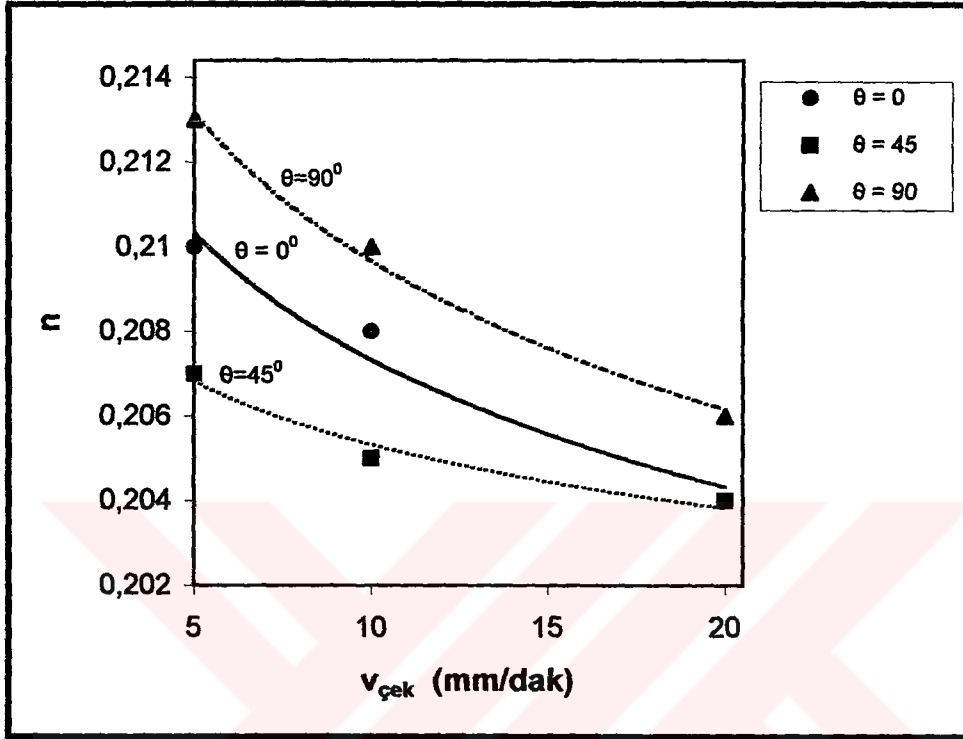
edilemeyebilmektedir. Bununla birlikte, ikinci yöntemde m değerinin deformasyona göre değişimini daha kolay belirleme imkanı doğmakta ve aynı zamanda diğer mekanik özelliklerin de gerinim hızına göre değişimi incelenebilmektedir. Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacda, 5 mm/dak ve 20 mm/dak çekme hızlarına göre belirlenen gerinim hızına duyarlılığının gerinim düzeyi ile değişimi, Şekil 8.15'te görülmektedir. Malzemenin şekil değiştirme derecesi arttıkça, bütün yönlerdeki gerinin hızına duyarlılıklar, beklendiği gibi düşmektedir. Bu yöntem ile $e = \%15$ uzamada belirlenen m değerleri, ani hız artırma yöntemi ile aynı uzamada elde edilen değerlerden farklı çıkmıştır. Bununla birlikte, m değerlerinin haddelenme yönüne göre belirlenen düzeyi değişmemiştir ($m_0 > m_{90} > m_{45}$). Ani hız artırma ile belirlenen m değerleri, yöntemin daha uygun olmasından dolayı, malzemenin gerinim hızına duyarlılığı olarak benimsenmiştir. Diğer yöntemde ise, malzeme özelliklerinin rulodaki bölgesel değişimini ve bunların deney sonuçlarına etkisini en düşük seviyede tutmak için, sac levhadan yan yana çıkarılan çekme numuneleri kullanılmıştır.



Şekil 8.15 Fe P03 kalitesindeki çelik sacda, haddelenme yönü ile farklı doğrultulardaki çekme deneyleriyle elde edilen, gerinim seviyesi ile gerinim hızına duyarlılık üsteli arasındaki ilişkinin logaritmik eğilimi

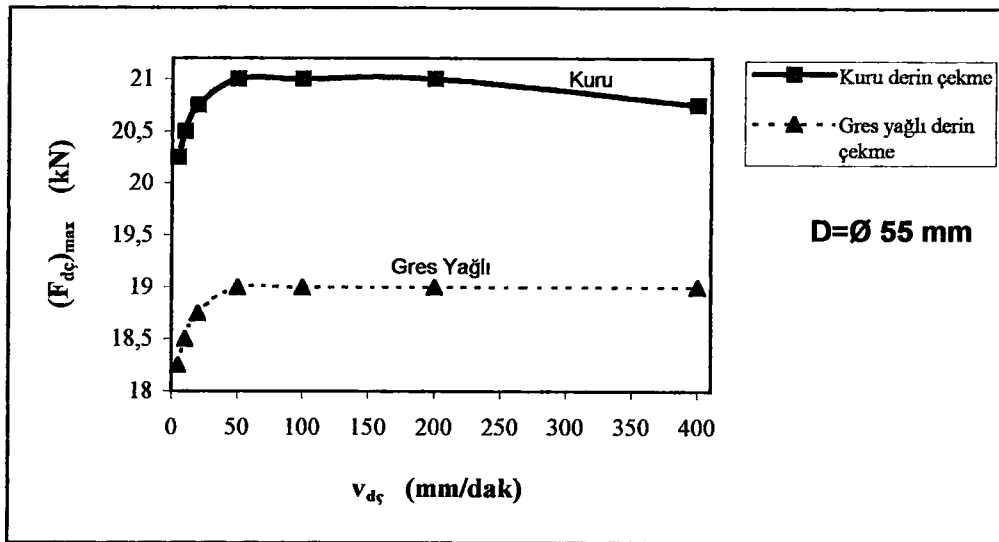
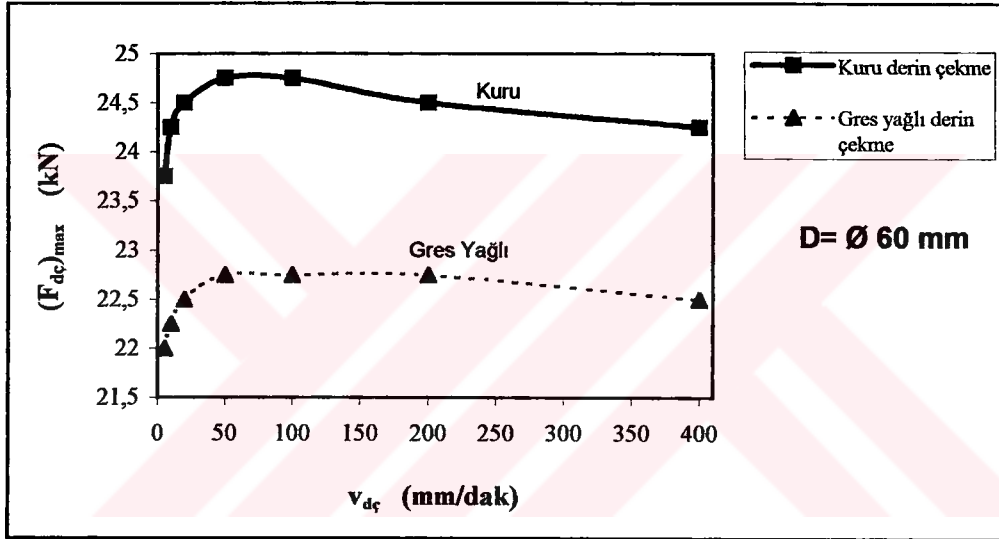
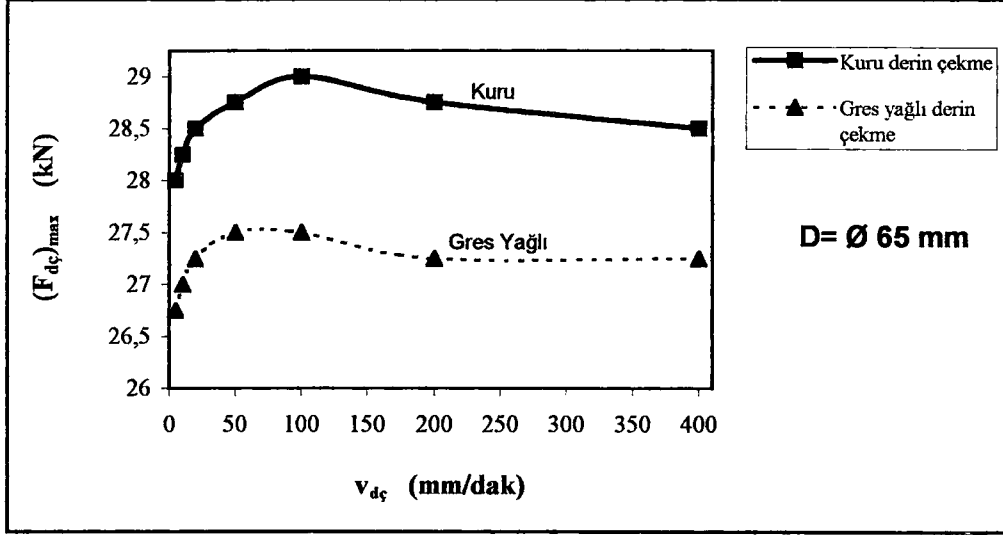
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca değişik hızlarda uygulanan çekme deneylerinden, malzemenin haddelenme yönüne göre 0° , 45° ve 90° lik doğrultulardaki pekleşme üstelinin, deformasyon hızı ile değişimi de incelenmiştir. Gerinim hızının

artmasıyla pekleşme üsteli, beklendiği gibi bir düşme göstermektedir (Şekil 8.16). Daha önceki deneylerden elde edilen dağılıma göre belirlenen eğride, n değerinin üç yöndeki değişimi, burada elde edilenden farklıdır. Bunun sebebi, numunelerin, ruloda farklı bölgelerden alınmış olması ve özelliklerin ruloda değişim göstermesi olarak düşünülmektedir.



Şekil 8.16 Fe P03 kalitesindeki çelik saca uygulanan çekme deneylerinde, hız ile pekleşme üsteli arasındaki ilişkinin logaritmik eğilimi

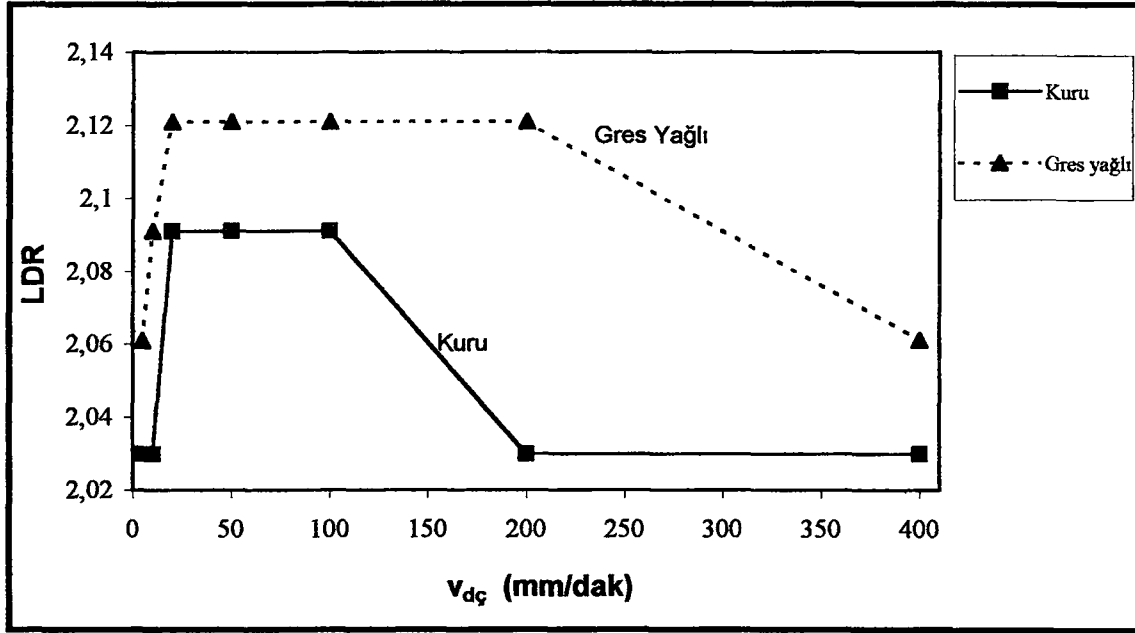
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac levhalardan kesilen farklı çaplardaki ilkel pullar, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak değişik hızlarda derin çekme deneylerine tabi tutulmuşlardır. Bu deneylerdeki maksimum derin çekme kuvvetlerinin değişimi, Şekil 8.17'de görülmektedir. En yüksek kuvvet, \emptyset 65 mm çapındaki ilkel pulun çekilmesinde meydana gelmiştir. Pul çapının artması ile deformasyon derecesi ve sürtünme kuvvetleri artmakta, dolayısıyla da daha yüksek derin çekme kuvvetleri ortaya çıkmaktadır. Aynı pul çapı ve derin çekme hızı gözönüne alındığında, yağlamalı olarak gerçekleştirilen deneylerde, kuru şartlardaki deneylere nazaran daha düşük derin çekme kuvvetlerinin meydana geldiği görülmektedir. Yağlama ile flanştaki sürtünme kuvvetlerinin azalması, derin çekme kuvvetlerindeki bu düşümün nedeni olmaktadır.



Şekil 8.17 Fe P03 kalitesindeki çelik sacdan farklı çaplarda kesilen ilkel pulların, kuru ve gres yağlamalı olarak değişik hızlarla derin çekilmesinde oluşan maksimum derin çekme kuvvetleri

Derin çekme hızının, işlemlerde oluşan maksimum kuvvete etkisi (Şekil 8.17) oldukça belirgindir. Fe P03 kalitesindeki çelik sac malzemenin gerinim hızına pozitif duyarlılığından dolayı kuvvet, hız ile birlikte artma eğilimindedir. Kuru olarak gerçekleştirilen derin çekme deneylerinde oluşan maksimum yük, ilkel pul çapına göre genelde 5 – 100 mm/dak derin çekme hızları arasında artım göstermektedir. Daha yüksek hızlardaki derin çekme deneylerinde ise kuvvet düşmektedir. Genelde 100 mm/dak hızdan sonra yükte meydana gelen bu düşüş, hızın yüksek değerlere çıkması ile birlikte malzemenin bir deformasyon ısınmasına maruz kalması ve bunun sonucunda ısıl yumuşama göstermesi olarak yorumlanmıştır. Yağlamalı olarak gerçekleştirilen deneylerde ise bu yük düşümü çok daha az olmakta, hatta yük belli bir hız değerinden sonra neredeyse sabit kalmaktadır. Bu da, yağlamanın deformasyon ısınması karşı etkisini açıkça göstermektedir. Bununla birlikte, hızın artması ile flanştaki sürtünmenin azaldığı da bilinmektedir. Belli bir hızdan sonra maksimum kuvvetin düşmesine, malzemenin ısınarak yumuşamasının yanısıra, sürtünmedeki azalmanın da etki ettiği düşünülmektedir. Yükün artım gösterdiği bölgedeki hızlar, malzemenin gerinim hızına duyarlılığını üst düzeyde yansıtırken, yükte düşüşün olduğu bölgelerde ise bu diğer faktörlerin etkisi belirginleşmektedir. Bu bölgelerdeki yük düşüşünün karşılanamaması, yüksek hızlarda gerinim hızına duyarlılığın azalmasının bir kanıtı olmaktadır.

Fe P03 kalitesindeki çelik sacın derin çekilmesinde oluşan maksimum kuvvetin düzeyini ve değişimini incelemek için, $D = \emptyset 55, 60$ ve 65 mm çapındaki ilkel pullar kullanılmıştır. Yapılan deneylerde bu çaptaki pulların, bütün şartlarda başarılı olarak derin çekilebildiği görülmüştür. Bu nedenle, Fe P03 kalitesindeki çelik sacın derin çekmede kritik ilkel pul çapını (D_{max}) ve buradan sınır derin çekme oranını ($LDR = D_{max} / d$) belirleyebilmek için, pul çapı $D = \emptyset 67$ mm'den itibaren artırılmıştır. Sacın LDR değerini belirlemeye yönelik olarak yapılan bu deneyler de, kuru ve yağlamalı olarak ve değişik hızlar ile gerçekleştirilmiştir. Çapı $\emptyset 67$ mm olan ilkel pullar, bütün şartlarda başarılı olarak çekilmiştir. İkel pul çapı $\emptyset 71$ mm'ye artırıldığında, bütün şartlarda derin çekmelerin başarısız olduğu görülmüştür. Malzemenin düz tabanlı ve çapı $d = \emptyset 33$ mm olan stampayla derin çekilmesinde, kritik ilkel pul çapı D_{max} , bu iki değer arasında kalmakta; sınır derin çekme oranı da, yağlama durumu ve derin çekme hızına bağlı olarak değişim göstermektedir (Şekil 8.18).



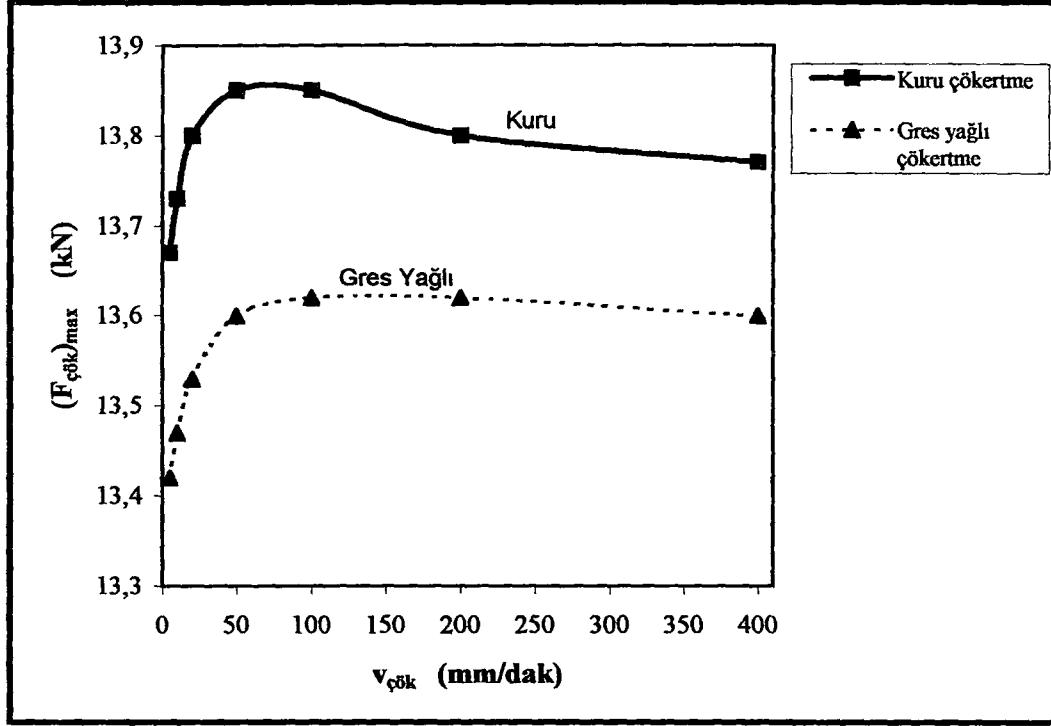
Şekil 8.18 Fe P03 kalitesindeki çelik saca kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak uygulanan derin çekme deneylerinde, stampa hızı ile sınır derin çekme oranının (LDR) değişimi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca aynı hızda uygulanan derin çekme deneylerinde, yağlamalı olarak gerçekleştirilen işlemlerde elde edilen sınır derin çekme oranı değerleri, kuru olarak gerçekleştirilenlere göre daha yüksek olmaktadır. Öyle ki, yağlamalı durumda, hız sabit kalmak şartıyla kritik pul çapının 3 mm'ye kadar artabildiği gözlenmiştir. Sınır derin çekme oranına hızın etkisi ise yorumlama açısından oldukça karmaşıktır ve hızın yağlama durumuna göre etkisi belirginleşmektedir. Çok düşük derin çekme hızlarında (özellikle 5 ve 10 mm/dak) flanştaki sürtünmenin yüksek boyutlarda olması, bu hızlarda LDR'nin düşük bir seviyede kalmasına neden olmaktadır. Sürtünmenin artmasıyla flanşın kalıp boşluğuna akışında direnç meydana gelmekte ve kap cidarındaki çekme gerilmeleri artmaktadır (özellikle stampa radyüsünün hemen üzerinde). Yağlamalı olarak gerçekleştirilen derin çekmelerde, bu etkinin daha az olduğu görülmektedir. Çok yüksek hızlarda ise malzemenin plastiklik özellikleri kötüleşmektedir. Özellikle kuru olarak gerçekleştirilmiş işlemlerde, yüksek hızlarda ısınma sonucu malzemenin hem plastiklik özellikleri, hem de dayanımı düşerek, kap cidarının çekme kuvvetlerine karşı direnci azalmaktadır. Yağlamalı olarak gerçekleştirilmiş işlemlerde, yüksek hızlarda ısınmadan kaynaklanan bu olumsuz etkiler daha düşük bir düzeyde kalmaktadır. Kuru derin çekme deneylerinde en yüksek LDR değerleri 20 – 100 mm/dak hız aralığında elde edilirken, yağlı derin çekmede bu aralık daha geniştir (20 – 200 mm/dak). Bu hız aralıklarının, genelde maksimum yükün artım gösterdiği aralıklar ile yaklaşık aynı olması ilginçtir. Hızdaki artım

ile birlikte cidarda kritik bölgedeki dayanım belli bir noktaya kadar artarak, yırtılmaya karşı bir direncin oluştuğu anlaşılmaktadır. Bu hız aralıklarında malzeme dayanımını düşürecek ve plastik özelliklerini kötüleştirecek bir sıcaklık artımı söz konusu olmamakta (yağlamalı işlemlerde bu daha geniş bir alandır), bunun sonucunda da flanştaki sürtünme azalmasının işlem üzerine olan etkisini hissettirebilme imkanı doğmaktadır.

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacda, mevcut takım ve yağlama şartları (grafitli gres) altında en yüksek LDR değeri, 2.121 olarak elde edilmiştir ($D_{max} = \text{Ø } 70 \text{ mm}$). Kasper'in (1969), sac malzemelerin kopmadaki ortalama yüzde uzaması ve ortalama plastik gerinim oranına göre (6.7) eşitliği ile öne sürdüğü bağıntıdan LDR değeri, Fe P03 çelik sac kalitesi için hesaplandığında 2.312 olarak elde edilir. Bu da, $d = 33 \text{ mm}$ çapında stampa kullanılması durumunda, $D_{max} = 76.3 \text{ mm}$ kritik ilkel pul çapına karşılık gelmektedir. Kasper'in ileri sürdüğü bu denklem, oldukça yüksek bir değer vermekle birlikte, Swift derin çekme deneylerine göre ($d = 50 \text{ mm}$ çapında stampa için) düzenlenmiştir. Teorik olarak LDR değişmemesine rağmen, gerçekte takım boyutlarının ve yağlamanın bu değer üzerine etkisi kesinlikle ihmal edilmemelidir. Gronostajski ve Banasiak'ın (1976), malzemenin ortalama plastik gerinim oranına göre (6.9) eşitliğindeki tahmini ise, $LDR = 2.214 - 2.218$ arasında bir sonuç vermekte ve deney sonuçlarına biraz daha yakın olmaktadır.

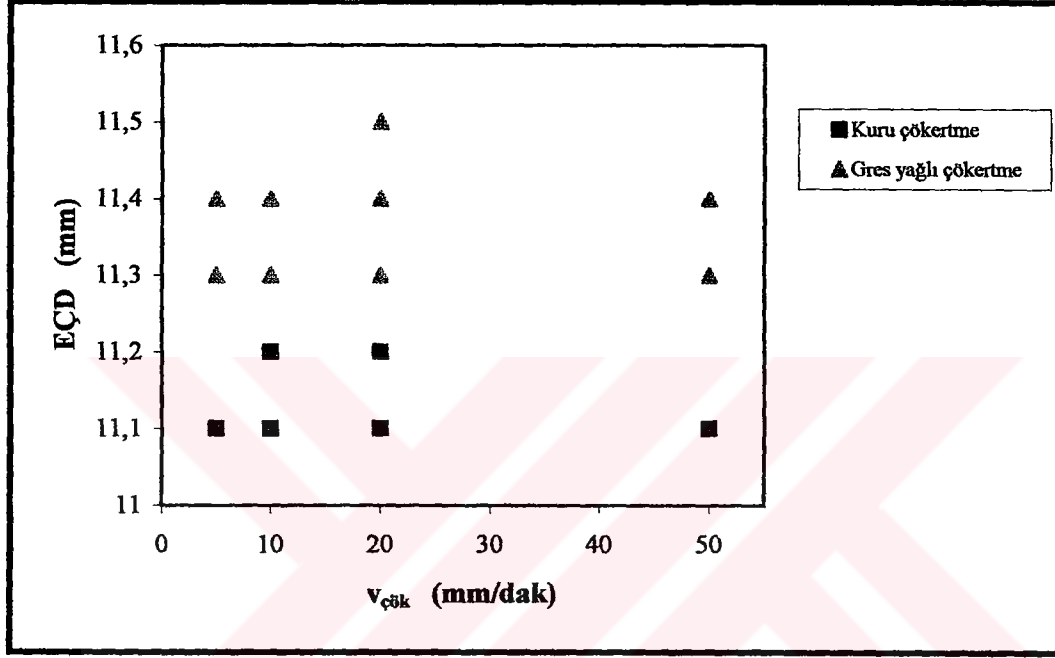
Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca, kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak değişik hızlarda uygulanan Erichsen çökertme deneylerinde oluşan maksimum çökertme kuvvetleri, Şekil 8.19'daki gibi değişim göstermektedir. Aynı hız değerleri altında uygulanan deneylerde, kuru şartlarda ortaya çıkan maksimum kuvvet, yağlamalı olarak gerçekleştirilen çökertmelere nazaran daha yüksektir. Kuru çökertmelerde, hızın artması ile, malzemenin hıza duyarlılığından dolayı kuvvet de belli bir değere kadar artmaktadır. Daha yüksek hızlarda ise kuvvet düşmektedir. Çökertme kuvvetindeki bu düşüm, malzemenin yüksek hızlarda ısınarak yumuşama göstermesi ve dayanımının düşmesi olarak yorumlanmıştır. Yağlamalı olarak gerçekleştirilen çökertmelerde ise bu hız aralığındaki düşüş çok daha azdır.



Şekil 8.19 Fe P03 kalitesindeki çelik saca kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak uygulanan Erichsen çökertme deneylerinde, ölçülen maksimum çökertme kuvvetlerinin hıza göre değişimi

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saca kuru ve grafitli gres ile yağlamalı olarak değişik hızlarda uygulanan Erichsen çökertme deneylerinde, maksimum çökertme derinliği veya Erichsen çökertme değerleri de ölçülmüştür. Deneylerin bitiş noktasının, ani yük düşümünün meydana geldiği nokta olarak alınması uygun görülmüştür. Bu noktalarda bir zayıf bölge veya bir boyun oluşması ile birlikte çökertme kuvvetinin de düştüğü açıktır. Bununla birlikte, 50 mm/dak 'dan daha yüksek hızlarda yapılan deneylerde, yükün düşmeye başladığı anda yüksek hızdan dolayı stampa ani olarak duramadığından, çökertme değerlerinin çok yüksek çıktığı gözlenmiştir. Bu nedenle, EÇD'nin yalnızca 5 – 50 mm/dak hızlar arasındaki değişimi incelenmiştir. Zira, ilgili standartta da Erichsen çökertme deneylerinin 5 – 20 mm/dak hız aralıklarında uygulanması önerilmektedir. Aynı zamanda, yüksek hızlarla gerçekleştirilen deneylerde, şerit numunenin uzun kenarların içbükey bir hale gelme eğiliminin arttığı gözlenmiştir. Bu durum, Erichsen deneylerinde bastırıcı kuvvetinin, malzemenin kalıbın içerisine akışını önlemede yetersiz kalabildiğini açıkça göstermektedir. Böyle bir oluşum, tam bir germe işlemi yerine, derin çekme ve germe olayının birlikte meydana geldiğini göstermektedir. Zira, araştırmacıların çoğu da bunu kabul ederek, tam bir germe sağlayan başka deney yöntemleri geliştirmişlerdir. Buna verilecek en tipik örnek, sac malzemenin kalıp içerisine akışının bir feder sistemi ile frenlendiği germe

deneyleridir. Fe P03 kalitesindeki çelik saca kuru ve yağlamalı olarak değişik hızlarda uygulanan çökertme deneylerinden elde edilen dağılım, Şekil 8.20’de görülmektedir. Bu deneylerde, çökertme hızı ile EÇD arasında belirgin bir ilişki elde edilememiştir. Bununla birlikte, yağlamalı olarak gerçekleştirilen deneylerden elde edilen Erichsen çökertme değerleri, kuru şartlarda gerçekleştirilenlere göre daha yüksek olmaktadır. Bu da, yağlamanın şekillendirilebilirlik üzerine etkisini bir kez daha açıkça göstermektedir.



Şekil 8.20 Fe P03 kalitesindeki çelik saca uygulanan Erichsen çökertme deneylerinden elde edilen çökertme değerlerinin, yağlama durumuna ve çökertme hızına göre dağılımı

Fe P03 kalitesindeki düşük karbonlu çelik saca uygulanan Erichsen çökertme deneylerinde, ilgili standardın önerdiği grafitli gres ile yağlama ve 5 – 20 mm/dak hız aralığına göre, malzemenin Erichsen çökertme değeri ortalama 11.4 olarak kabul edilebilir. Gronostajski ve Banasiak’ın (1976), sac kalınlığına ve ortalama pekleşme üsteline göre EÇD’yi tahmin ettiği (6.1) eşitliği dikkate alındığında, Fe P03 kalitesindeki çelik sacın Erichsen çökertme değeri 9.9 – 10 civarında hesaplanmaktadır. Bu değer, deneysel sonuçlara göre oldukça düşük kalmaktadır.

Fe P03 kalitesindeki düşük karbonlu çelik sacın, ASTM 7 – ASTM 8 arasında olarak belirlenen tane büyüklüğü ise, bir sac malzemedeki dayanım ve yüzey kalitesi açısından öngörülen ideal tane büyüklüğüdür.

Fe P03 kalitesindeki sacın DIN EN 10130 standardına göre, akma dayanımı max. 240 N/mm^2 , çekme dayanımı $270 - 370 \text{ N/mm}^2$, kopmadaki uzama yüzdesi (A80 mm) min. %34 ve $\bar{R} = \text{min. } 1.3$ olarak öngörülen mekanik özellikleri, deney sonuçları ile uyumludur. Haddeme yönüne paralel, dik ve 45° 'lik doğrultulardaki numunelerle gerçekleştirilen çekme deneylerinden, malzemenin şekillendirilebilirlik özelliğinin, haddeme yönüne paralel doğrultuda en iyi düzeyde olduğu anlaşılmıştır. Bu nedenle, sac şekillendirme işlemlerindeki büyük gerinimlerin (e_1), haddeme yönünde oluşacak şekildeki ilkel pul tasarımı, şekillendirilebilirlik açısından bir avantaj teşkil etmektedir. Sac malzemenin sınır derin çekme oranı 2.121, Erichsen çökertme değeri ise ortalama 11.4 olarak belirlenmiştir.



9. SONUÇLAR

9.1 Genel sonuçlar

Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sacların mekanik karakteristiklerinin ve şekillendirilebilirlik özelliklerinin incelendiği bu çalışmadan elde edilen genel sonuçlar, aşağıda özetlenmiştir.

1. Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemeler, dayanım ve şekillendirilebilirlik kombinasyonunu optimum seviyede taşımaktadır. Bunlar, kimyasal bileşimlerine ve üretim aşamalarında görmüş oldukları işlemlere göre çeşitli kalite sınıflarında bulunabilmektedir. Daha ziyade şekillendirilebilirlik amacına yönelik olarak tercih edilen bu malzemeler, ticari kalite (CQ), derin çekme kalitesi (DQ) ve özel dinlendirilmiş derin çekme kalitesi (SKDQ) olarak üç sınıfta tedarik edilebilmektedir. Bu sıraya göre sacların şekillendirilebilirlik özelliği artış göstermektedir. Daha üstün bir şekillendirilebilirlik arandığında, arayer empürite atomu içermeyecek şekilde üretilmiş IF çeliklerinin kullanılması gerekmektedir. Bu saclar, ekstra derin çekme kalitesi olarak da bilinmektedir. Daha çok dayanım gerektiren uygulamalarda tercih edilen ve daha düşük şekillendirilebilirlik özelliğine sahip olan yapısal kalitedeki (SQ veya PQ) soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclar da, diğer bir sınıfı teşkil etmektedir.

2. Sacların şekillendirilebilirlik özelliğini etkileyen faktörler, malzeme faktörleri ve işlemsel faktörler olmak üzere iki grup altında toplanmaktadır. Malzemenin mekanik özellikleri, uygulanan çekme deneyleri ile belirlenebilmektedir. Sacların şekillendirme proseslerine yatkınlığı ise, daha çok benzeşim deneyleri ile değerlendirilmektedir. Erichsen ve Olsen çökertme, Swift derin çekme, Fukui konik kap çekme ve delik genişletme deneyleri, bu benzeşim deneylerine verilebilecek örneklerin başında gelmektedir. Çökertme deneylerinden elde edilen çökertme yüksekliği değerleri, sacların özellikle gerilerek şekillendirilebilme kabiliyetini yansıtmaktadır. Derin çekme deneylerinden, başarılı olarak çekilebilen maksimum ilkel pul çapının, stampa çapına oranı şeklinde hesaplanan sınır derin çekme oranı LDR (Limiting Draw ratio) ise, sac malzemenin derin çekilebilirliğini ifade etmektedir. Saclarda sınır gerinimleri ifade eden şekillendirme sınır eğrileri ise, benzeşim deneylerine göre daha güvenilir değerlendirmelere olanak sağlamaktadır. Bir şekillendirme sınır diyagramının sağ tarafında, sac yüzeyinde meydana gelen gerinimlerin her ikisi de pozitif değerdedir. Bu nedenle, bu bölge, çekme – çekme bölgesi olarak adlandırılmaktadır. Diyagramın sol tarafında ise büyük gerinim (ϵ_1) pozitif iken, küçük gerinim (ϵ_2) negatif

değerlerde ortaya çıkmaktadır. Bu bölge ise, çekme – basma bölgesi olarak adlandırılmaktadır. Çekme - çekme bölgesinde erişilebilecek maksimum deformasyon hali, dengeli iki eksenli germe olmakta ($e_1 = e_2$) ve bu noktaya yağlamanın artırılması ile yaklaşabilmektedir. Numune genişliğinin azaltılması ile, çekme – basma bölgesindeki sınır gerinimler artmakta ve teorik derin çekmeye ($e_1 = -e_2$) doğru yaklaşılmaktadır. Şekillendirme sınır eğrilerinin yükselmesi, güvenli bölgenin büyümesinin ve şekillendirilebilirlikte artımın göstergesi olmaktadır.

3. Sac malzemenin kimyasal bileşimi ve alaşım elemanlarının oranı, mekanik özellikleri ve şekillendirilebilirliği etkileyen faktörlerin başında gelmektedir. Bir düşük karbonlu çelik malzemede tipik olarak bulunan alaşım elemanları C, Mn, P ve S olmaktadır. Bunların oranlarının artması, sac malzemelerin şekillendirilebilirlik özelliklerinin düşmesine neden olmaktadır. Al, Ti ve Nb elementleri de, çeliğe deoksidasyon amaçlı olarak katılmaktadırlar. Diğerleri ise yapıda ya artık elementler olarak bulunabilir, ya da malzemeye belli özellikler kazandırmak amacıyla ilave edilmiş olabilmektedir. Bunların oranının artırılmasıyla da sac şekillendirilebilirliği azalmaktadır.

4. Sac malzemelerin şekillendirilebilirliğini belirleyen mekanik özelliklerin başında dayanım, sertlik ve uzama değerleri gelmektedir. Sac malzemenin akma dayanımının ve sertlik değerinin artması, şekillendirilebilirlikteki düşümün başlıca göstergesi olmaktadır. Akma dayanımının çok düşük bir düzeyde olması ise, sac malzemenin şekillendirme esnasında oluşan kuvvetlere dayanım gösterememesi olarak sonuçlanabilmektedir. Çekmede maksimum üniform uzama ve kopma uzaması, malzeme sünekliğini doğrudan ifade etmekte ve yüksek değerlerde olmaları istenmektedir. Bunlarla birlikte, sac malzemelerin elastiklik modülünün düşük olması, şekillendirme işlemlerinde geri esnemenin azalmasına neden olmaktadır. Akma dayanımının artması da geri esnemeyi teşvik etmektedir.

5. Soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik saclarda, akma dayanımı ile birlikte akmanın meydana geliş şekli de önemlidir. Soğuk haddeleme işlemi sonrasında tavllanmış bir yapıda akma olayı, bir üst akma noktası ile beraber, akma uzaması olarak adlandırılan bir uzama ile şeklinde meydana gelmektedir (belirgin akma). Bu oluşum, sac parçaların yüzeyinde Lüders bandlarının ortaya çıkması sonucu, damarlanma görünümünde yüzey bozukluklarına neden olmaktadır. Böyle bir akma, çeliğin yapısında bulunan N ve C arayer elementlerinin, dislokasyon hareketini frenlemesi ile oluşmaktadır. Saclara, tavlama sonrası %1-3 redüksiyon ile temper haddeleme işlemi veya şekillendirmeden hemen önce bir germe işlemi uygulamak suretiyle, söz konusu akma uzaması ortadan kaldırılabilir ve damarlanma hatası

önlenebilmektedir. Bununla birlikte, kaynar dökülmüş saclarda depolama süresine ve ortam şartlarına bağlı olarak, bu arayer elementlerinin dislokasyonlara difüzyonu ile meydana gelen yaşlanma sonucunda, akma uzaması geri dönmektedir. Yaşlanma, malzemenin sertlik ve dayanımını artmakta ve sünekliğini azaltarak, sac şekillendirilebilirliğinin düşmesine neden olmaktadır. Sakin dökülmüş malzemeler, yaşlanmaya daha dayanıklıdır. IF çelikleri ise, yaşlanmaz malzemeler olarak bilinmektedir.

6. Pekleşme üsteli (n), sacların özellikle gerilerek şekillendirilebilirliğini önemli ölçüde artıran bir parametredir. Gerinim – gerilme davranışı $\sigma = K \epsilon^n$ şeklinde ifade edilen bir malzemede, maksimum üniform gerinim (ϵ_u), n değerine eşit olmaktadır. Bu demektir ki, yüksek n değerine sahip malzemelerde pekleşme kapasitesi de yüksek olmakta ve kesitteki kritik noktalarda pekleşme düzeyi artmaktadır. Böylece, bu bölgelerde deformasyona karşı direnç artmakta ve deformasyonlar üniform bölgeye doğru kaymaktadır. Bunun sonucunda üniform gerinim alanı büyümekte ve kesitteki boyunlanma daha geç ortaya çıkmaktadır. Bu durum, sac şekillendirilebilirliğindeki artımın önemli bir göstergesi olmaktadır.

7. Düşük karbonlu çelik sacları şekillendirilebilirlik bakımından çoğu malzemeye üstün kılan bir diğer özellik ise, malzemenin yüksek bir gerinim hızına duyarlılık üsteline (m) sahip olmasıdır. Bu değer, özellikle boyunlanma oluştuktan sonraki deformasyonlarla ilgilidir. Kesitte bir boyun oluşmasıyla birlikte, kesit daralması nedeniyle boyun içerisindeki deformasyon hızı artmaktadır. Malzemenin hız duyarlılığı (m) yüksek ise, hızın artmasıyla boyundaki malzemenin dayanımı da artmakta ve deformasyona karşı yine bir direnç oluşmaktadır. Böylece boyunun büyüme hızı azalmakta, deformasyonlar üniform alana kayarak, boyunlanma sonrası uzama değeri ($\%e_{pu}$) artmaktadır. Bu nedenle yüksek m değerleri, şekillendirilebilirlik açısından önemli bir avantaj teşkil etmektedir.

8. Sac malzemelerde, özellikle derin çekilebilirliği ifade eden karakteristik, plastik gerinim oranı (R) olmaktadır. Bu değer, aynı zamanda normal anizotropi olarak da bilinmektedir. Plastik gerinim oranı, çekme deneylerinde genişlikteki gerinim / kalınlıktaki gerinim olarak tanımlanmakta; artan R değerleri ile sacın incelmeye veya kalınlaşmaya karşı direnci artmaktadır. Bu da, şekillendirilebilirlik yönünden bir artış demektir. Sac anizotropisinden dolayı R değerinin artmasıyla, akma düzleminde çekme – çekme bölgesinde dayanım artarken, çekme - basma gerilmelerinin olduğu bölgede ise dayanım azalmaktadır. Derin çekmede birinci bölge cidarı, ikinci bölge ise flanşı temsil ettiğinden, artan R değerlerinin sınır derin çekme oranını da artırdığı anlaşılmaktadır. Plastik gerinim oranının sac düzlemindeki değişimi, düzlemsel anizotropi kavramını birlikte getirmekte ve ΔR değeri ile

ifade edilmektedir. Bu büyüklüğün pozitif veya negatif değerlerde artması, derin çekilmiş bir kaptaki kulaklanma derecesini (kulak yüksekliğini) artırmaktadır. ΔR 'nin sıfır olması, düzlemsel izotropi halini ifade etmekte ve derin çekmede kulak oluşumu gözlenmemektedir. Bu değer pozitif veya negatif olması ise, kulak oluşum yönleri ile ilgilidir.

9. Sac malzemelerde tane büyüklüğünün buradaki etkisini iki açıdan yorumlamak gerekmektedir. Küçük taneli malzemelerde dayanım ve sertlik değerleri yüksek olmakta; şekillendirilebilirlik ise düşük bir düzeyde kalmaktadır. Tane iriliğinin artması ile dayanım düşmekte ve şekillendirilebilirlik iyileşmektedir. Bununla birlikte, tane büyüklüğünün özellikle ASTM 5 değerinin altına düşmesi ile, sac yüzeyinde portakal kabuğu görünümünde bozukluklar meydana gelmektedir. Bu nedenle saclarda ideal tane büyüklüğü, ASTM 7 veya ASTM 8 olarak kabul edilmektedir.

10. Sac kalınlığının artması ile kalınlık yönünde daha yüksek bir gerinim düzeyine ulaşabilmekte, dolayısıyla şekillendirme sınır eğrileri ve FLD_0 noktası yükselmektedir. Bu ise, şekillendirilebilirlik yönünden artım ifade etmektedir.

11. Sac malzemelerin, gerek kesitindeki, gerekse iç yapıda tane boyutu, tekstür vb. özelliklerindeki değişimlerin de şekillendirilebilirliği etkilediği görülmektedir. Bu değişimler, bir süreksizlik faktörünün (f) tanımlanmasına neden olmaktadır. Süreksizlik derecesinin artması, üniform gerinimin n değerinden daha düşük bir düzeyde kalmasına neden olmaktadır. Haddemele ile birlikte bu yönde uzamış inklüzyon, empürite ve boşluklar, özellikle haddemeye dik yönde süreksizlikler meydana getirerek, sac malzemenin bu yöndeki sünekliğini ve dayanımını düşürmektedir. Aynı zamanda inklüzyonlar, sac şekillendirme işlemlerinde kenar çatlamlarına da neden olabilmektedir. Kenar çatlamlarında, sac kenar geometrisinin de etkisi büyük olmaktadır. Kenarlardaki çapak yüksekliğinin artması ile, kenar çatlaklarının oluşum riski de artmaktadır. Hassas kesme yöntemlerinin uygulanması halinde, bu risk oradan kalkmaktadır. Ayrıca, çeliğe seryum gibi bazı nadir toprak elementleri katmak suretiyle, inklüzyonların küresel hale getirilmesi de, bu konudaki bir başka önlem olmaktadır.

12. Sac şekillendirilebilirliğini etkileyen işlem faktörlerinden ilk akla geleni, takım geometrisi ve boyutları olmaktadır. Derin çekme işlemlerinde, kalıp ağzı ve stampa köşe yuvarlatma yarıçapı önemli parametrelerdir. Söz konusu kavisler gereğinden küçük tutulursa, kap cidarının tabanına yakın kesiminde oluşan gerinim yığılması nedeniyle, derin çekme kabiliyetinin düşmesi kaçınılmaz olmaktadır. Stampa köşe yuvarlatmasının gereğinden büyük tutulması ise, derin çekmeden ziyade bir germe etkisinin doğması demektir. Kalıp ağzındaki yuvarlatmanın gereğinden büyük tutulması halinde, kırışma hataları ortaya çıkmaktadır.

13. Derin çekme işlemlerinde, özellikle sac kalınlığının belirli bir değerden küçük olması halinde meydana gelebilecek kırışmalara karşı, bastırıcı kuvvetinden yararlanılmaktadır. Bu kuvvetin artması ile flantaki sürtünme kuvvetleri de artırmakta ve kap yırtılmaları daha erken aşamalarda ortaya çıkmaktadır. Bu nedenle, öngörülmuş bulunan kap derinliğine bağlı olarak, optimum bir bastırıcı kuvveti ile çalışmak gerekmektedir.

14. Sac şekillendirme işlemlerinde en önemli etkenlerden birisi de yağlamadır. İşlemlerde yağlayıcı, sürtünmeyi kontrol altında tutmakta, malzemenin aşırı ısınmasını önlemekte, gerinim dağılımını daha üniform hale getirmekte ve takım aşınmasını azaltmaktadır. Yağlamanın artması ile şekillendirme kuvvetleri azalmakta ve buna karşılık şekillendirme oranı artmaktadır. Derin çekme işlemlerinde flanşın yağlanması ile buradaki sürtünme kuvvetleri azaldığından, sınır derin çekme oranı artmaktadır. Bununla birlikte, kap cidarının yağlanması, derin çekilebilirlik açısından önerilmemektedir. Bu bölgedeki sürtünme, cidar ile stampa arasında bir kayma gerilmesinin oluşumuna neden olmaktadır. Böyle bir durumda kap cidarında zayıf bölgeyi teşkil eden dip kavisin üst bölgesi, çekme gerilmelerine daha düşük oranlarda maruz kalmaktadır.

15. Gerinim hızına duyarlı malzemelerin şekillendirilmesinde, deformasyon hızının mekanik özelliklere etkisi söz konusudur. Düşük karbonlu çelik sac malzemelerde hıza karşı pozitif duyarlılıktan dolayı, gerinim hızının artmasıyla birlikte gerilme de artmaktadır. Aynı zamanda bu duyarlılık, gerinim düzeyinin (deformasyon derecesinin) artmasıyla birlikte düşüş göstermektedir. Pekleşme üstelinin ve plastik gerinim oranının ise, artan gerinim hızlarıyla birlikte azalma gösterdiği bilinmektedir. Deformasyon hızının şekillendirme işlemlerindeki etkisi oldukça karmaşık ve açıklanması güçtür. Hızdaki artım ile birlikte, malzemenin şekillendirilebilirlik özelliklerinin kötüleşmesine ve çok yüksek hızlarda deformasyon ısınması sonucu malzeme yumuşaması meydana gelmesine rağmen, bir taraftan da sürtünme kuvvetlerinde belirgin düşüşlerin gözlemlendiği bilinmektedir. Bu nedenle, hızın ve yağlama etkilerinin birlikte düşünülmesi gerekmektedir. Bütün bu oluşumlar ele alındığında, hızın sac şekillendirilebilirliğine etkisinin, daha çok deneme – yanılma yolu ile belirlenmesinin en doğru sonucu verebileceği görülmektedir.

9.2 Deneysel sonuçlar

Fe P03 kalitesindeki soğuk haddelenmiş düşük karbonlu çelik sac malzemenin şekillendirilebilirlik özelliğini değerlendirmek amacıyla, deney serileri programlanarak uygulanmıştır. Deneylerden elde edilen sonuçlar, aşağıda maddeler halinde özetlenmektedir.

1. Sac malzemenin mekanik özelliklerinin, DIN EN 10130 standardına göre belirttiği sınırlar dahilinde olduğu görülmüştür. Uygulanan çekme deneylerinden, malzemenin ortalama akma dayanımı $\sigma_{A0.2}$, 200.7 MPa; çekme dayanımı S_u , 331.4 MPa; kopmada uzama yüzdesi e_f , %40.5; plastik gerinim oranı R , 1.3; pekleşme üsteli n , 0.21 ve gerinim hızına duyarlılık üsteli m , 0.0097 olarak elde edilmiştir. Malzemenin tane büyüklüğü ise ASTM 7 ve ASTM 8 arasında belirlendiğinden, optimum bir değer aralığında olduğu anlaşılmaktadır.

2. Malzemenin akma dayanımının, haddelenme yönüne paralel ve dik doğrultularda birbirine çok yakın değerlerde olduğu ve 45^0 'lik doğrultuya göre daha düşük bir düzeyde kaldığı belirlenmiştir. Plastik deformasyonun hemen başlangıcındaki bu direncin haddelenme yönüne göre olan değişimi, malzemenin kristalografik anizotropisinden kaynaklanmaktadır. KHM kafes yapısında kaymaların meydana geldiği $\langle 111 \rangle$ doğrultularının, büyük çoğunlukla haddelenmeye paralel ve dik olarak yönlendiği anlaşılmaktadır. Bu nedenle, bu doğrultularda deformasyona karşı direnç, 45^0 'lik doğrultulara göre daha düşük kalmaktadır. Üç yönde elde edilen akma dayanımı değerlerinin, Hill akma kriteri ile uyumlu olduğu belirlenmiştir.

3. Malzemeye uygulanan deformasyon derecesinin artmasıyla, kristalografik anizotropi ile birlikte mekanik anizotropinin de etkinlik kazandığı, çekme dayanımının ve uzama değerlerinin yöne göre değişiminden gözlenmektedir. Elde edilen dağılıma göre çizilen eğri, çekme dayanımının en yüksek değerine, haddelenme yönüne 45^0 'lik doğrultularda eriştiğini göstermektedir. Haddelenme yönüne paralel ve dik doğrultulardaki dayanım düzeyi, akma noktasında birbirine çok yakın değerlerde iken; yükün maksimumuna eriştiği noktada, 90^0 'lik doğrultudaki dayanımın en düşük düzeyde kaldığı görülmüştür. Haddelenme yönünde lifli bir yapının oluşmasını sağlayan inklüzyon, empürite ve boşlukların, bu yöne dik doğrultudaki kesitin yük taşıma kapasitesini düşürdüğü ve boyunlanmanın daha düşük bir gerilme değerinde ortaya çıktığı gözlenmektedir.

4. Çekme deneylerinde, yükün maksimumuna ulaştığı andaki maksimum üniform uzama ve kopma uzaması değerleri de, bu yönlendirmelerden etkilenmektedir. Dayanımın en yüksek olduğu haddelenme yönüne 45^0 'lik doğrultularda uzama değerlerinin düşük bir düzeyde kalması, en yüksek uzama değerlerinin ise haddelenmeye paralel doğrultularda meydana gelmesi, beklenen sonuçlar olarak elde edilmiştir. Elde edilen eğriye göre, haddelenmeye dik yöndeki maksimum üniform uzama ve kopma uzaması değerlerinin, mekanik anizotropi sonucunda en düşük düzeyde kaldığı gözlenmektedir. Bu durum, mekanik liflenmeyi oluşturan ve haddelenme yönünde uzamış olan kalıntıların, bu yöne dik doğrultuda, kesitte

etkin bir süreksizlik oluşturmaları şeklinde açıklanmaktadır. Bu süreksizlikler, kesitteki boyun oluşumunun ve kopmanın daha erken ortaya çıkmasına neden olmaktadır.

5. Malzemenin pekleşme üstelinin, haddeme yönü ile 0, 45 ve 90°'lik açılardaki değişimi incelendiğinde; en yüksek n değerleri, haddeme yönüne paralel doğrultuda elde edilmiştir. Bu yöndeki maksimum üniform gerinim değerleri de, daha yüksek değerlere ulaşmaktadır. Maksimum üniform uzama değerlerinin daha düşük bir düzeyde kaldığı 45° ve 90°'lik doğrultularda, pekleşme üstelinin de daha düşük ve birbirine yakın değerlere sahip olduğu görülmüştür. Teorik olarak $\sigma = K \epsilon^n$ bağıntısına uyan bir malzemede, maksimum üniform gerçek gerinim ϵ_u , n değerine eşit olmalıdır. Deneylelerden elde edilen sonuçlara göre, bu değerler birbirine yakın elde edilmesine rağmen, hiçbir yönde bu eşitlik görülemedi. Bununla birlikte, haddeme yönüne dik doğrultuda elde edilen n değerlerine nazaran, bu yöndeki maksimum üniform uzama değerlerinin daha düşük bir düzeyde kaldığı ve malzemenin bu doğrultuda beklenenden daha erken bir boyunlanma gösterdiği anlaşılmaktadır. Pekleşme üstelinin, gerinim hızının artmasıyla birlikte, beklendiği gibi her üç yönde de azaldığı gözlenmiştir.

6. Malzemenin üç yöndeki gerinim hızına duyarlılık üsteli, elde edilen dağılıma göre çizilen eğriden, $m_0 > m_{90} > m_{45}$ şeklinde belirlenmiştir. Malzemenin hıza duyarlılığı, özellikle boyunlanma sonrası uzama ile ilgili olduğundan, bu değerlerin üç yöndeki değişimine göre, aralarındaki bağıntı incelenmiştir. Buradan, m değerinin en yüksek değerlere ulaştığı doğrultuda, boyunlanma sonrası uzamanın (e_{pu}) da buna paralellik gösterdiği görülmüştür. Belirlenen dağılıma göre oluşturulan eğri, haddeme yönüne dik doğrultudaki m değerleri gözönüne alındığında, bu yöndeki e_{pu} değerlerinin daha düşük bir düzeyde kaldığını göstermektedir. Malzeme yapısında haddemeye paralel olarak uzamış inhomojenitelerin, haddemeye dik doğrultudaki kopmanın beklenenden daha erken oluşmasına neden olduğu, buradan bir kez daha anlaşılmaktadır. Ayrıca, deformasyon düzeyinin (gerinimin) artması ile, gerinim hızına duyarlılığın azaldığı gözlenmiştir.

7. Malzemenin üç yöndeki plastik gerinim oranı, $R_{90} > R_0 > R_{45}$ olarak belirlenmiştir. Derin çekme ile elde edilmiş kapların belirli açısall doğrultulardaki boyları, sacın bu yönlerdeki R değeri ile paralellik göstermektedir. Bu kaplarda dört adet kulak oluştuğu gözlenmiştir. Kulaklanmada tepeler haddeme paralel ve dik doğrultularda oluşmaktayken, çukurların ise 45°'lik doğrultularda meydana geldiği görülmüştür. Malzemenin belirlenen düzlemsel anizotropi değeri ΔR , böyle bir oluşumu doğrulamaktadır. Hesaplanan kulaklanma oranı değerleri, Wilson ve Butler'in (1961-2) düzlemsel anizotropiye göre elde ettiği bağıntıyla

karşılaştırıldığında; çapı Ø65 mm olan ilkel puldan çekilen kaptaki oranın en yakın sonucu verdiği görülmektedir. Çapı Ø55 ve Ø65 mm olan ilkel pullardan elde edilen değerler ise, bu bağıntıya göre daha düşük bir düzeyde kalmıştır. Bir başka deyişle, derin çekme deneylerinde, aynı stampa çapı için ilkel pul çapının ve dolayısıyla çekme derinliğinin artmasıyla birlikte, kulaklanma oranının da arttığı gözlenmektedir. Kulak yüksekliğinin kap boyuna oranı olarak elde edilen bu değer, yalnızca düzlemsel anizotropiye bağlı olmadığı, flanş deformasyonları ve sürtünme nedeniyle, ilkel pul çapı ve işlem faktörleri (bastırıcı kuvveti, yağlama vb.) ile de değişebildiği anlaşılmaktadır.

8. Sac malzemeye kuru ve gres yağlamalı olarak uygulanan Erichsen çökertme deneylerindeki ve derin çekme deneylerindeki (stampa çapı 33 mm) maksimum stampa kuvvetlerinin, gres yağlamalı olarak gerçekleştirilen deneylerden daha düşük bir düzeyde kaldığı gözlenmiştir.

9. Erichsen çökertme deneylerindeki maksimum çökertme kuvvetlerinin stampa hızına göre değişimleri incelendiğinde, kuru olarak gerçekleştirilen deneylerde yaklaşık 100 mm/dak'lık çekme hızı değerine kadar arttığı; 100 – 400 mm/dak'lık hız aralığında ise azaldığı belirlenmiştir. Çökertme kuvvetlerindeki bu artış, malzemenin gerinim hızına duyarlılığının bir sonucu olmakta, belirli bir hız değerinden sonraki düşüş ise deformasyon ısınması sonucu ortaya çıkan malzemenin ısıl yumuşaması olarak yorumlanmaktadır. Yağlamalı şartlarda gerçekleştirilen deneylerde ise bu düşüş çok daha az olmakta, hatta belli bir hız değerinden sonra maksimum kuvvet, neredeyse sabit kalmaktadır. Değişik çaplardaki ilkel pullara kuru ve gres yağlamalı olarak uygulanan derin çekme deneylerinde, maksimum derin çekme kuvvetinin stampa hızına göre değişimi de benzer sonuçlar vermektedir.

10. İkel pul çaplarını kademeli olarak artırmak suretiyle gerçekleştirilen kuru ve yağlamalı derin çekme deneylerinde, sınır derin çekme oranı olan LDR değerinin de değiştiği gözlenmiştir. Gres yağlamalı olarak uygulanan deneylerden, kuru olarak gerçekleştirilen deneylere göre, beklendiği gibi daha yüksek LDR değerleri elde edilmiştir. Öyle ki, yağlamalı olarak uygulanan deneylerde ulaşılabilen kritik ilkel pul çapının, kuru şartlarda uygulanan deneylerdekine göre 3 mm' ye kadar daha fazla olabildiği görülmüştür. Benzer şekilde, kuru olarak uygulanan Erichsen çökertme deneylerindeki çökertme değeri (EÇD), gres yağlamalı olarak gerçekleştirilen deneylere göre daha düşük bir düzeyde kalmaktadır.

11. Sınır derin çekme oranı değerlerinde, yağlama ile birlikte, stampa hızına göre de değişim söz konusu olmaktadır. Kuru olarak ve çok düşük hızlarda (5 ve 10 mm/dak) gerçekleştirilen derin çekme deneylerinde, LDR'nin de oldukça düşük bir düzeyde kaldığı görülmüştür. Bu

durum, düşük hızlarda sürtünme kuvvetlerinin yüksek değerlere ulaşmasının bir sonucu olarak yorumlanmıştır. Derin çekme hızında ki artım ile birlikte, LDR'nin de belli bir değerlere kadar arttığı ve en yüksek değerlerin 20 – 100 mm/dak hız aralığında elde edildiği gözlenmiştir. Yağlamalı olarak gerçekleştirilen deneylerde ise, bu aralık daha geniştir (20 – 200 mm/dak). LDR, kuru olarak uygulanan deneylerde 100 mm/dak, yağlamalı deneylerde ise 200 mm/dak hız değerlerinden sonra tekrar düşüm göstermektedir. Derin çekilebilirlikteki bu azalma, yüksek hızlarda ve özellikle kuru şartlarda, malzemenin deformasyon ısınmasına maruz kalması ve kritik kesitteki malzeme dayanımının düşmesi ile beraber, hızdaki artımla plastik özelliklerin kötüleşmesi şeklinde açıklanabilmektedir. Malzemenin hıza duyarlılığının en belirgin bir şekilde yansıdığı ve maksimum yükteki artışların meydana geldiği hız aralığında, en yüksek LDR değerlerine ulaşılabilirdiği sonucu çıkmaktadır. Bu aralıkta, gerinim hızı sertleşmesi ile kritik bölgedeki malzeme dayanımının artması ve incelmeye karşı direnç oluşması sonucunda, daha derin kapların çekilebilme olanağının doğduğu şeklinde bir yorum getirilebilir. Erichsen çökertme deneylerinde ise, stampa hızının 100 mm/dak'nın üzerinde olması halinde, deneyin bitiş noktası hassas olarak belirlenemediğinden, çökertme değerlerinin ölçümleri sağlıklı olarak gerçekleştirilememiştir. Daha düşük hızlarda ise EÇD değerleri belirlenebilmesine rağmen, bunların stampa hızı ile değişimi, dağınık noktalar halinde elde edilebilmiştir.

12. Sac malzeme için deneylerden elde edilen sınır derin çekme oranı, 2.121 olarak kabul edilebilir. Kasper'in (1969), sac malzemelerin ortalama kopma uzaması ve ortalama plastik gerinim oranına göre öne sürdüğü bağıntıdan, bu malzeme için LDR değeri 2.312 olarak hesaplanmıştır. Bu değer, deney sonuçlarına göre oldukça yüksek kalmaktadır. Gronostajski ve Banasiak'ın (1976), malzemenin ortalama plastik gerinim oranına göre tahmini ise 2.214 - 2.218 arasında olmaktadır ve deneysel sonuçlara daha yakındır. Sacın Erichsen çökertme değeri ise, ortalama 11.4 mm olarak kabul edilebilir. Deneysel olarak elde edilen bu değer, Gronostajski ve Banasiak'ın (1976) sac kalınlığına ve ortalama pekleşme üsteline göre öne sürdüğü bağıntıdan elde edilenle kıyaslanmasıyla (9.9 – 10 mm arası), bu tahminin oldukça düşük bir düzeyde kaldığı görülmektedir.

Sac malzemelere uygulanan tek eksenli çekme deneyleri ile çökertme ve derin çekme gibi benzeşim deneyleri, malzemelerin mekanik karakteristikleri ve şekillendirilebilirlik özellikleri hakkında sayısal olarak bazı fikirler verebilmektedir. Bununla birlikte, gerçek pres işlemleri, bu tür deneylerde ortaya çıkan deformasyon durumu, takım boyutları ve geometrisi ile diğer işlem faktörleri açısından büyük farklılıklar gösterebilmektedir. Bir şekillendirme sınır eğrisi

ile malzemenin değişik deformasyon durumlarındaki sınır gerinimlerini belirlemenin, daha güvenilir değerlendirmelere olanak sağlayacağı kesindir. Bu eğri seviyelerinin malzeme ve işlem faktörleri ile değişimini incelemek, buna göre de uygun malzeme türünü belirleyerek kalıp tasarımını gerçekleştirmek, sac şekillendirme işlemlerinde ortaya çıkan problemleri analiz etme ve çözüm önerileri geliştirme açısından, araştırmacıların büyük bir çoğunluğu tarafından tercih edilmektedir. Bütün bunlarla birlikte, sac şekillendirme problemlerini daha yakından gözleme ve anlama açısından, gerek kalıpcılık teknikleri, gerekse prosese uygun malzeme seçiminde işletmelerin deneyimlerinden yararlanmak da, yadsınamayacak faydalar sağlayabilmektedir.



KAYNAKLAR

ASTM A 109, (1990), "Standard Specification for Steel, Strip, Carbon, Cold - Rolled", Annual Book of ASTM Standards – Vol. 01.03 (Steel – Plate, Sheet, Strip, Wire), American Society for Testing and Materials.

ASTM A 366, (1990), "Standard Specification for Steel, Sheet, Carbon, Cold - Rolled, Commercial Quality", Annual Book of ASTM Standards – Vol. 01.03 (Steel – Plate, Sheet, Strip, Wire), American Society for Testing and Materials.

ASTM A 611, (1990), "Standard Specification for Steel, Sheet, Carbon, Cold - Rolled, Structural Quality", Annual Book of ASTM Standards – Vol. 01.03 (Steel – Plate, Sheet, Strip, Wire), American Society for Testing and Materials.

ASTM A 619, (1990), "Standard Specification for Steel, Sheet, Carbon, Cold - Rolled, Drawing Quality", Annual Book of ASTM Standards – Vol. 01.03 (Steel – Plate, Sheet, Strip, Wire), American Society for Testing and Materials.

ASTM A 620, (1990), "Standard Specification for Steel, Sheet, Carbon, Cold - Rolled, Drawing Quality, Special Killed", Annual Book of ASTM Standards – Vol. 01.03 (Steel – Plate, Sheet, Strip, Wire), American Society for Testing and Materials.

ASTM E 290 – 87, (1989), "Standard Test Method for Semi – Guided Bend Test for Ductility of Metallic 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 643 – 84, (1989), "Standard Test Method for Ball Punch Deformation of Metallic 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 8M, (1989), "Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials", Annual Book of ASTM Standards – Vol. 03.01 (Mechanical Testing; Elevated and Low- Temperature Tests; Metallography), American Society for Testing and Materials.

Bayraktar, E. ve Altıntaş, S., (1998), "Some Problems in Steel Sheet Forming Processes", Journal of Materials Processing Technology, 80(81): 83-89.

Bressan, J.D., (1997), "The Influence of Material Defects on the Forming Ability of Sheet Metal", Journal of Materials Processing Technology, 72: 11-14.

Dervişoğlu, K. ve Sözen, S. (1998), "Soğuk Haddelenmiş Sacların İmalatı ve Standardları", Borçelik Çelik San. Tic. A.Ş.

Dieter, G.E., (1985), "Mechanical Behavior of Materials Under Tension", Metals Handbook – Vol. 8 (Mechanical Testing), American Society for Metals, Metals Park, Ohio.

Dieter, G.E., (1988), Mechanical Metallurgy, McGraw-Hill, London

DIN 50102, (1979), "Erichsen Cupping Test on Narrow Strip Metal", Deutsches Institut für Normung.

DIN 50111, (1987), "Bend Test", Deutsches Institut für Normung.

DIN EN 1669, (1997), "Aluminium and Aluminium Alloys – Test Methods, Earing Test For Sheet and Strip", Deutsches Institut für Normung.

Eary, F.D. ve Reed, E.A., (1974), Techniques of Pressworking Sheet Metal, Prentice-Hall, New Jersey.

EN 10002 – 1 (TS 138), (1996), "Metalik Malzemeler - Çekme Deneyi – Bölüm 1 – Ortam Sıcaklığında Çekme Metodu", Türk Standartları Enstitüsü

Erdemir Mamul Kataloğu, Ereğli Demir ve Çelik Fabrikaları T.A.Ş.

Eshel, G., Barash, M. ve Johnson, W., (1986), "Rule Based Modeling for Planning Axisymmetrical Deep – Drawing", Journal of Mechanical Working Technology, 14(1): 1-115.

Ghosh, A.K., Hecker, S.S. ve Keeler, S.P., (1984), "Sheet Metal Forming and Testing", Workability Testing Techniques – edited by Dieter, G.E., American Society of Metals, Metals Park, Ohio.

Gillis, P.P. ve Gross, T.S., (1985), "Effect of Strain Rate on Flow Properties", Metals Handbook – Vol. 8 (Mechanical Testing), American Society for Metals, Metals Park, Ohio.

Havranek, J., (1977), "The Effect of Mechanical Properties of Sheet Steels on the Wrinkling Behaviour During Deep Drawing of Conical Shells", Journal of Mechanical Working Technology, 1: 115-129.

Hiam, J. ve Lee, A., (1978), "Factors Influencing the Forming – Limit Curves of Sheet Steel", Sheet Metal Industries, May: 631-641.

Hill, R., (1967), The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford.

Hosford, W.F. ve Caddell, R.M., (1983), Metal Forming – Mechanics and Metallurgy, Prentice-Hall, New Jersey.

Hosford, W.F., (1992), "Overview of Tensile Testing", Tensile Testing – edited by Han, P., American Society for Metals, Metals Park, Ohio.

Huang, Y.M. ve Chen, J.M., (1995), "Influence of the Die Arc on Formability in Cylindrical Cup-Drawing", Journal of Materials Processing Technology, 55: 360-369.

Instron Products and Accessories for Materials Testing.

Kalpakjian, S., (1991), Manufacturing Processes for Engineering Materials, Addison Wesley, New York.

Kapinski, S., (1992), "Influence of the Punch Velocity on Deformation of the Material in Deep-Drawn Flange", Journal of Materials Processing Technology, 34: 419-424.

Kleemola, H.J. ve Kumpulainen, J.O., (1978), "A Comparison of the Formability of Aluminium and Steel Sheets", Sheet Metal Industries, June: 703-713.

- Lange, K., (1985), Handbook of Metal Forming, McGraw-Hill, New York.
- Li, M. ve Chandra, A., (1999), "Influence of Strain-Rate Sensitivity on Necking and Instability in Sheet Metal Forming", Journal of Materials Processing Technology, 96: 133-138.
- Lo, S.W. ve Lee, J.Y., (1998), "Optimum Blank Shapes for Prismatic Cup Drawing – Consideration of Friction and Material Anisotropy", Transactions of the ASME, 120: 306-315.
- Louthan, M.R., (1992), "Tensile Testing of Metals and Alloys", Tensile Testing – edited by Han, P., American Society for Metals, Metals Park, Ohio.
- Marciniak, Z. ve Duncan, J., (1992), Mechanics of Sheet Metal Forming, Edward Arnold, London.
- Melnick, L.M., (1957), "Analytical Chemistry of the Elements Affecting Deep Drawing Qualities of Carbon Steel", Deep Drawing Steels, Proceedings of Regional Meeting, 18-19 March 1957, Detroit.
- Mielnik, E.M., (1992), Metalworking Science and Engineering, McGraw-Hill, New York.
- Morgan, E.R. ve Shyne, J.C., (1957), "Control of Strain Aging in Steels – Theory and Practice", Deep Drawing Steels, Proceedings of Regional Meeting, 18-19 March 1957, Detroit.
- Newby, J.R., (1978), "Formability of Steel Sheet", Metals Handbook – Vol. 1 (Properties and Selection: Iron and Steels), American Society for Metals, Metals Park, Ohio.
- Rao, K.P. ve Sing, W.M., (2000), "On the Prediction of the Effect of Process Parameters upon Forming Limit Strains in Sheet Metals", International Journal of Mechanical Sciences, 42: 451-472.
- Richards, P.N., (1981a), "Forming and Drawing of Sheet Steel - Part 1", Sheet Metal Industries, October: 784-790.
- Richards, P.N., (1981b), "Forming and Drawing of Sheet Steel - Part 2", Sheet Metal Industries, November: 784-790.
- SAE J126, (1981), "Selecting and Specifying Hot and Cold Rolled Steel Sheet and Strip", SAE Recommended Practice.
- SAE J863, (1981), "Methods of Determining Plastic Deformation in Sheet Metal Stampings", SAE Recommended Practice.
- SAE J877, (1968), "Properties of Low Carbon Steel Sheet and Strip and Their Relationship to Formability", SAE Information Report.
- Sowerby, R., Karima, M. ve Chakravarti, P.C., (1982), Journal of Mechanical Working Technology, 6: 35-50.

Taylor, B., (1985), "Sheet Formability Testing", Metals Handbook – Vol. 8 (Mechanical Testing), American Society for Metals, Metals Park, Ohio.

The ASM Committee on Carbon and Alloy Steels, (1978), "Low-Carbon Steel Sheet and Strip", Metals Handbook – Vol. 1 (Properties and Selection: Iron and Steels), American Society for Metals, Metals Park, Ohio.

TS 205, (1977), "Metalik Malzemelerin Eğme ve Katlama Deneyleri", Türk Standartları Enstitüsü.

TS 271, (1965), "Metalik Sac ve Bandların Çökertme Muayenesi (Erichsen Muayenesi)", Türk Standartları Enstitüsü.

Warwick, J.O. ve Alexander, J.M., (1962-3), "Prediction of the Limiting Drawing Ratio from the Stress/Strain Curve", Journal of the Institute of Metals, 91 :1-10.

Yurci, M.E., (1991), Talaşsız Şekil Verme Analizleri ve Gelişmeler – 1, Yüksek Lisans Ders Notları.

Yurci, M.E., (1997a), Talaşsız Şekil Verme, Yıldız Teknik Üniversitesi Yayınları, İstanbul.

Yurci, M.E., (1997b), Kalıp İmal Tekniği, Yıldız Teknik Üniversitesi Yayınları, İstanbul.

ÖZGEÇMİŞ

Doğum tarihi	25.10.1976	
Doğum yeri	Silifke	
Lise	1990 – 1993	Bursa Erkek Lisesi
Lisans	1993 – 1997	Yıldız Teknik Üniversitesi Makina Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü
Yüksek Lisans	1998 – 2001	Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makina Müh. Anabilim Dalı, İmal Usulleri Programı

Çalıştığı kurumlar

2000- Devam ediyor YTÜ Makine Fakültesi Araştırma Görevlisi

