

**T.C.
SAKARYA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**ANİZOTROPİK PLASTİK AKMA YÜZEYİNE DAYALI SAYISAL
HASAR MODELİNİN GELİŞTİRİLMESİ VE DENEYSEL
DOĞRULAMASI**

DOKTORA TEZİ

Toros Arda AKŞEN

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Tasarım ve İmalat Bilim Dalı

HAZİRAN 2023

**T.C.
SAKARYA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**ANİZOTROPİK PLASTİK AKMA YÜZEYİNE DAYALI SAYISAL
HASAR MODELİNİN GELİŞTİRİLMESİ VE DENEYSEL
DOĞRULAMASI**

DOKTORA TEZİ

Toros Arda AKŞEN

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Tasarım ve İmalat Bilim Dalı

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Mehmet FIRAT

HAZİRAN 2023

Toros Arda AKŞEN tarafından hazırlanan “Anizotropik plastik akma yüzeyine dayalı sayısal hasar modelinin geliştirilmesi ve deneysel doğrulaması” adlı tez çalışması 20.06.2023 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oy birliği ile Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makina Mühendisliği Anabilim Dalı **Makina Tasarım ve İmalat** Bilim Dalı’nda Doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

Tez Jürisi

Jüri Başkanı :	Prof. Dr. Mehmet FIRAT (Danışman)
	Sakarya Üniversitesi
Jüri Üyesi :	Doç. Dr. Ahmet Çağatay ÇİLİNGİR
	Sakarya Üniversitesi
Jüri Üyesi :	Doç. Dr. Emre ESENER
	Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi
Jüri Üyesi :	Doç. Dr. Oğuzhan DEMİR
	Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi
Jüri Üyesi :	Dr. Öğr. Uyesi Bora ŞENER
	Yıldız Teknik Üniversitesi

ETİK İLKE VE KURALLARA UYGUNLUK BEYANNAMESİ

Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Lisansüstü Eğitim-Öğretim Yönetmeliğine ve Yükseköğretim Kurumları Bilimsel Araştırma ve Yayın Etiği Yönergesine uygun olarak hazırlamış olduğum “ANİZOTROPİK PLASTİK AKMA YÜZEYİNE DAYALI SAYISAL HASAR MODELİNİN GELİŞTİRİLMESİ VE DENEYSEL DOĞRULAMASI” başlıklı tezin bana ait, özgün bir çalışma olduğunu; çalışmamın tüm aşamalarında yukarıda belirtilen yönetmelik ve yönergeye uygun davrandığımı, tezin içerdiği yenilik ve sonuçları başka bir yerden almadığımı, tezde kullandığım eserleri usulüne göre kaynak olarak gösterdiğimi, bu tezi başka bir bilim kuruluna akademik amaç ve unvan almak amacıyla vermediğimi ve 20.04.2016 tarihli Resmi Gazete’de yayımlanan Lisansüstü Eğitim ve Öğretim Yönetmeliğinin 9/2 ve 22/2 maddeleri gereğince Sakarya Üniversitesi’nin abonesi olduğu intihal yazılım programı kullanılarak Enstitü tarafından belirlenmiş ölçütlere uygun rapor alındığını, çalışmamla ilgili yaptığım bu beyana aykırı bir durumun ortaya çıkması halinde doğabilecek her türlü hukuki sorumluluğu kabul ettiğimi beyan ederim.

(20/06/2023).

Toros Arda AKŞEN

Eşim Gülfer ve Kızım İnci'ye

TEŞEKKÜR

Doktora eğitimim boyunca bana her zaman yardımcı olan, ilgisini ve desteğini hiçbir zaman esirgemeyen danışman hocam sayın Prof. Dr. Mehmet FIRAT'a teşekkür ederim. Ayrıca bu süreç boyunca destekleri için Dr. Süphan ERCAN'a teşekkürü bir borç bilirim.

Tez izleme komitemde bulunan ve tezimin gelişmesinde katkılar sunan Doç. Dr. Ahmet Çağatay ÇİLİNGİR ve Doç. Dr. Emre ESENER'e teşekkür ederim. Tez izleme jürim dışında ayrıca tez savunma jürimde bulunan Doç. Dr. Oğuzhan DEMİR ve Dr. Öğr. Üyesi Bora ŞENER'e doktora tezimin gelişmesi için yapmış olduğu katkılardan dolayı teşekkür ederim. Tezimin geliştirilmesi açısından katkıda bulunan Doç. Dr. Osman Hamdi METE'ye de ayrıca teşekkür ederim.

Tezimin içeriğinde bulunan endüstriyel kare kap çekme işlemi hususunda katkılarından dolayı ÖZTİRYAKİLER firmasına teşekkür ederim. Ayrıca bu tez Yıldız Teknik Üniversitesinin Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi tarafından desteklenmiştir (Proje kodu FBA-2019-3721). Bu sebeple Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimine teşekkür ederim.

Doktora sürecim boyunca benden manevi desteğini esirgemeyen eşim Gülfer AKŞEN, annem İffet AKŞEN ve ağabeyim Afşar Tuna AKŞEN'e ayrıca teşekkür ederim.

Toros Arda AKŞEN

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ETİK İLKE VE KURALLARA UYGUNLUK BEYANNAMESİ	v
TEŞEKKÜR	ix
İÇİNDEKİLER	xi
KISALTMALAR	xiii
SİMGELER	xv
TABLO LİSTESİ	xvii
ŞEKİL LİSTESİ	xix
ÖZET	xxiii
SUMMARY	xxv
1. GİRİŞ	1
1.1. Literatür Özeti	4
1.2. Tez Çalışmasının Amacı ve ana Hatları	11
2. PLASTİSİTE MODELİ	15
2.1. Akma Fonksiyonu	15
2.2. Akma ve Pekleşme Kuralları	25
3. MEKANİK TESTLER	29
3.1. Mekanik Testler	29
3.1.1. Tek eksenli çekme testi	29
3.1.2. Nakajima testi ve şekillendirme sınır diyagramı	32
3.1.2. Delik genişletme testi ve delik genişleme oranı	36
3.2. Endüstriyel Derin Çekme İşlemi (Kap Çekme)	39
3.3. Değerlendirme	40
4. SÜNEK KIRILMA TEORİLERİ	41
4.1. Analitik Yöntemler	41
4.2. Boşluk Büyümesini Dikkate Alan Yöntemler	45
4.3. Mikromekanik Yöntemler	48
4.4. Ampirik Yöntemler	50
5. SAYISAL UYGULAMALAR	59
5.1. Literatür Uygulamaları	59
5.1.1. DP600 çeliğinde ŞSE'nin sayısal tahmini	59
5.1.1.1. DP600 çeliğinin malzeme karakterizasyonu	60
5.1.1.2. Nakajima testinin sonlu elemanlar modeli ve ŞSE tahmini	64
5.1.2. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin delik genişletme testleri	68
5.1.2.1. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin malzeme karakterizasyonu	69
5.1.2.2. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin kenar yırtılma tahminleri	74
5.1.3. AA6016-O alaşımının delik genişletme testi	77
5.1.3.1. AA6016-O alüminyum alaşımının malzeme karakterizasyonu	79
5.1.3.2. AA6016-O alüminyum alaşımının kenar yırtılma tahmini	81
5.1.4. AISI304 çeliğinin derin çekme işlemi (Dikdörtgen kap çekme)	84

5.1.4.1. AISI304 çeliğinin malzeme karakterizasyonu	86
5.1.4.2. AISI304 çeliğinin derin çekme analizi	90
5.1.5. AA6016-T4 alaşımının derin çekme işlemi (ESAFORM 2021).....	94
5.1.5.1. AA6016-T4 alüminyum alaşımının malzeme karakterizasyonu.....	95
5.1.5.2. İdeal zımba-kalıp boşluğunun (clearance) belirlenmesi.....	98
5.2. DP600 ve DP800 Çeliklerinin Deneysel ve Sayısal Olarak Kenar Yırtılma Hasarının İncelenmesi (Konik Zımba Konfigürasyonlu Delik Genişletme Testleri)	102
5.2.1. DP600 ve DP800 çeliklerinin malzeme karakterizasyonu	104
5.2.2. DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme analizleri	111
5.3. Değerlendirme	114
6. GERİLME ÜÇEKSENLİLİĞİ VE LODE PARAMETRELERİNİN ETKİLERİNİ İÇEREN SÜNEK KIRILMA KRİTERLERİNİN KENAR YIRTILMA TAHMİN PERFORMANSI.....	115
6.1. Gerilme Üçeksenliliği ve Lode Parametrelerinin etkilerini Dikkate Alan Sünek Kırılma Kriterlerinin Kalibrasyonu ve Analitik Tahminleri	116
6.2. Sünek Kırılma Kriterlerinin Kenar Yırtılma Tahmin Performansı	126
6.3. Değerlendirme	130
7. DEĞERLENDİRMEVE ÖNERİLER.....	133
KAYNAKLAR.....	143
EKLER	153
ÖZGEÇMİŞ.....	173

KISALTMALAR

AA	: Alüminyum alaşımı
ÇEÇ	: Dengeli çift eksenli çekme
CP	: Complex (Kompleks)
DGT	: Delik genişletme testi
DGO	: Delik genişleme oranı
DP	: Dual phase (Çift fazlı)
KHP	: Kritik hasar parametresi
KŞSE	: Kırılma şekillendirme sınır eğrisi
SÇT	: Standart çekme testi
SEY	: Sonlu elemanlar yöntemi
ŞSE	: Şekillendirme sınır eğrisi
TRIP	: Transformation-induced plasticity (Dönüşüm tetikli plastisite)
TWIP	: Twinning-induced plasticity (Filizlenme tetikli plastisite)
VGM	: Boşluk büyüme modeli (Void Growth Model)

SİMGELER

a_{1-9}	: HomPol4 akma kriteri Parametreleri
a_1, a_2	: VGM Sünek Kırılma Kriteri Parametreleri
c_{1-3}	: DF2012 Sünek Kırılma Kriteri Parametreleri
C	: Kritik Hasar Parametresi [MPa], Mukavemet Katsayısı [MPa]
C_{1-6}	: Barlat91 akma kriteri parametreleri
E	: Elastisite Modülü
F,G,H,L,M,N	: Hill48 akma kriteri parametreleri
L	: Lode Parametresi
p	: Pekleşme Üsteli
r_θ	: θ yönündeki Lankford Katsayısı (r-değeri)
S_{ij}	: Deviatorik Gerilme Tensörü
$\mathbf{T}_1, \mathbf{T}_2$: Transformasyon Matrisleri
γ	: İzafi Yoğunluk
$\epsilon_{eşd}, \bar{\epsilon}$: Eşdeğer Gerinim
$\bar{\epsilon}_{p,k}$: Eşdeğer Plastik Kırılma Gerinimi
ϵ_{ij}	: Cauchy Gerinim Tensörü
ϵ'_{ij}	: Plastik Gerinim Tensörü
η	: Gerilme Üçeksensliliği
θ	: Malzeme Oryantasyon Açısı, Lode Açısı
σ_0, σ_{ak}	: Akma gerilmesi [MPa]
σ_{1-3}	: Asal Gerilmeler [MPa]
σ'_{1-3}	: Deviatorik Asal Gerilmeler [MPa], Asal Eksenlerin Transformasyonu
σ_b	: Çift Eksenli Yükleme Durumundaki Akma Gerilmesi [MPa]
$\sigma_{eşd}$: Eşdeğer Gerilme [MPa]
σ_m	: Ortalama Gerilme [MPa]
σ_θ	: θ Yönündeki Akma Gerilmesi [MPa]
$\bar{\sigma}_\theta$: θ Yönündeki Normalize Akma Gerilmesi
σ_{ij}	: Cauchy Gerilme Tensörü

TABLO LİSTESİ

Sayfa

Tablo 2.1. Hill48 akma kriteri için anizotropi katsayılarının belirlenmesi.	17
Tablo 5.1. DP600 çeliğinin mekanik özellikleri.....	61
Tablo 5.2. Ağ hassasiyet çalışmasında kullanılan modellerin eleman sayıları.	62
Tablo 5.3. Elde edilen KHP değerleri.	64
Tablo 5.4. Farklı yönlere göre elde edilen anizotropi katsayıları ve akma gerilmeleri.	69
Tablo 5.5. Swift pekleşme parametreleri.....	69
Tablo 5.6. TRIP590 ve TWIP940 çelikleri için HomPol4 anizotropi parametreleri. 70	
Tablo 5.7. Ağ yapısı hassasiyet çalışması için oluşturulan modellerin eleman sayıları.	72
Tablo 5.8. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin kritik hasar parametreleri (C_F) ve eşdeğer kırılma gerinimleri.	74
Tablo 5.9. Deneysel ve sayısal olarak elde edilen DGO değerlerinin karşılaştırılması.	75
Tablo 5.10. Çatlağın başladığı zıma yüksekliklerinin deneysel sonuçları ile sayısal tahmin değerlerinin karşılaştırılması.....	76
Tablo 5.11. AA6016-O alüminyum alaşımının farklı yönlere göre elde edilen anizotropi katsayıları ve akma gerilmeleri.....	77
Tablo 5.12. AA6016-O alaşımının Swift pekleşme parametreleri.....	78
Tablo 5.13. AA6016-O alaşımı için Hill48 katsayıları	79
Tablo 5.14. AA6016-O alaşımı için Barlat91 katsayıları.....	79
Tablo 5.15. AA6016-O alaşımı için HomPol4 katsayıları	79
Tablo 5.16. AISI304 çeliğinin farklı malzeme yönlerindeki akma gerilme oranları ve r-değerleri.....	86
Tablo 5.17. AISI304 çeliğinin HomPol4 parametreleri.	87
Tablo 5.18. AISI304 paslanmaz çeliğinin pekleşme parametreleri.....	88
Tablo 5.19. AA6016-T4 alüminyum alaşımının anizotropik özellikleri.....	95
Tablo 5.20. AA6016-T4 alaşımının pekleşme parametreleri.	95
Tablo 5.21. AA6016-T4 alüminyum alaşımı için elde edilen HomPol4 katsayıları. 96	
Tablo 5.22. Ağ yapısı hassasiyet çalışması için oluşturulan modellerin eleman sayıları ve KHP değerleri.....	97
Tablo 5.23. Çift fazlı çeliklerin akma gerilme oranları.....	104
Tablo 5.24. Çift fazlı çeliklerin farklı malzeme yönlerindeki r-değerleri.	104
Tablo 5.25. DP600 ve DP800 çeliklerinin HomPol4 parametreleri.....	105
Tablo 5.26. Çift fazlı çeliklerin pekleşme parametreleri.....	107
Tablo 5.27. Ağ hassasiyet çalışması için oluşturulan modellerin eleman sayıları. .	108
Tablo 5.28. DP600 ve DP800 çeliklerinin kritik hasar parametreleri.	110
Tablo 6.1. Sünek hasar kriterlerinin parametreleri.....	117

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1. Farklı örnek malzemelere ait hasara uğramış numuneler: (a) Nakajima testi. (b) delik genişletme testi.	2
Şekil 1.2. Sünek kırılma aşamaları.	3
Şekil 2.1. Temsili olarak çizdirilen izotropik bir akma yüzeyi.	16
Şekil 2.2. Plastik deformasyon esnasında plastik gerinim artımının yönü.	25
Şekil 2.3. İzotropik pekleşme kabulüne göre akma yüzeyinin değişimi.	26
Şekil 2.4. Kinematik pekleşme kabulüne göre akma yüzeyinin değişimi.	26
Şekil 3.1. Örnek bir malzeme için ve gerçek gerilme – gerinim grafikleri.	30
Şekil 3.2. AA6011-T4 alaşımına ait farklı doğrultularda ve dengeli çift eksenli çekme durumunda elde edilmiş akma eğrileri.	31
Şekil 3.3. Akma gerilmesinin tespiti.	32
Şekil 3.4. Örnek bir Nakajima test kalıbı.	33
Şekil 3.5. Örnek çeliklere ait ait yırtılmış Nakajima test numuneleri: (a) DP590, (b) DP780.	34
Şekil 3.6. (a) Dairesel ve karesel ızgaralardan ölçülen gerinimler için majör ve minör doğrultular. (b) Örnek bir malzemeye ait şekillendirme sınır eğrisi.	35
Şekil 3.7. (a) Örnek bir delik genişletme test şematığı. (b) Hasara uğramış örnek delik genişleme test numuneleri.	37
Şekil 3.8. Delik genişletme testinde kullanılabilen farklı zimba geometrileri.	38
Şekil 3.9. Derin çekme işleminin örnek bir şematığı.	39
Şekil 3.10. Derin çekme işleminde görülen kusurlar: (a) Kırışma. (b) Yırtılma. (c) Kulaklanma.	40
Şekil 4.1. Marciniak – Kuczynski modeline göre homojen ve süreksizlik bölgelerinin şematik temsili.	43
Şekil 4.2. Homojen ve homojen olmayan süreksizlik bölgelerinin davranışının akma yüzeyi üzerindeki gösterimi.	44
Şekil 4.3. Silindirik boşluğa sahip model.	46
Şekil 4.4. Basit çekme gerinimine maruz küresel boşluklu model.	47
Şekil 4.5. Deviatorik düzlem ve Lode açısı.	53
Şekil 4.6. Örnek bir malzemeye ait iki boyutlu kırılma yüzeyi.	56
Şekil 5.1. Nakajima testi kalıp ve numune ölçüleri.	60
Şekil 5.2. Çekme testi numunesinin ölçüleri.	61
Şekil 5.3. Çekme testi simülasyonları için oluşturulan ağ yapıları: (a) Model 1. (b) Model 2. (c) Model 3.	62
Şekil 5.4. Farklı ağ yapılarından elde edilen gerilme – gerinim eğrileri.	63
Şekil 5.5. Sayısal ve deneysel kuvvet – uzama eğrilerinin karşılaştırılması.	50
Şekil 5.6. Kırılma başlangıcı için KHP'nin hesaplanması.	64
Şekil 5.7. Nakajima testinin sonlu eleman modeli.	65
Şekil 5.8. Sac taslağın ağ yapısı.	65

Şekil 5.9. Sayısal ve deneysel ŞS eğrilerinin karşılaştırılması.	66
Şekil 5.10. Farklı Nakajima numunelerinin kırılma başlangıç bölgeleri: dar bölge genişliği, (a) 20 mm. (b) 130 mm (c) 190 mm.	67
Şekil 5.11. Konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testinin geometrisi.	68
Şekil 5.12. HomPol4 kriteri ile tahmin edilen akma yüzeyleri: (a) TRIP590. (b) TWIP940.	70
Şekil 5.13. HomPol4 kriterinin akma gerilme oranları için analitik tahminleri: (a) TRIP590. (b) TWIP940.	71
Şekil 5.14. HomPol4 kriterinin r-değerleri için analitik tahminleri: (a) TRIP590. (b) TWIP940.	71
Şekil 5.15. Çekme testi analizleri için oluşturulan ağ yapıları: (a) Model 1. (b) Model 2. (c) Model 3.	72
Şekil 5.16. Ağ yapısı hassasiyet çalışmasından elde edilen mühendislik gerilme – gerinim eğrileri.	73
Şekil 5.17. Sayısal ve deneysel mühendislik gerilme ve gerinim eğrilerinin karşılaştırılması: (a) TRIP590. (b) TWIP940.	73
Şekil 5.18. Delik genişletme testinin sonlu elemanlar modeli.	74
Şekil 5.19. Potansiyel çatlak başlangıç bölgeleri: (a) TRIP590. (b) TRIP940.	75
Şekil 5.20. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin gerilme üçeksenliliği – eşdeğer gerinim eğrileri.	76
Şekil 5.21. Düz zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi şematiği	78
Şekil 5.22. AA6016-O alaşımı için farklı akma fonksiyonlarının ürettiği akma yüzeyleri	80
Şekil 5.23. AA6016-O alaşımı için farklı akma fonksiyonlarından sayısal olarak elde edilen r değeri ve akma gerilme oranları tahminleri: (a) r değerleri. (b) Akma gerilme oranları	80
Şekil 5.24 AA6016-O alaşımının DGT için oluşturulan SE modeli.	81
Şekil 5.25. Delik kenarı etrafındaki plastik iş dağılım tahminleri: (a) Mises. (b) Hill48. (c) Barlat91. (d) HomPol4. (e) Yırtılmış numune.	82
Şekil 5.26. Deneysel ve sayısal kalınlık gerinim dağılımlarının karşılaştırılması: (a) Haddelme yönü. (b) Diyagonal yön. (c) Hadde yönüne dik yön.	84
Şekil 5.27. Dikdörtgen kap çekme test aparatı.	85
Şekil 5.28. (a) Derin çekme işleminin kalıp ölçüleri. (b) Zımba ve sac taslağın düzlemsel ölçüleri.	86
Şekil 5.29. AISI304 çeliği için elde edilen analitik HomPol4 tahminleri: (a) Akma gerilme oranları. (b) r-değeri. (c) Akma yüzeyi.	87
Şekil 5.30. AISI304 çeliği için: (a) Haddelme yönü için ortalama kuvvet deplasman eğrisi. (b) Eğri uydurma yöntemiyle elde edilen akma eğrisi.	88
Şekil 5.31. Ağ yapısı hassasiyet çalışmasından elde edilen kuvvet-uzama eğrileri. .	89
Şekil 5.32. AISI304 çeliği için şişirme testinden elde edilen gerilme-gerinim eğrisi ve plastik iş değeri.	89
Şekil 5.33. AISI304 çeliğinin derin çekme işleminin sonlu elemanlar modeli.	90
Şekil 5.34. Derin çekme işlemi sonucunda (a) tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP, (b) şişirme testinden elde edilen KHP değerleri kullanılarak gözlemlenen yırtılma başlangıç bölgeleri.	91
Şekil 5.35. AISI304 çeliğinin derin çekme işleminde farklı KHP değerlerinden elde edilen eşdeğer plastik gerinim ve kalıp deplasman sonuçları.	92
Şekil 5.36. Sayısal ve deneysel yırtılma başlangıç bölgeleri.	93
Şekil 5.37. ESAFORM 2021 derin çekme prosesinin kalıp ölçüleri.	94

Şekil 5.38. AA6016-T4 alaşımının akma eğrisi.....	95
Şekil 5.39. AA6016-T4 alaşımı için elde edilen analitik HomPol4 tahminleri: (a) r- değeri. (b) akma gerilme oranları. (c) Akma yüzeyi.....	96
Şekil 5.40. Farklı ağ modellerinin sayısal kuvvet deplasman sonuçları.....	97
Şekil 5.41. ESAFORM 2021 AA6016-T4 alaşımının derin çekme işleminin Marc programında oluşturulmuş SE modeli.....	98
Şekil 5.42. Zimba-kalıp boşluğuna girmemiş sac etek bölümünün kalınlık değerleri (İlgili simülasyon adımı için).....	99
Şekil 5.43. Farklı zimba-kalıp boşluk mesafeleri için elde edilen zimba kuvvet – deplasman grafikleri.....	99
Şekil 5.44. (a) 1,2 mm. (b) 1,3 mm. (c) 1,4 mm zimba-kalıp mesafesi için plastik iş dağılımları.	100
Şekil 5.45. Delik delme işleminde kullanılan eksantrik pres ve delme kalıbı.	102
Şekil 5.46. Delik genişletme test cihazı.....	102
Şekil 5.47. (a) Zimba ve kalıp. (b) Numunenin kalıba yerleştirilmesi.	103
Şekil 5.48. Delik genişletme test kalıplarının ölçüleri.	103
Şekil 5.49. Instron çekme testi cihazı ve test numunesinin ölçüleri.....	104
Şekil 5.50. HomPol4 kriteri ile tahmin edilen akma yüzeyleri: (a) DP600. (b) DP800.	105
Şekil 5.51. HomPol4 kriterinin akma gerilme oranları için analitik tahminleri: (a) DP600. (b) DP800.....	105
Şekil 5.52. HomPol4 kriterinin r-değerleri için analitik tahminleri: (a) DP600. (b) DP800.....	106
Şekil 5.53. (a) DP600 çeliğinin farklı derecelerden polinomsal eğri uydurma yöntemiyle gerçekleştirilen kuvvet-deplasman tahminleri. (b) 50. dereceden eğri uydurma yöntemle gerçekleştirilen tahminin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.	107
Şekil 5.54. Eğri uydurma yöntemiyle elde edilen akma eğrileri: a) DP600. (b) DP800.	107
Şekil 5.55. Çekme testi analizleri için oluşturulan ağ yapıları: (a) 960. (b) 6240. (c) 43008 eleman.	108
Şekil 5.56. Ağ yapısı hassasiyet çalışmasından elde edilen kuvvet-uzama eğrileri. 109	
Şekil 5.57. Sayısal ve deneysel kuvvet-uzama eğrilerinin karşılaştırılması: (a) DP600. (b) DP800.....	109
Şekil 5.58. DP600 ve DP800 çelikleri için gerçekleştirilen delik genişletme testinin sonlu elemanlar modeli.	110
Şekil 5.59. Çatlağın meydana geldiği zimba yükseklikleri: (a) DP600. (b) DP800. 111	
Şekil 5.60. Delik genişleme oranları (DGO) (a) DP600. (b) DP800.....	111
Şekil 5.61. DP600 ve DP800 çeliklerinin tek eksenli çekme ve delik genişletme testleri simülasyonlarından elde edilen gerilme üçeksenliliği – eşdeğer gerinim eğrileri.	112
Şekil 5.62. DP600 çeliği için hasarın meydana geldiği açı değeri a) Deney, b) SEY.	113
Şekil 5.63. DP800 çeliği için hasarın meydana geldiği açı değeri: (a) Deney. (b) SEY.	113

Şekil 6.1. Çift fazlı çeliklerin iki boyutlu kırılma yüzeyleri: (a) DP600. (b) DP800.	117
Şekil 6.2. Sünek hasar kriterlerinin DP600 çeliği için üç boyutlu kırılma yüzey tahminleri: (a) Plastil iş. (b) VGM. (c) DF2012.....	119
Şekil 6.3. Sünek hasar kriterlerinin DP800 çeliği için üç boyutlu kırılma yüzey tahminleri: (a) Plastil iş. (b) VGM. (c) DF2012.....	120
Şekil 6.4. Asal gerilme eksen takımlarının ilk pozisyonu ve hidrostatik eksen ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$).	121
Şekil 6.5. Asal eksen takımının σ_2 eksenini etrafında 45° döndürülmesi.	122
Şekil 6.6. Asal eksen takımının σ_1 eksenini etrafında 35.26° döndürülmesi.....	122
Şekil 6.7. Sünek kırılma kriterlerinin DP600 çeliği için farklı gerilme üçeksenlilik katmanlarında π düzlemi üzerinde tahmin ettiği kırılma gerinim yüzeyleri: (a) $\eta=0$. (b) $\eta=0.33$. (c) $\eta=0.66$	124
Şekil 6.8. Sünek kırılma kriterlerinin DP800 çeliği için farklı gerilme üçeksenlilik katmanlarında π düzlemi üzerinde tahmin ettiği kırılma gerinim yüzeyleri: (a) $\eta=0$. (b) $\eta=0.33$. (c) $\eta=0.66$	125
Şekil 6.9. Sünek hasar kriterlerinin çift fazlı çelikler için tahmin ettiği ŞS eğrileri: (a) DP600. (b) DP800.	126
Şekil 6.10. (a) DP600. (b) DP800 için elde edilen zımba stroke değerleri.....	127
Şekil 6.11. (a) DP600. (b) DP800 için elde edilen DGO değerleri.....	128
Şekil 6.12. DP600 çeliği için elde edilen sayısal ve deneysel çatlak oluşum yönleri: (a) Deney, b) Plastik iş. (c) VGM. (d) DF2012.	129
Şekil 6.13. DP800 çeliği için elde edilen sayısal ve deneysel çatlak oluşum yönleri: (a) Deney, b) Plastik iş. (c) VGM. (d) DF2012.	130

ANİZOTROPİK PLASTİK AKMA YÜZEYİNE DAYALI SAYISAL HASAR MODELİNİN GELİŞTİRİLMESİ VE DENEYSEL DOĞRULAMASI

ÖZET

Otomotiv, havacılık ve uzay sanayileri gibi büyük endüstriler büyük oranda sac metalden üretilen ürünlerinin seri üretimine bağlıdır. Dolayısıyla sac şekillendirme proseslerinde meydana gelen bir hasarın doğrudan maliyete, malzeme kaybına ve üretimde hız düşüşüne sebebiyet verdiği bilinmektedir. Bu sebeple, bu hasarların önceden tahmin edilebilmesi, bu hasarların önlenmesi hususunda büyük bir rol üstlenmektedir. Gerçekleştirilen bu tahminlere göre sac taslak üzerinde şekilsel optimizasyonlar, kalıp ölçülerinde geliştirmeler, pot çemberi kuvveti üzerinde optimizasyonlar vb. yapılabilmektedir.

Günümüzde ortaya çıkan bir diğer gereksinim ise, özellikle otomotiv endüstrisinde yakıt emisyonunun düşürülmesi ve buna bağlı olarak hava kirliliğinin azaltılmasıdır. Bu durum büyük oranda otomotiv sanayisinde kullanılan parçaların hafifletilmesine bağlıdır. Bu durum, yüksek mukavemete sahip ve şekillendirilebilirliği yüksek parçaların kullanılması gerekliliğinin yanında, otomobil parçalarının önceden kullanılan konvansiyonel malzemelere göre de hafif olması gerekliliği doğurmaktadır. Bu açıdan da yeni nesil çelikler ve alüminyum alaşımları öne çıkmaktadır.

Bu tez kapsamında bir malzeme modeli geliştirilmiştir ve geliştirilen bu model kullanıcı tanımlı bir malzeme alt programı vasıtasıyla implisit bir algoritmaya sahip olan Marc sonlu elemanlar yazılımına entegre edilmiştir. Mevcut malzeme modeli gelişmiş bir plastisite modelinden ve farklı sünek kırılma kriterlerinden oluşmaktadır. Geliştirilen bu modelin hasar tahmin performansı, birbirinden farklı malzemelerin Nakajima testleri, delik genişletme testleri, kare ve silindirik kap çekme işlemleri gibi şekillendirme testlerinde ve uygulamalarında incelenmiştir. Çelik malzemeler için ağırlıklı olarak yeni nesil çelikler kullanılmış olup, bunların yanında AISI304 paslanmaz çeliği de incelenmiştir. Alüminyum alaşımları için ise AA6016-O ve AA6016-T4 malzemelerinin şekillendirme işlemleri incelenmiştir.

Çalışma kapsamında kullanılan bütün sac malzemelerinin akma yüzeyinin sınırlarının belirlenmesi için dördüncü dereceden homojen polinom tipi bir akma fonksiyonu kullanılmıştır. İlk aşamada gelişmiş bir kriter olan homojen polinom tip akma fonksiyonunun, yırtılma başlangıç tahmin kabiliyeti üzerindeki etkisini değerlendirmek amacıyla genelleştirilmiş plastik iş sünek kırılma kriteri kullanılmıştır. Çalışmanın ileri aşamasında ise mevcut akma fonksiyonu, gerilme üçeksenliliğini dikkate alan VGM kriteri ve hem gerilme üçeksenliliğini hem de Lode parametresini dikkate alan DF2012 kriteri kullanılarak yırtılma başlangıç tahmin performansı üzerindeki gelişme incelenmiştir.

Plastik iş kriteri kullanılarak yürütülen çalışmalarda, kritik hasar parametreleri standart tek eksenli çekme testlerinden elde edilmiştir. Bu kriter kullanılarak yürütülen

çalışmalarda tahmin performansının, boyun verme durumunun gözlemlenmesiyle artışa geçen gerilme üçeksenliliğinden olumsuz etkilendiğı görölmüştür. Ancak kayda değer bir kararsızlık sergilemeyen malzemelerde polinom tipi akma fonksiyonunun plastik iş kriteri ile kullanımının başarılı sonuçlar verdiğı de görölmüştür. VGM ve DF2012 kriterleri kullanılarak elde edilen sonuçlar doğrultusunda, gerilme üçeksenliliğini ve Lode parametresinin etkisini dikkate alan sünek kırılma kriterlerinin şekillendirme proseslerindeki tahmin kabiliyetini arttırdığı görölmüştür. Bunun yanında, akma fonksiyonunun yırtılma başlangıcının açısız lokasyonunun tahmininde daha baskın olduğu ve homojen polinom tipi akma fonksiyonunun bu açıdan başarılı olduğu görölmüştür.

DEVELOPMENT AND EXPERIMENTAL VALIDATION OF A NUMERICAL DAMAGE MODEL BASED UPON AN ANISOTROPIC PLASTIC YIELD CRITERION

SUMMARY

Several industries, such as automotive, aerospace, and beverage, rely highly on sheet metal products manufactured from the mass production of the sheet metal forming processes. Accordingly, a failure in these processes may lead to material loss, cost, and a sudden decrease in production rate. Failure prediction in these processes has a crucial role so as to prevent the failures. Based on the failure predictions in such processes, shape optimization may be performed on the sheet blank, some dimensional decisions may be made on the die tools, and the blank holder forces may be optimized.

Other issues on which the automotive industry is especially focused are decreasing air pollution and improving fuel usage efficiency. In this regard, reducing the weight of the auto bodies is the dominant factor. This situation induces the usage of lighter materials that should also exhibit high ductility and strength, rather than conventional materials in the automotive industry. In this regard, advanced high-strength steels along with the aluminum alloys are at the forefront since their usage in the automotive industry is highly increased in recent years. The advanced high-strength steels fulfill the abovementioned requirements owing to their complex microstructure. The complex microstructure of these steels provides remarkable features. However, this situation also affects the failure mechanism. As for aluminum alloys, these materials have a higher strength-to-density ratio.

The sheet metals undergo different processes, such as rolling and thermomechanical processes. Correspondingly, a deformation-induced anisotropy is developed for sheets, and this situation affects the failure behaviors of the materials. In particular, the characterization of the material's anisotropy is essential for determining the directional location of the failure. This issue brings about a proper yield locus definition and accurate plasticity modeling.

By definition, the plasticity model could not provide information on fracture strain. In order to predict the fracture strain, a fracture model is required, and these models can be categorized into different branches, including analytical models, void growth models, micromechanical models, continuum mechanic models, and empirical models. Among them, the empirical models are highly suitable for engineering applications. Owing to their simple form, these models can be incorporated into finite element solvers.

Within this scope, a material model is developed, which involves a sophisticated plasticity model along with different ductile fracture models. This model was incorporated into the Marc commercial finite element software through a user-defined material subroutine called Hypela2. The fracture prediction performance of the

implemented model was tested in different forming tests and processes for different materials, including advanced high-strength steels, stainless steel, and aluminum alloys. The dual-phase, transformation-induced plasticity, the twinning-induced plasticity steels were considered as advanced high-strength steels, AISI304 steel was considered as stainless steel, and AA6016 alloys were regarded as aluminum alloys. Forming limit curve predictions from Nakajima tests, hole expansion tests with conical punch configuration, and the cup-deep drawing processes were taken into consideration as formability tests and the forming processes in this thesis.

The plasticity model employed in the fracture prediction for sheet forming tests and processes contains a fourth-order homogeneous polynomial-based yield criterion to describe the yield surface's bound between the plastic and elastic regions in stress space. Besides, the associated flow rule describes the plastic flow's direction, and the hardening rule represents the behavior of the yield surface. The aforementioned plasticity model is employed in the first stage coupled with the generalized plastic work ductile fracture model. The generalized plastic work criterion is a fundamental model and does not include the hydrostatic pressure and the Lode parameter effects. Hence, the fracture prediction performance improvement with the polynomial-based criterion was evaluated in different forming processes. The damage indicator values of the generalized plastic work criterion were obtained from the uniaxial tensile test simulations. It was noticed that the instability influenced the accuracy of the damage indicator in the uniaxial tensile test simulations, and the triaxial stresses occurring in the necking region had an adverse influence on the determined damage indicator's precision.

On the other hand, the generalized plastic work criterion in conjunction with the homogeneous polynomial-based yield criterion may provide a better agreement for the materials exhibiting ignorable instability. Moreover, the determination of the damage indicator from a physical test, in which the stress state is similar to the failure zone of the sheet in the related forming process, may lead to accurate prediction performance.

The material model adopted in the present thesis was also tested in the clearance design in a circular cup drawing process. A convenient clearance value was evaluated through the implemented model considering the force-stroke response of the punch and the plastic work distribution in the perimeter of the blank sheet.

In the second stage, the fracture prediction performance of the polynomial criterion coupled with the enhanced ductile fracture models was assessed. These models are the VGM criterion which involves only the stress triaxiality effect, and the DF2012 criterion, which involves both the stress triaxiality and Lode parameter's effects concurrently. The performances of these ductile fracture criteria were investigated in two-dimensional fracture locus, three-dimensional fracture locus, strain envelopes on the deviatoric π plane, and the forming limit curve predictions.

The prediction performances of both VGM and DF2012 criteria were tested in hole expansion tests of two dual-phase steel sheets. For both criteria, a significant enhancement was observed in punch stroke and hole expansion ratio predictions when compared to the generalized plastic work fracture model. It was also noticed that the stress triaxiality effect is more dominant than the Lode parameter effect in the conical punch configuration of hole expansion test. Nevertheless, the effect of the Lode

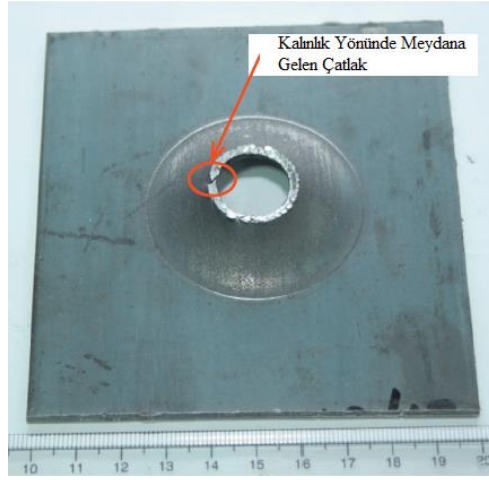
parameter may appear in different formability tests and forming processes such as Nakajima tests or deep drawing process.

1. GİRİŞ

Sac metal şekillendirme prosesleri, sac taslağın herhangi bir hasara uğramadan istenilen son şekle ulaşmasını sağlamaktadır. Bu prosesler, sacın haddelenmesi, kesilip işlenmesi gibi birçok ön hazırlık işlemini de kapsamaktadır [1]. Derin çekme, bükme veya kenar gerdirmeye gibi işlemler ise nihai şekillendirme adımları olup sacın farklı bölgelerinin farklı gerilme şartlarının etkisi altında kalmasına sebebiyet verir. Tüm bu süreçte, sac malzemesinin mekanik özellikleri, anizotropisi, sürtünme, kalıp ölçüleri ve daha birçok parametre, sac metalin şekillendirilebilme başarısını etkilemektedir [2, 3]. Şekillendirme işlemleri esnasında meydana gelebilecek boyun verme, çatlak oluşumu veya yırtılma gibi hasarlar üretim hızını ve maliyeti doğrudan ve olumsuz bir yönde etkilemektedir. Bundan dolayı, sac şekillendirme işlemlerinde hasar tahmini, araştırmacılar tarafından önem verilen cezbedici bir konudur. Sac şekillendirme proseslerinde meydana gelebilecek hasarları öngörmek ise şekillendirilebilirlik testleriyle mümkün olmaktadır. Bu testler, tek eksenli çekme testinden farklı olarak malzemenin farklı yükleme şartları altında zorlanabileceği sınır şekil değişim değerlerinin belirlenmesini sağlamaktadır. Otomotiv ve havacılık endüstrilerinde kullanılan mühendislik malzemelerinin üretim safhasının dışında, kullanıldığı mühendislik yapısının çalışması esnasında da birbirinden farklı yükleme şartlarına maruz kaldığı dikkate alındığında bu testlerin önemi daha net anlaşılabilir. Nakajima testi, delik genişleme testleri bu testlerden bazılarıdır. Nakajima testi, malzemenin farklı gerilme durumları için lokal boyun verme sınırını gösteren şekillendirme sınır eğrisinin (ŞSE) elde edilmesi amacıyla gerçekleştirilir [4]. Delik genişleme testi ise malzemenin kenar yırtılma sınırının elde edilmesi amacıyla gerçekleştirilmektedir [5]. Nakajima testinde ve delik genişletme testinde hasara uğramış örnek malzemelere ait numuneler Şekil 1.1’de gösterilmektedir.



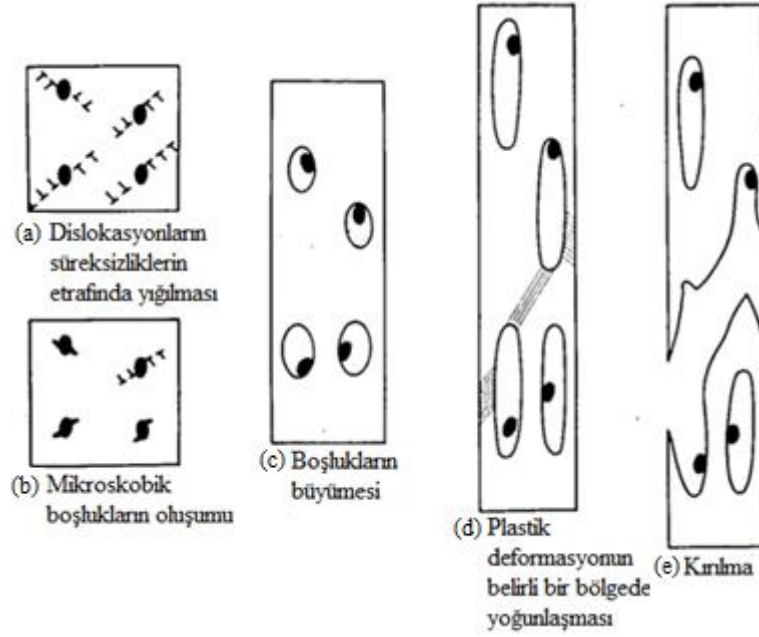
(a)



(b)

Şekil 1.1. Farklı örnek malzemelere ait hasara uğramış numuneler: (a) Nakajima testi [6]. (b) delik genişletme testi [7].

Tüm bu testlerde malzeme anizotropisi önemli bir role sahiptir ve hasarın gerçekleşebileceği potansiyel bölgeleri belirler [1, 8]. Bir başka önemli husus ise, hasar mekanizmasının, malzemenin gevrek veya sünek olmasına ve yükleme şartına göre bazı değişiklikler göstermesidir. Gevrek malzemeler kayda değer bir plastik şekil değişimine maruz kalmazlar ve oluşan çatlakın hızlı bir şekilde yayılması sonucu malzemede ani bir kırılma gözlemlenir. Bu durum gevrek malzemeleri kullanım açısından riskli bir gruba sokmaktadır. Sünek malzemelerde ise gözle görünür bir plastik deformasyon mevcuttur. Bu hasar türü, yayılı boyun verme ve lokal boyun verme evrelerini içerir. Plastik deformasyonun artmasıyla oluşan mikro boşluklar, plastik deformasyonun daha da artmasıyla büyürler. Boşlukların büyümesiyle, büyüyen boşlukların arasındaki mesafe de azalır. Boşluklar belirli bir büyüklüğe ulaştığında, plastik deformasyon boşlukların arasında yoğunlaşır, boşluklar arasında kayma bantları oluşur. Son olarak parça daha fazla deformasyonu kaldıramaz ve kırılır [9]. Sünek kırılma sürecinin gösteren örnek bir görsel Şekil 1.2’de gösterilmiştir.



Şekil 1.2. Sünek kırılma aşamaları [9].

Bilgisayar teknolojisinin ilerlemesi ile birlikte gerçekleştirilmesi maliyetli olan mekanik testler sayısal olarak modellenilebilmektedir. Sonlu elemanlar (SE) yöntemi olarak bilinen bu sayısal yöntem sayesinde malzemenin mekanik ve anizotropik özelliklerinin tanımlanması için bir malzeme modeli tanımlanmakta ve benzetim yapılmaktadır. Malzemenin plastisite modeli bu malzeme modelinin bir bileşenidir ve plastisite modelinin oluşturulabilmesi için üç temel kriterin tanımlanmasına ihtiyaç vardır. Bu kriterler sırasıyla akma fonksiyonu (akma kriteri), akış kuralı ve pekleşme kuralıdır. Akma fonksiyonu gerilme uzayında elastik ve plastik bölgeleri birbirinden ayıran akma yüzeyinin sınırlarını tanımlamaktadır. Akış kuralı gerilme artımı ile plastik gerinim artımı arasında bir ilişki kurar ve malzeme akışının yönünü belirler. Son olarak pekleşme kuralı, yukarıda bahsedilen akma yüzeyinin plastik deformasyona bağlı olarak değişimini inceler [10]. Malzemenin plastik davranışını isabetli bir şekilde tahmin edebilmek, gelişmiş bir malzeme modelinin kullanılması ile mümkündür. Bununla birlikte gelişmiş malzeme modellerinin kalibrasyonu için daha fazla mekanik teste ve buna bağlı olarak malzeme verisine ihtiyaç duyulmaktadır.

SE yazılımlarında bir hasar modelinin tanımlanabilmesi için ise farklı bir kalibrasyon prosedürüne ihtiyaç duyulmaktadır. Bazı ampirik modeller için gerekli hasar parametreleri sadece standart çekme testinden elde edilebilirken, özellikle son

dönemde önerilen bazı kriterler için farklı geometrik süreksizliklere sahip test numunelerin çekme testlerinden elde edilebilecek verilere ihtiyaç vardır [11-13]. Bu farklı geometrik süreksizliklere sahip numuneler, hidrostatik basınç ile gerilmenin deviatorik bileşenin üçüncü invaryantının malzeme sünekliği üzerindeki etkilerini dikkate almak amacıyla hazırlanmakta ve test edilmektedir [14-16]. Bu uygulamaya ihtiyaç duyulmasının temel sebebi ise bir otomobilde veya bir uçakta kullanılan bazı mekanik parçaların, imalat veya çalışma esnasında farklı zorlanma türlerine maruz kalmaları ve bu zorlanmalar sonucu parçalarda meydana gelen gerilme şartlarının, ilgili parçada çatlağın veya kırılmanın meydana geldiği gerinim değerini değiştirmesidir. Hidrostatik basınç etkisi gerilme üçeksenliliği ile ifade edilirken, gerilmenin deviatorik bileşenin üçüncü invaryantının etkisi ise Lode parametresi ile tanımlanmaktadır. Bu iki etki birlikte bir gerilme durumunu tanımlamaktadır. Dolayısıyla, aynı malzemedan imal edilen numunelerin farklı gerinim değerlerinde hasara uğramasına neden olan bu gerilme şartları, farklı gerilme üçeksenlilik ve Lode parametresi aralıklarına göre değerlendirilmektedir. Bununla birlikte, bu alanda çalışan firmalar için hem gelişmiş bir plastisite modeli hem de ileri seviyede bir sünek kırılma kriterinin tanımlanabilmesi amacıyla gerçekleştirilmesi gereken mekanik testler çok fazla zaman tüketmekle birlikte maliyetli olmaktadır. Ayrıca bu malzeme modellerinin kalibrasyonu da azımsanamayacak bir süreç ve teorik bilgi gerektirmektedir. Bu koşullar altında firmalar mevcut problemlerinin çözümüne yönelik pratik yaklaşımlara ihtiyaç duymaktadır. Bu kapsamda, hassas bir kırılma tahmini yapabilmesinin yanında, daha az testin gerçekleştirilmesine ihtiyaç duyularak kalibre edilebilen bir malzeme modeline ihtiyaç duyulmaktadır.

1.1. Literatür Özeti

Sac metallerin şekillendirilebilirlik sınırlarının tespiti için Nakajima testi veya delik genişletme testleri (DGT) gibi kapsamlı testler gerekmektedir. Nakajima testinde, şekillendirme süreci boyunca farklı gerilme şartlarına maruz kalan farklı numuneler mevcut iken, delik genişletme testinde test numunesi üzerinde radyal doğrultuda gerilme şartlarının değiştiği gözlemlenir. Nakajima testleri sonucunda malzemeye ait şekillendirme sınır eğrisi elde edilirken delik genişletme testinde ise en önemli çıktı

delik genişleme oranıdır. Parmar ve Mellor [17], delik genişletme testinde delik kenarından dış bölümüne doğru gidildikçe, gerilme durumunun tek eksenli çekme durumundan dengeli çift eksenli gerilme durumuna doğru hızlı bir şekilde değiştiğini belirtmiştir. Paul [18], farklı zımba geometrilerinin delik genişleme oranına (DGO) etkisini incelemiştir. Bu çalışmada, konik zımba kullanıldığında gerilme durumunun delik kenarından, kalıplar arasında tutulan bölümlerine doğru gidildikçe değişim gösterdiği ancak gerilme durumunun radyal yön boyunca tek eksenli çekme durumuna yakın kaldığı görülmüştür. Düz zımba kullanıldığında ise gerilme durumunun radyal yönde kısa bir mesafede düzlem gerinim durumuna ulaştığı gözlemlenmiştir. Bununla birlikte en yüksek delik genişleme oranının konik zımba ile elde edilebildiğini de belirtmiştir. Ayrıca, Paul başka bir çalışmasında [19, 20], delik genişleme testinde delik delme yönteminin delik genişleme oranını büyük oranda etkilediğini ve bu etkinin Nakajima testi ile tahmin edilemediğini de kaydetmiştir.

Yukarıda bahsedilen testlerde malzemenin anizotropisi büyük bir öneme sahiptir. Sayısal uygulamalarda ise malzeme anizotropisinin, doğru bir şekilde tanımlanması, hasar tahmin kabiliyeti açısından çok önemlidir. Kuwabara ve arkadaşları [21], çift fazlı çeliklerden DP780 çeliğinin kenar gerdirmesi sınırını Nakajima testiyle elde etmiş ve sonlu elemanlar analizleriyle doğrulamasını yapmıştır. Çalışmada yazarlar farklı akma fonksiyonlarını kullanarak anizotropinin sac kalınlık tahmini üzerindeki etkisini incelemiştir. Akma fonksiyonları, malzemenin farklı doğrultularında kesilen çekme test numunelerinin çekme işlemlerinden elde edilen akma gerilmeleri ve r değerleri dikkate alınarak kalibre edilebilmektedir. Farklı malzeme doğrultularından elde edilen bu akma gerilmeleri, referans olarak hadde yönü doğrultusunda kesilip çekilen çekme test numunesinden elde edilen akma gerilmesine bölünerek normalize edilir. Bu değerler aynı zamanda akma gerilme oranlarıdır. r değerleri ise farklı malzeme doğrultularından kesilen ve çekilen numunelerin genişlik ve kalınlık yönlerindeki gerinim değerleri oranlanarak elde edilmektedir. İleri akma fonksiyonları hem akma gerilme oranlarını hem de r değerlerini birlikte dikkate almaktadır. Ayrıca çift eksenli çekme yüklemesi altında elde edilen akma gerilmesinin referans akma gerilmesine oranını da dikkate almaktadır. Bu çalışmada isabetli bir kalınlık tahmini için akma

gerilme oranlarını ve r değerlerini birlikte dikkate alan akma fonksiyonlarının gerekli olduğu görülmüştür.

Iizuka ve arkadaşları [22], yüksek mukavemetli bir çeliğin delik genişletme testini gerçekleştirmiştir. Çalışma kapsamında kalınlık gerinimi, delik kenarı için deneysel ve sayısal olarak ölçülmüştür. Araştırmacılar, akma fonksiyonunun ve pekleşme üsteli değerinin kalınlık tahmininde etkili olduğunu vurgulanmıştır.

Kuwabara ve arkadaşları [23], doğal ve yapay olarak yaşlandırılmış aynı alüminyum serisi alaşımların delik genişletme testlerini gerçekleştirmiştir. İsabetli bir kalınlık gerinim tahmini için akma gerilme oranlarını ve r değerlerini dikkate alan gelişmiş bir akma fonksiyonunun gerekliliği vurgulanmıştır. Çalışmada Yld2000-2d kriteri kullanılmış olup deneysel verilerle uyumlu sonuçların elde edildiği kaydedilmiştir.

Lee ve arkadaşları [24], çinko kaplı düşük karbonlu bir çeliğin delik genişletme testini düz bir zımba kullanarak gerçekleştirmişlerdir. Bu kapsamda araştırmacılar radyal yönlerde ve delik kenarında kalınlık gerinim dağılımlarını tahmin etmişlerdir. Analizlerde kabul elemanlar ve katı elemanlar ayrı ayrı kullanılmış olup sürtünmenin ve kalınlık yönündeki gerilmenin kalınlık tahmini üzerindeki etkisi incelenmiştir. Zımba ve sacın temasının, zımbanın radyus bölgesinde meydana geldiği vurgulanarak sürtünmenin kalınlık tahmini üzerinde etkisinin düşük olduğu kaydedilmiştir. Sac kalınlığı yönündeki gerilmenin de kalınlık tahmini açısından ihmal edilebilir bir etkisi olduğu farkedilmiştir.

Yukarıda belirtilen çalışmalar akma fonksiyonunun şekillendirilebilirlik testleri üzerindeki etkisini ortaya koymaktadır. Ayrıca, sünek kırılma kriterleri kullanılarak şekillendirme proseslerinde hasar tahmininin gerçekleştirildiği çalışmalar da mevcuttur.

Öztürk [4], AKDQ çeliğinin Nakajima testini gerçekleştirmiş ve sayısal doğrulamalarını yapmıştır. Akma yüzeyinin sınırlarını belirlemek için Mises izotropik ve Hill48 anizotropik akma kriterlerini kullanmıştır. Şekillendirme sınır diyagramını elde etmek amacıyla farklı sünek kırılma modellerini bu çalışmada kullanmıştır. Şekillendirme sınır diyagramının sol tarafı, bütün sünek kırılma kriterleri için iki akma kriterine göre de isabetli bir şekilde tahmin edilebilmiştir. Bununla birlikte,

diyagramın sağ tarafının, çalışmada kullanılan hiçbir ampirik sünek kırılma kriterleri ile tahmin edilemediği görülmüştür. Ayrıca Mises ve Hill48 kriterlerinin ikisi için de farklı kırılma kriterlerine göre elde edilen şekillendirme sınır eğrilerinin, deneysel verilerin altında kaldığı ancak Mises kriterinin mevcut malzeme için daha başarılı sonuçlar verdiği kaydedilmiştir.

Bao [25] 2024-T351 alüminyum alaşımı üzerinde detaylı testler gerçekleştirmiş ve farklı sünek kırılma kriterlerini kullanarak sayısal doğrulamasını yapmıştır. Söz konusu alaşımın kırılma yüzeyi oluşturulmuş ve negatif üçeksenlilik bölgesi için bir sınır ortaya konulmuştur. Ayrıca oluşturulan kırılma yüzeyi için iki farklı çatlak oluşum mekanizması ve bir geçiş bölgesi gözlemlenmiştir. Bu mekanizmalar boşluğun oluşumu, büyümesini ve birleşimini kapsayan sünek kırılma ve kayma kırılma mekanizmalarıdır. Bununla birlikte farklı parametrelerin kırılma üzerindeki etkisi incelemiş ve eşdeğer plastik gerinimi ile birlikte gerilme üçeksenliliğinin önemli bir etkisi olduğu kaydedilmiştir.

Bai [12] klasik von Mises akma kriterini, gerilme üç eksenliliğini ve Lode parametresini dikkate alacak şekilde geliştirerek hibrit izotropik bir akma kriteri önermiştir. Bu nerilen kriter, pekleşme parametreleri hariç 6 adet hasar parametresi içermekteydi ve söz konusu kriterin kalibre edilebilmesi için standart çekme testinin dışında farklı geometrilere sahip numunelerin kullanılması gerekiyordu. Bu kapsamda Bai, 2024-T351 alüminyum alaşımını test malzemesi olarak kullanmış ve farklı geometrilere sahip test numuneleri imal ederek çekme testlerini gerçekleştirmiştir. Ayrıca yığma testi de yapmıştır. Numunelerin sayısal modellemesini de yaparak malzemenin kırılma yüzeyini oluşturmuştur. Ayrıca kelebek numune kullanarak A710 eliğinin de kırılma yüzeyini başarılı bir şekilde elde etmiştir.

Lee [26] endüstriyel uygulamalarda hasar tahminini daha pratik bir şekilde gerçekleştirebilmek amacıyla basit bir hasar kalibrasyon yöntemi önermiştir. Çalışmada yedi farklı hasar kriteri kullanılmış ve kriterlerin tahmin performansları incelenmiştir. Bu kapsamda sayısal olarak elde edilen kırılma şekillendirme sınır eğrileri, analitik sonuçlarla karşılaştırılmış ve doğrulanmıştır.

Fırat [10], TRIP600 ve DP980 çeliklerinin şekillendirme sınır eğrilerini, analitik hasar kriterlerini kullanarak elde etmiş ve deneysel sonuçlarla karşılaştırmıştır. Çalışmada, sayısal benzetimlerde, anizotropik bir akma fonksiyonu ile birlikte kinematik bir pekleşme yöntemi de kullanılmıştır. DP980 çeliği için, analitik yöntemlerle elde edilen ŞSE'nin sol tarafının deneysel sonuçlarla uyumlu olduğu ancak sağ tarafının deneysel sonuçlara göre daha emniyetli kaldığı gözlemlenmiştir. Bununla birlikte TRIP600 çeliği için elde edilen analitik eğrilerin Nakajima testinden sağlanan sonuçlarla uyumlu olduğu görülmüştür.

Uthaisangsuk ve arkadaşları [27], DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme testlerini gerçekleştirmişlerdir. Testlerin SE analizlerini mikroyapı tabanlı bir hasar kriteri kullanarak da gerçekleştirmiştir. Kullanılan GTN yöntem, boşluğun ve büyüme oranının tanımlanmasına bağlı olarak bir tahmin yapabilmekteydi. Ancak kullanılan mikroyapı tabanlı hasar kriterinin tahmin sonuçlarının ağ yapısına göre değiştiği ve ikincil bir boşluğun da tanımlanarak tahmin kabiliyetinin geliştirilebileceği belirtilmiştir.

Mekonen ve arkadaşları [28], şekillendirme proseslerinde hasar tahminini gerçekleştirmek için bir sayısal model önermiştir. Geliştirilen bu model kalibre edilip uygulanarak hegzagonal bir hücre yapısına sahip AZ31 ve ZE10 magnezyum alaşımlarının şekillendirme işlemlerinde kullanılmıştır. Bu alaşımların 200°C'ye kadar ısıtılan numunelerinden Nakajima numuneleri elde edilmiş ve bu numunelerin testleri gerçekleştirilmiştir. Analitik hasar modellerinden Marciniak – Kuczynski (M-K) modeli kullanılmış olup malzeme anizotropisini tanımlamak için bir anizotropik akma fonksiyonu kullanılmıştır. Çalışmada sayısal yöntemle elde edilen veriler deneysel bulgularla karşılaştırılmış ve isabetli sonuçlar sağlanmıştır. Bu çalışmada ayrıca bazı proses parametrelerinin de gerininim lokalizasyonu üzerindeki etkisi incelenmiştir. Bu kapsamda sürtünme kuvveti artışının, gerininim lokalizasyonunu numunenin merkezinden dışarı doğru ötelediği görülmüştür. Düzlemsel anizotropi dikkate alındığında ise, ŞSE'nin sol tarafını temsil eden numuneler için elde edilen gerininim yollarının kaydığı görülmüştür.

Chung ve arkadaşları [29], R340, TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin delik genişletme testlerini gerçekleştirmiş ve bu testlerin SE analizlerini yürütmüştür. Çalışmada

anizotropik bir akma fonksiyonu ve sünek bir kırılma kriteri kullanılmıştır. Kırılma kriteri, standart tek eksenli çekme testi kullanılarak kalibre edilmiştir. Bu kapsamda, söz konusu çeliklerin DGO değerleri tespit edilmiştir. Bu değerlerden hesaplanan gerinimler, tek eksenli çekme testinden elde edilen gerinim değerleriyle ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Uygulanan malzeme modelinin delik genişleme oranı tahmininde başarılı sonuçlar verdiği belirtilmiştir. Bununla birlikte, DGO değerleri ile standart çekme testinde kırılma anı için elde edilen gerinim değerleri arasında bazı farkların gözlemlendiği, bunun sebebinin ise çekme testinde görülen erken boyun verme durumu olduğu kaydedilmiştir.

Björklund [30] DP600 ve M1200 çeliklerinden imal edilen farklı geometrilerdeki numunelerin mekanik testlerini gerçekleştirmiş ve analizlerini yürütmüştür. Bu kapsamda, analitik modeller kullanılmış olup, çalışmada test malzemesi olarak kullanılan çeliklerin şekillendirme sınır eğrileri elde edilmiştir. Analizlerden elde edilen verilerin deneysel sonuçlara göre tutarlı olduğu kaydedilmiştir.

Lou ve arkadaşları [11] DP980 çeliğinin şekillendirme sınır eğrisini deneysel ve sayısal olarak incelemiştir. Ayrıca araştırmacılar bir sünek kırılma kriteri geliştirmiş ve izotropik bir akma fonksiyonu kullanarak DP980 çeliğinin deneysel şekillendirme sınır eğrisini sayısal olarak isabetli bir biçimde tahmin etmiştir. Önerilen bu sünek kırılma kriteri, boşluğun oluşumunu, büyümesini ve birleşimini ayrı ayrı dikkate alan parametrelere sahiptir.

Yue [31], termodinamik olarak tutarlı bir hasar mekanik modeli kullanarak, CP1200, AL7020 ve DP1000 malzemelerinin derin çekme proseslerini ve Nakajima testlerini modellemiştir. Çalışmada ayrıca anizotropik bir akma kriterini kullanılmıştır. Derin çekme testlerinin sayısal modellemelerinde gözlemlenen çatlak oluşum bölgelerinin deneysel verilerle uyumlu olduğu görülmüştür. Nakajima testlerinin sayısal modellemeleri sonucunda ise kullanılan modelin tahmin kabiliyetinin yüksek olduğu gözlemlenmiş, elde edilen şekillendirme sınır eğrilerinin deneysel verilerle tutarlı olduğu görülmüştür.

Lian [32] farklı çelik malzemelerin hasar mekanizmalarını incelemiştir. Bu kapsamda deneysel olarak elde ettiği kırılma şekillendirme sınır eğrilerinin sayısal sonuçlarla

karşılaştırmıştır. Bu çelikler DP600, HSLA, malzemeleri olup, yüksek mukavemetli düşük alaşımlı çelikte hasarın daha erken başladığı ancak DP600 çeliğinin daha fazla plastik şekil değişimi geçirdiği kaydedilmiştir. Çalışmada Lode etkisini içeren gelişmiş Mises akma kriteri kullanılmıştır. Bununla birlikte, malzeme parametre sayısını azaltmak için, Lemaitre modeli geliştirilerek farklı bir model ortaya konmuş ve isabetli sonuçlar elde edilmiştir.

Yoon ve arkadaşları [33], farklı mekanik özelliklere ve mikroyapılara sahip çelik malzemelerin kenar gerdirme sınırlarının tahmini için genel bir yaklaşım elde etmeye çalışmışlardır. Delik genişletme testinde, numunenin delik kenarının çekme testi numunesinin ölçüm bölgesiyle aynı gerilme durumuna maruz kaldığını belirtmişlerdir. Bu sebeple standart çekme testi ile delik genişletme testi arasında bir ilişki kurmaya yoğunlaşmıştır. Bu açıdan, kırılma tokluğunun dikkate alınabilir bir parametre olduğunu belirtmişlerdir.

Park [34], Lou ve arkadaşlarının geliştirdiği sünek kırılma kriterini kullanarak DP980 çeliğinin şekillendirme sınır eğrisini tahmin etmeye çalışmıştır. Çalışmada Park kırılma geriniminin malzeme yönüne bağlı değişim gösterdiğini de vurgulamış ve sayısal şekillendirme sınır eğrisini elde etmek için anizotropik bir akma fonksiyonu kullanmıştır. Çalışmada başarılı sonuçların elde edildiği kaydedilmiştir.

Dong ve arkadaşları [35], 7075-T6 alüminyum alaşımının şekillendirme sınır eğrisini analitik M-K yöntemiyle ve boşluk oluşumunu, büyümesini ve birleşimini dikkate alan bir sünek kırılma kriterini kullanarak sonlu elemanlar yöntemiyle (SEY) tahmin etmiştir. Ampirik sünek kırılma modelinin analitik M-K modeline göre daha isabetli sonuç verdiği kaydedilmiştir. M-K modelinin 7075-T6 alaşımının ŞSE tahmininde isabetli bir tahmin yapamadığı belirtilmiştir. Ayrıca sünek kırılma kriterlerinin kalibrasyonu için numune seçiminin de hasar tahmin performansı açısından önemli olduğunu kaydedilmiştir.

Barnvall ve arkadaşları [36], DP980 ve TRIP1180 çeliklerinin delik genişletme testlerini ve sayısal benzetimlerini gerçekleştirmiştir. Araştırmacılar, çatlak oluşumunu ve ilerlemesini de sayısal olarak incelemiş ve sayısal tahminlerini hasarlı numuneyle karşılaştırmıştır. DGO değerleri de deneysel sonuçlarla karşılaştırılmış ve

uyumlu sonuçların elde edildiği belirtilmiştir. İki çelik için de, deliğin hazırlanma yönteminin DGO üzerinde etkili olduğu vurgulanmıştır. TRIP1180 çeliğinin DP980'e göre daha yüksek bir kenar şekillendirme sınırına sahip olduğu görülmüştür.

Literatürde malzemelerin şekillendirme sınırlarının deneysel ve sayısal olarak incelendiği başka çalışmalar da mevcuttur [37-41]. Ancak literatürdeki birçok çalışmada görüldüğü üzere, sünek kırılma kriterlerinin kullanıldığı hasar tahmin çalışmalarında, uygulama ve kodlama zorluğu sebebiyle, kullanılan akma fonksiyonları ya izotropik olarak ele alınmış ya da temel anizotropik akma fonksiyonları kullanılmıştır. Ancak sac metallerde malzeme anizotropisinin başarılı bir şekilde modellenebilmesi, hasar tahmini açısından çok önemlidir [1, 8, 42]. Bu tez çalışmasında ise akma gerilme oranlarını, çift eksenli gerilme verisini ve r değerlerini dikkate alan bir akma fonksiyonu, akma yüzeyinin tanımlanması için kullanılmıştır. Farklı ampirik sünek kırılma kriterleri, bu akma kriterini içeren bir plastisite modeline entegre edilerek farklı şekillendirme proseslerinde şekillendirme sınır tahmini yapılmıştır.

1.2. Tez Çalışmasının Amacı ve Ana Hatları

Bu tezde, otomotiv sektöründe de kullanılan bazı çeliklerin farklı mekanik test ve şekillendirme uygulamalarındaki hasar tahminlerini gerçekleştirmek amacıyla anizotropik bir akma fonksiyonuna ve ampirik sünek kırılma kriterine dayalı bir malzeme modeli önerilmiştir. Önerilen malzeme modelinin tahmin performansını göstermek amacıyla farklı şekillendirilebilirlik testleri ve şekillendirme prosesleri ele alınmıştır. Nakajima testi, delik genişletme testi, dikdörtgen kap çekme ve silindirik kap çekme gibi işlemleri içeren bu test ve prosesler, farklı deformasyon karakteristiklerine sahiptirler. Ayrıca bu test ve proseslerde, yeni nesil çelikler (AHSS), AISI304 paslanmaz çeliği ve AA6016-T4 alüminyum alaşımı gibi farklı metalik malzemeler ele alınmıştır. Böylece farklı şekillendirme işlemlerinde yırtılma hasarının tahmini için kullanılacak pratik bir malzeme alt programı geliştirilmiştir. Bu hususta, ilk uygulama için yeni nesil çeliklerden DP600 çeliği seçilmiş ve Nakajima testinin SE analizleri gerçekleştirilerek şekillendirme sınır diyagramı sayısal olarak elde edilmiştir. Bu uygulamada, tez kapsamında kullanılan ampirik sünek

kırılma kriterlerinden plastik iş kriterinin şekillendirme sınırı tahmin performansı incelenmiştir. İkinci aşamada gelişmiş bir anizotropik akma fonksiyonu ve plastik iş kriteri kullanılarak TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin kenar yırtılma tahmin performansları incelenmiştir. Sonrasında DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme testleri ve SE analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu uygulamada da, plastik iş kriterinin yanında anizotropik bir akma fonksiyonu kullanılmıştır. Bir sonraki adımda ise önceki uygulamalarda kullanılan malzeme modelinin tahmin performansı bir derin çekme işleminde yırtılma tahmininde kullanılmıştır. Bu uygulamada AISI316 paslanmaz çeliği kullanılmış olup parça deneysel olarak yırtılıncaya kadar çekilmiştir. SE analizlerinde ise kullanılan malzeme modelinin yırtılma başlangıç tahmin performansı incelenmiştir. Son olarak ise daha önceden delik genişletme testleri de gerçekleştirilmiş DP600 ve DP800 çeliklerinin kenar yırtılma tahmin performansı, aynı anizotropik akma fonksiyonunun yanında farklı sünek kırılma kriterleri kullanılarak incelenmiştir. Seçilen bu sünek kırılma kriterleri gerilme üçeksenliliğini dikkate almaktadır. Bununla birlikte bu kriterlerden bir tanesi hem gerilme üçeksenliliğini hem de Lode parametresini dikkate almaktadır. Böylece iki etkinin de kenar yırtılma tahmin performansı açısından önemi incelenmiştir. Bu kapsamda tez yedi ana bölümden oluşmaktadır.

İkinci bölümde, tez kapsamında kullanılan plastisite modeli hakkında bilgi verilmiştir. Bununla birlikte literatürde kullanılan akma fonksiyonları üzerinde genel bir tarama yapılmış olup bu bölümde anlatılmıştır. Tez kapsamında kullanılan 4. dereceden polinom tabanlı akma fonksiyonunun kalibrasyon metodu da bu bölümde detaylı olarak açıklanmıştır.

Tezin üçüncü bölümünde, sayısal uygulamaların temelini oluşturan mekanik testler ve derin çekme işlemi hakkında bilgi verilmiştir. Bu testler ŞSE tahmini için yürütülen Nakajima testi ve delik genişleme oranının elde edilmesi için gerçekleştirilen delik genişletme testidir.

Tezin dördüncü bölümünde, çalışma kapsamında kullanılan sünek kırılma kriterleri anlatılmıştır. Ayrıca bu bölümde, geçmiş dönemlerde önerilmiş ve günümüzde de kullanılan kırılma teorileri hakkında bilgi verilmiş olup yakın dönemde önerilmiş sünek kırılma teorileri de detaylı olarak irdelenmiştir.

Beşinci bölümde, tez kapsamında alt programa işlenip SE yazılımına entegre edilen malzeme modelinin yırtılma tahmin performansı literatürden alınan bazı çalışmalar ile deneyi gerçekleştirilen bir şekillendirilebilirlik test uygulamasında incelenmiştir. Burada gelişmiş bir akma fonksiyonu ile birlikte, temel bir sünek kırılma kriteri kullanılarak oluşturulan malzeme modelinin yırtılma tahmin performansı farklı şekillendirme uygulamalarında test edilmiştir. Bu kapsamda farklı çelik ve alüminyum alaşımı malzemelerin şekillendirilebilirlik testleri ve derin çekme uygulamalar ele alınmıştır. Ayrıca teorik modelin, DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme testlerindeki kenar yırtılma tahmin performansı da deneysel ve sayısal olarak bu bölümde incelenmiştir.

Altıncı bölümde, deneyleri de gerçekleştirilen DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme test uygulaması, ileri sünek kırılma kriterileri kullanılarak genişletilmiştir. Bu açıdan, sadece gerilme üçeşenliliğini içeren bir sünek kırılma kriteri ile hem gerilme üçeşenliliğini ile hem de Lode parametresinin etkisini dikkate alabilen bir sünek kırılma kriteri kullanılmıştır. Böylece gelişmiş polinom tip bir anizotropik akma fonksiyonu ile kullanılan bu sünek kırılma kriterlerinin kenar yırtılma tahmin performansı incelenmiş ve beşinci bölümde sünek kırılma kriteri olarak kullanılan geliştirilmiş plastik iş kriterine göre tahmin performansındaki gelişmeler irdelenmiştir.

Tezin yedinci ve son bölümde, sayısal uygulamalar sonucunda elde edilen ve gözlemlenen bulgular kısaca açıklanmıştır. Ayrıca ileri zamanlarda gerçekleştirilecek çalışmalar için de birtakım önerilerde bulunulmuştur.

2. PLASTİSİTE MODELİ

Bir malzemenin plastik davranışının modellenenilmesi için üç temel kriterin tanımlanması gerekmektedir [43, 44]. Bunların başında, akma yüzeyinin sınırlarını belirten akma fonksiyonu vardır. Akma yüzeyi ise farklı gerilme şartları altında malzemenin akma sınırını tanımlar. İkinci kriter, plastik gerinim artımı ile gerilme arasında ilişki kuran akış kuralıdır. Bu kriter aynı zamanda plastik gerinimin yönünü belirler. Son kriter ise akma yüzeyinin plastik deformasyon esnasındaki değişimini tanımlayan pekleşme kuralıdır.

Sac malzemeler geçirdiği haddeleme işleminden ve bazı termo-mekanik süreçlerden dolayı anizotropik bir davranış sergilerler [1, 42, 45]. Anizotropi davranışının şekillendirme işlemleri için sayısal ortamda tanımlanabilmesi bakımından akma fonksiyonu büyük öneme sahiptir [46]. Bu bölümde literatürde kullanılan bazı akma fonksiyonları (akma kriterleri) hakkında bilgi verilecektir. Ayrıca tez kapsamında kullanılan bağıdaşık akış kuralı ve izotropik pekleşme kuralı da bu bölümde anlatılacaktır.

2.1. Akma Fonksiyonu

Akma fonksiyonu, akma yüzeyinin sınırlarını belirten bir kriterdir. En genel haliyle akma kriteri şu şekilde ifade edilmektedir.

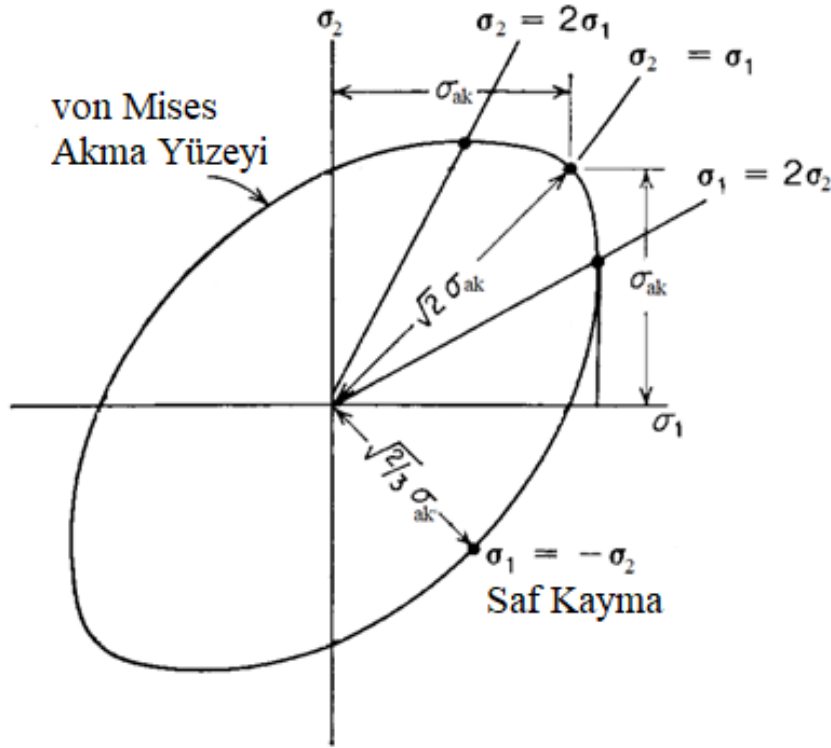
$$f = \sigma_{eşd}(\sigma_{ij}) - \sigma_0(\varepsilon_{ij}^p) \quad (2.1)$$

Yukarıda verilen eşitlik dikkate alınarak izotropik von Mises akma fonksiyonu denklem 2.2’de verilmiştir [47].

$$f_{Mises} = \sqrt{S_{ij} \cdot S_{ij}} - \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_0 = 0 \quad (2.2)$$

Burada S_{ij} Cauchy gerilme tensörünün deviatorik bileşenini, σ_0 akma gerilmesini temsil etmektedir. Akma yüzeyi farklı gerilme şartları için elastik ve plastik bölgeyi

birbirinden ayıran bir yüzeydir. Mises akma fonksiyonuna göre çizdirilen örnek bir akma yüzeyi Şekil 2.1’ de gösterilmektedir.



Şekil 2.1. Temsili olarak çizdirilen izotropik bir akma yüzeyi [48].

Mises kriteri, akma gerilmesinin yöne bağlı değişimini dikkate almamaktadır. Bu anlamda Mises kriteri sac şekillendirme işlemleri için uygun bir kriter değildir. İlk anizotropik akma fonksiyonu Hill tarafından ortaya atılmıştır [49]. Hill’in önerdiği kriter (Hill48) denklem 2.3’te görüldüğü şekilde ifade edilmektedir.

$$2f_{Hill48} = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \quad (2.3)$$

Yukarıdaki ifadede F, G, H, L, M ve N terimleri anizotropi parametreleri olup, farklı yönler için gerçekleştirilen çekme testlerinden elde edilmektedir. Akma gerilme oranları veya r değerleri kullanılarak bu parametreler elde edilebilmektedir. Burada r değerleri, malzemenin belirli doğrultularından (Hadde yönü 0° kabul edildiğinde 0° , 45° ve 90° gibi farklı açısız doğrultulardan) kesilen her bir çekme test numunesinin genişlik yönündeki gerinim değerinin kalınlık yönündeki gerinimine oranıdır. Bu farklı doğrultulardan elde edilen oranlar aynı zamanda Lankford katsayıları olarak da

bilinmektedir. Tablo 2.1, Hill48 akma fonksiyonunun anizotropi parametrelerinin belirlenmesi hususunda farklı kalibrasyon yöntemleri için kullanılan eşitlikleri göstermektedir.

Tablo 2.1. Hill48 akma kriteri için anizotropi parametrelerinin belirlenmesi.

Gerilme tabanlı kalibrasyon	r değeri tabanlı kalibrasyon
$F_{\sigma} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^2} + \frac{1}{\bar{\sigma}_{\phi}^2} - 1 \right]$	$F_r = \frac{r_0}{r_{90}(1 + r_0)}$
$G_{\sigma} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\bar{\sigma}_{\phi}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^2} + 1 \right]$	$G_r = \frac{1}{1 + r_0}$
$H_{\sigma} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_{\phi}^2} + 1 \right]$	$H_r = \frac{r_0}{(1 + r_0)}$
$N_{\sigma} = \frac{1}{2} \left[\frac{4}{\bar{\sigma}_{45}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_b^2} \right]$	$N_r = \frac{(r_0 + r_{90})(1 + 2r_{45})}{2r_{90}(1 + r_0)}$
$L_{\sigma} = M_{\sigma} = 1.5$	$L_r = M_r = 1.5$

Tablo 2.1’de belirtilen σ_b çift eksenli çekme testinden elde edilen akma gerilmesini, 0° , 45° ve 90° ise ilgili parametrelerin (akma gerilmeleri ve r değerleri) elde edildiği çekme testlerinin yönleri belirtmektedir. Gerilme değerlerinin üzerindeki üst çizgi ise, ilgili yön için verilen akma gerilmesi değerinin haddeleme yönüne göre normalize edildiğini ifade etmektedir. Normalize edilen bu gerilmeler akma gerilme oranlarıdır. Bazı alüminyum alaşımlarında, düzlemsel anizotropi katsayısı birden küçük olmasına rağmen dengeli çift eksenli yükleme durumundaki akma gerilmesinin, haddeleme yönündeki akma gerilmesine oranı birden büyük olabilmektedir. Bu durum anormal davranış olarak adlandırılmaktadır [50, 51]. Düzlemsel anizotropi katsayısı r_N şu şekilde hesaplanmaktadır.

$$r_N = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (2.4)$$

Hill48 kriteri, anormal davranış sergileyen bu alüminyum alaşımlarını modelleyememektedir, ancak çelik malzemeler için kullanılabilir bir akma kriteridir

[50, 51]. Bununla birlikte bu kriter hem gerilme oranlarının hem de Lankford katsayılarının yöne bağlı değişimini eş zamanlı olarak dikkate alamamaktadır.

Hershey [52], malzemelerin kristal yapısını da dikkate alan izotropik bir akma fonksiyonu önermiştir. Bu kriter şu şekilde ifade edilmektedir.

$$f_{\text{Hershey}} = (\sigma_1 - \sigma_2)^m + (\sigma_2 - \sigma_3)^m + (\sigma_3 - \sigma_1)^m = 2\sigma_0^m \quad (2.5)$$

Burada m üsteli, malzemenin kristal yapısının etkisini dikkate almaktadır. Bu katsayı m = 2 olduğunda kriteri Mises fonksiyonuna indirgenmektedir.

Hosford [53], Hershey'in önerdiği kriteri geliştirerek hem malzemenin kristal yapısını hem de anizotropisini dikkate alan başka bir kriter önermiştir. Bu kriter denklem 2.6'da verilmektedir.

$$f_{\text{Hosford}} = B_1|\sigma_2 - \sigma_3|^m + B_2|\sigma_3 - \sigma_1|^m + B_3|\sigma_1 - \sigma_2|^m = \sigma_0^m \quad (2.6)$$

Bu fonksiyonda B₁₋₃ katsayıları anizotropi parametreleridir. m üsteli ise kristal yapının etkisine göre belirlenmekle birlikte, çelik gibi hacim merkezli kübik kafes yapısına sahip malzemeler için 6, alüminyum gibi yüzey merkezli kübik kafes yapısına sahip malzemeler için 8 olarak alınması önerilmektedir. Ancak bu kriter kayma gerilmelerini barındırmamaktadır ve r değerlerinin yöne bağlı değişimini dikkate almamaktadır [50].

Bassani [54], çift eksenli yükleme durumundaki akma gerilmesini de dikkate alan ve düzlem gerilme durumu için uygulanabilir bir akma fonksiyonu önermiştir (Denklem 2.7).

$$f_{\text{Bassani}} = \left| \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2\sigma_b} \right|^n + \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2\tau} \right|^m - 1 \quad (2.7)$$

Yukarıdaki denklemde σ_b dengeli çift eksenli yükleme durumunda elde edilen akma gerilmesini, τ ise saf kayma durumundaki akma gerilmesini temsil etmektedir. Burada n ve m ise oluşturulan akma yüzeyinin konveksliği için önemli üstel parametreler olmakla birlikte bu parametrelerin doğru seçilmesi ile akma yüzeyi hassas bir şekilde tahmin edilebilmektedir. Ancak fonksiyonun düzlem gerilme durumu için önerilmiş olması, kullanılabilirliğini kısıtlamaktadır.

Hill [55], bazı alüminyum alaşımlarında gözlemlenen anormal davranışı modelleyebilmek için başka bir kriter daha önermiştir. Bu kriter, basit bir formda olmakla birlikte denklem 2.8’de verilmiştir.

$$f_{\text{Hill79}} = a_1|\sigma_2 - \sigma_3|^m + a_2|\sigma_3 - \sigma_1|^m + a_3|\sigma_1 - \sigma_2|^m + a_4|2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3|^m + a_5|2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3|^m + a_6|2\sigma_3 - \sigma_1 - 2|^m = \sigma_0^m \quad (2.8)$$

Yukarıdaki eşitlikte a_{1-6} anizotropi parametreleridir ve m üstel parametresi dengeli çift eksenli çekme durumundaki akma şartı dikkate alınarak elde edilebilmektedir. Ayrıca m parametresinin değerinin birden büyük olması durumunda oluşturulan akma yüzeyi konveks olmaktadır. Ancak bu üstel değer tamsayı dışında değerler alabilmekte olup bu durum basit problemler için bile çözümü zorlaştırabilmektedir. Ayrıca bu kriter ikinci derece anormal davranışı da modelleyememektedir [50]. Hill bu davranışı modelleyebilmek için iki farklı akma fonksiyonu daha önermiştir (Hill90 ve Hill93) [56, 57]. Ancak Hill90 modeli yüksek çözüm sürelerine ihtiyaç duyarken, Hill93 modeli ise asal eksenlerin, ortotropik eksenlerle çakışması durumunda kullanılabilir [50].

Barlat ve Lian [58], alüminyum alaşımlarının anizotropik davranışını modelleyebilmek amacıyla bir akma fonksiyonu önermiştir. Bu kriter sadece düzlem gerilme durumu için uygulanabilir olmakla birlikte denklem 2.9’da verilmiştir.

$$f_{\text{Barlat89}} = a|k_1 + k_2|^m + b|k_1 - k_2|^m + c|2k_2|^m = 2\sigma_{\text{eşd}}^m \quad (2.9)$$

Burada k_1 ve k_2 ifadeleri gerilme invaryantlarını ifade etmekte olup, m ise malzemenin kafes yapısını dikkate alan bir üstel parametredir. Eşitlikte geçen a , b ve c parametreleri ise anizotropi sabitleridir. Model basit ve pratik bir modeldir ancak akma gerilme oranlarını ve r değerlerinin açısız değişimini eş zamanlı olarak dikkate alamamaktadır.

Barlat ve arkadaşları [19], Barlat ve Lian’ın modelini geliştirerek üç eksenli gerilme durumunda da kullanılabilir için yeni bir model (Barlat91) önermiştir. Barlat91 modeli denklem 2.10’da verilmektedir [19, 20].

$$f_{\text{Barlat91}} = |S_1 - S_2|^m + |S_2 - S_3|^m + |S_3 - S_1|^m = 2\sigma_{\text{esd}}^m \quad (2.10)$$

Denklem 2.9’da belirtilen S_{1-3} ifadeleri deviatorik gerilme tensörünün lineer transformasyonunu asal değerlerini temsil etmektedir. Deviatorik gerilme tensörü S_{ij} ise denklem 2.11’de verilmiştir.

$$S_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{C_3(\sigma_{xx}-\sigma_{yy})-C_2(\sigma_{zz}-\sigma_{xx})}{3} & C_6\sigma_{xy} & C_5\sigma_{zx} \\ C_6\sigma_{xy} & \frac{C_1(\sigma_{yy}-\sigma_{zz})-C_3(\sigma_{xx}-\sigma_{yy})}{3} & C_4\sigma_{zy} \\ C_5\sigma_{zx} & C_4\sigma_{zy} & \frac{C_2(\sigma_{zz}-\sigma_{xx})-C_1(\sigma_{yy}-\sigma_{zz})}{3} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Burada belirtilen C_{1-6} malzeme anizotropisi ile ilişkilidir. Barlat91 modeli, akma gerilme oranlarını ve çift eksenli gerilme oranını dikkate alırken r değerinin değişimini dikkate almamaktadır. Bu açığı kapatmak amacıyla Barlat ve arkadaşları [61], başka bir model (Barlat96) de önermişlerdir (Denklem 2.12).

$$f_{\text{Barlat96}} = \alpha_x |S_1 - S_2|^m + \alpha_y |S_2 - S_3|^m + \alpha_z |S_3 - S_1|^m = 2\sigma_{\text{esd}}^m \quad (2.12)$$

Burada α_x , α_y ve α_z malzeme anizotropisi ile ilişkili ağırlık fonksiyonlarıdır [62, 63]. Barlat96 modeli akma yüzeyinin konveksliğini bütün malzemeler için sağlayamamaktadır. Ayrıca, bu model analizlerde çözüm süresini çok yükseltmektedir [50].

Barlat ve arkadaşları [64], gerilmenin çarpımsal bileşen tensörünün ikinci lineer transformasyonuna dayanan ve düzlem gerilme durumunu dikkate alan bir akma fonksiyonu (Barlat2000) önermişlerdir. Barlat 2000 fonksiyonu denklem 2.13’te verilmiştir.

$$f_{\text{Barlat2000}} = |S'_1 - S'_2|^m + |2S''_1 + S''_2|^m + |2S''_2 + S''_1|^m = 2\sigma_{\text{esd}}^m \quad (2.13)$$

Benzer şekilde Barlat ve arkadaşları [65, 66] üç boyutlu gerilme durumu için başka bir fonksiyon (Barlat2004) önermiştir (Denklem 2.14).

$$f_{\text{Barlat2004}} = |S'_1 - S''_1|^m + |S'_1 - S''_2|^m + |S'_1 - S''_3|^m + |S'_2 - S''_1|^m + |S'_2 - S''_2|^m + |S'_2 - S''_3|^m + |S'_3 - S''_1|^m + |S'_3 - S''_2|^m + |S'_3 - S''_3|^m = 4\sigma_{\text{esd}}^m \quad (2.14)$$

Yukarıdaki fonksiyonlarda S' ve S'' ifadeleri sırasıyla gerilme tensörünün çarpımsal bileşeninin 1. ve 2. lineer transformasyonlarını temsil etmektedir. 1 -3 alt indisleri ise bu lineer transformasyonlar sonucu elde edilen bileşenlerin asal değerleridir. Barlat2000 fonksiyonu 8 adet kalibre edilmesi gereken parametreye sahipken, Barlat2004 18 parametreye sahiptir. Ancak bu fonksiyonlar ile yapılan sayısal çözümler yüksek çözüm sürelerine ihtiyaç duymaktadır. Bunun birinci sebebi, hesaplamalarda deviatorik gerilmenin lineer transformasyonun alınmasıdır. İkinci olarak ise, akış kuralında plastik gerinimin artımının elde edilmesinde akma fonksiyonunun Cauchy gerilmelerine göre türevinin alınması gerekliliği sonucu, bu fonksiyonlarda zincir kuralının kullanılmasına ihtiyaç duyulmasıdır [67].

Bu tez çalışması kapsamında dördüncü dereceden polinom tipi bir akma kriteri kullanılmıştır. Bu kriterlerde akma fonksiyonu doğrudan Cauchy gerilme bileşenlerinin bir fonksiyonudur. Bu sebeple bu fonksiyonlar lineer transformasyon tabanlı kriterlere göre daha basit bir formdadırlar ve plastik gerinimin yönünün tayin edilmesi daha basittir. Ayrıca lineer transformasyon tabanlı kriterlere göre, sonlu elemanlar analizlerinde daha kısa bir çözüm süresine ihtiyaç duyarlar [67]. 4. dereceden ilk polinom tipi akma fonksiyonu Gotoh [68] tarafından önerilmiştir. 9 adet anizotropi parametresine sahip bu fonksiyonda parametreler, farklı yönlerde gerçekleştirilen çekme testlerinin verileri kullanılarak analitik olarak hesaplanabilmekteydi. Ayrıca bu fonksiyon bazı alüminyum alaşımlarında gözlemlenen anormal davranışı da modelleyebilmekteydi. Ancak akma fonksiyonlarının en temel şartı olan konveks bir akma yüzeyinin tahmini, bütün malzemeler için sağlanamamaktaydı. Bu sebeple Soare [67, 69], Gotoh'un önerdiği bu fonksiyonu ele almış ve konveks bir akma yüzeyi üretecek şekilde yeni bir kalibrasyon yöntemi geliştirmiştir. 4. dereceden polinom tipi akma fonksiyonun (HomPol4) eşdeğer gerilmesi denklem 2.15'te verilmektedir.

$$\begin{aligned} \sigma_{e\dot{s}d(HomPol4)} = & (a_1\sigma_{xx}^4 + a_2\sigma_{yy}\sigma_{xx}^3 + a_3\sigma_{yy}^2\sigma_{xx}^2 + a_4\sigma_{xx}\sigma_{yy}^3 + \\ & a_5\sigma_{yy}^4 + \tau_{xy}^2(a_6\sigma_{xx}^2 + a_7\sigma_{xx}\sigma_{yy} + a_8\sigma_{yy}^2) + a_9\tau_{xy}^4)^{\frac{1}{4}} \end{aligned} \quad (2.15)$$

Yukarıdaki eşitlikte a₁₋₅ parametreleri analitik olarak elde edilebilmektedir. Bunun için haddeleme yönü (0°) ve hadde yönüne dik yönde (90°) gerçekleştirilen çekme test verileri ile birlikte çift eksenli çekme testinden elde edilen akma gerilmesi kullanılmaktadır. Akma şartı ve r-değerleri hadde yönü ve hadde yönüne dik yön için

analitik olarak ifade edildiğinde a_1, a_2, a_4, a_5 parametreleri denklem 2.16 – 2.19’da olduğu gibi hesaplanabilmektedir. Ayrıca çift eksenli çekme durumundaki akma şartı analitik olarak ifade edilirse a_3 parametresi denklem 2.20’de olduğu gibi hesaplanmaktadır.

$$a_1 = 1 \quad (2.16)$$

$$a_2 = -\frac{4r_0}{(1+r_0)} \quad (2.17)$$

$$a_4 = -\frac{4a_5 r_{90}}{(1+r_{90})} \quad (2.18)$$

$$a_5 = \frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^4} \quad (2.19)$$

$$a_3 = \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_b^4}\right) - (a_1 + a_2 + a_4 + a_5) \quad (2.20)$$

a_6 ve a_8 parametreleri bir optimizasyon yöntemi kullanılarak hesaplanmaktadır. Tez kapsamında en küçük kareler optimizasyon yöntemi olarak kullanılmıştır. Optimizasyon metodunda kullanılan eşitlik aşağıda verilmiş olmakla birlikte (Denklem 2.21) r değerlerinin ve gerilme oranlarının sayısal tahminleri ile deneysel değerleri arasındaki farklar minimize edilmeye çalışılmıştır.

$$E = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^2 [w_1^{(i)} (r_{\theta, \text{tahmin}}^{(i)} - r_{\theta, \text{deney}}^{(i)})^2 + w_2^{(i)} (\sigma_{\theta, \text{tahmin}}^{(i)} - \sigma_{\theta, \text{deney}}^{(i)})^2] \quad (2.21)$$

Denklem 2.19’da verilen w_1 ve w_2 parametreleri sırasıyla r değerlerinin ve akma gerilme oranlarının sayısal ve deneysel farklarının optimizasyon sürecindeki etkisini düzenlemek için kullanılan ağırlık katsayılarıdır. θ açısı ise ilgili yönün hadde yönü ile arasındaki açıyı belirtmektedir. $15^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ ve 75° ara açılara ait veriler deneysel olarak elde edilebildiği gibi, $0^\circ, 45^\circ$ ve 90° açısız yönler için elde edilen verilerin ortalaması aritmetik olarak alınarak da hesaplanabilmektedir [70]. Bu çalışma kapsamında, a_6 ve a_8 parametrelerinin elde edilmesi için 15° ve 75° yönlerindeki deneysel veriler dikkate alınmıştır. Ayrıca akma fonksiyonunun konvekslik şartını

sağlaması amacıyla a_6 ve a_8 parametrelerinin aşağıdaki eşitsizlik durumlarını da sağlaması gerekmektedir.

$$0 \leq a_6 \leq 6\sqrt{a_1 a_9} \quad (2.22)$$

$$0 \leq a_8 \leq 6\sqrt{a_5 a_9} \quad (2.23)$$

Burada a_9 ise çift eksenli çekme etkisi altında elde edilen akma gerilmesi değeri ve sacın diagonal yönde kesilen numunesinden elde edilen akma gerilmesi verisi kullanılarak hesaplanabilmektedir (Denklem 2.24).

$$a_9 = \frac{\left(\frac{2}{\bar{\sigma}_{45}}\right)^4 r_{45}}{1+r_{45}} + \left(\frac{1}{\bar{\sigma}_b}\right)^4 \quad (2.24)$$

Son olarak a_7 parametresi ise, akma yüzeyinin konveksliği dikkate alınarak ve denklem 2.25 kullanılarak hesaplanmaktadır.

$$a_7 = \left(\frac{2}{(1+r_{45})\bar{\sigma}_{45}^4} - \frac{2}{\bar{\sigma}_b^4} \right) - (a_6 + a_8) \quad (2.25)$$

Anizotropik bir akma fonksiyonunun performansı, fonksiyonun farklı malzeme doğrultularında analitik olarak tahmin ettiği r değerleri ve gerilme oranları ile değerlendirilmektedir. Ayrıca fonksiyonun dengeli çift eksenli yükleme durumundaki akma gerilme oran tahmini de, başarılı bir akma yüzeyinin oluşturulabilmesi için çok önemlidir. Analitik olarak r değeri, malzemenin hadde yönüne (0°) göre doğrultusu dikkate alındığında, genişlik yönündeki plastik geriniminin, kalınlık yönündeki plastik gerinimine oranı alınarak hesaplanabilmektedir. Haddeleme yönüne göre θ° kadar açıya sahip bir doğrultuda kesilen numunenin doğrultusuna düzlem içerisinde dik yöndeki ($\theta^\circ+90^\circ$) plastik gerinimi, Mohr dairesi dikkate alınarak şu şekilde ifade edilebilmektedir.

$$\varepsilon_{\theta+90}^p = \varepsilon_{xx}^p \sin^2\theta + \varepsilon_{yy0}^p \cos^2\theta + \varepsilon_{zz}^p \sin\theta\cos\theta \quad (2.26)$$

Uniform uzama bölgesi için hacim sabitliği dikkate alındığında numunenin kalınlığı yönündeki plastik gerinim değeri şu şekilde hesaplanabilmektedir.

$$\varepsilon_{zz}^p = -(\varepsilon_{xx}^p + \varepsilon_{yy}^p) \quad (2.27)$$

Denklem 2.26 ve 2.27 dikkate alındığında, bir θ° doğrultusundan elde edilmiş sac numunenin r değeri denklem 2.28 kullanılarak hesaplanabilmektedir.

$$r_\theta = \frac{\varepsilon_{\theta+90}^p}{\varepsilon_{zz}^p} \quad (2.28)$$

Gerilme oranlarının analitik tahmini için, bir θ° doğrultusundan kesilen numunenin çekme testinden elde edilen akma gerilmesinin, haddeleme yönündeki akma gerilmesine göre normalize edilmesi hesap sürecini kolaylaştırmaktadır. Bu doğrultuda etki eden gerilme denklem 2.29 - 2.31'de belirtildiği şekilde bileşenlerine ayrılabilir.

$$\sigma_{xx} = \sigma_\theta \cos^2\theta \quad (2.29)$$

$$\sigma_{yy} = \sigma_\theta \sin^2\theta \quad (2.30)$$

$$\sigma_{xy} = \sigma_\theta \sin\theta \cos\theta \quad (2.31)$$

Bu durumda denklem 2.15 tekrardan yazıldığında şu ifade elde edilmektedir.

$$\begin{aligned} \sigma_{e\text{şd(HomPol4)}}(\theta) &= \sigma_\theta \sqrt[4]{(a_1 \cos^4\theta + a_2 \sin\theta \cos^3\theta + a_3 \sin^2\theta \cos^2\theta \\ &+ a_4 \sin^3\theta \cos\theta + a_5 \sin^4\theta \\ &+ \tau_{xy}^2 (a_6 \cos^4\theta + a_7 \sin^2\theta \cos^2\theta + a_8 \sin^4\theta) \\ &+ a_9 \sin^4\theta \cos^4\theta)} = \sigma_\theta A \end{aligned} \quad (2.32)$$

Yukarıdaki eşitlik akma şartında (Denklem 2.1) yerine konulduğunda denklem 2.33 elde edilmektedir.

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_0}{A} \quad (2.33)$$

HomPol4 kriteri, plastik gerinimin yönünün daha kolay belirlenebilmesi, bütün malzemeler için konveks bir akma yüzeyi üretebilmesi ve malzeme anizotropisini

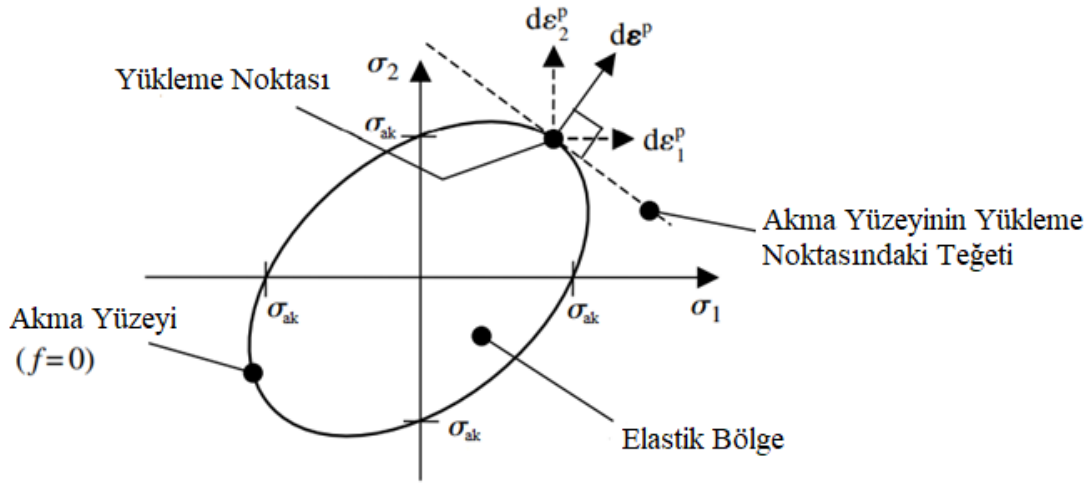
başarılı bir şekilde modelleyebilmesi açısından bu tez çalışması kapsamında kullanılmıştır. Ayrıca bu kriter alüminyum alaşımlarında gözlemlenen anormal davranışı da modelleyebilmektedir [67].

2.2. Akma ve Pekleşme Kuralları

Akış kuralı plastik gerinim artımının yönünü belirtir. Plastik deformasyon esnasında plastik gerinim, akma yüzeyi üzerindeki mevcut bir yükleme noktası için akma yüzeyinin o noktadaki teğetine dik yöndedir [43, 44, 71-74]. Bağdaşık akış kuralı denklem 2.34'te verilmektedir.

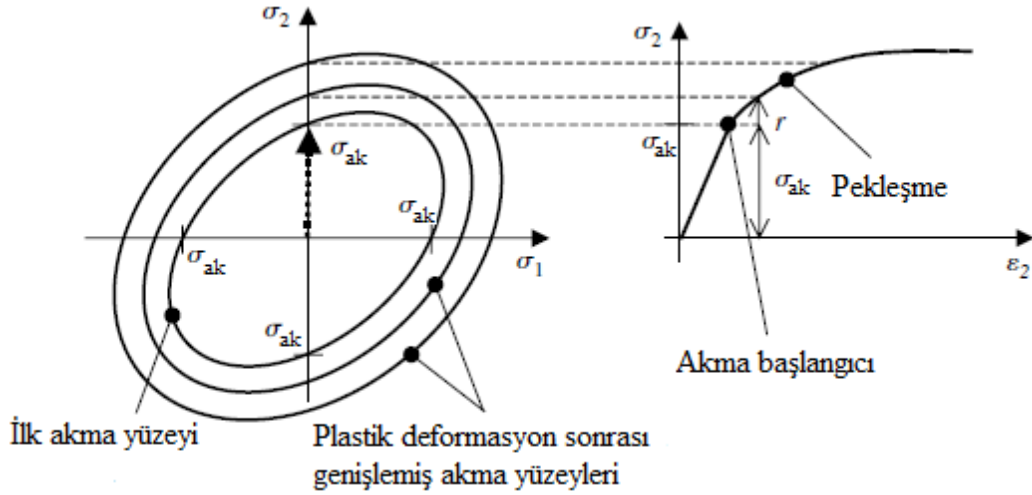
$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{df}{d\sigma_{ij}} \quad (2.34)$$

Burada $d\lambda$, orantısallık faktörüdür. Plastik gerinim artımının yönünün temsili gösterimi Şekil 2.2' de verilmiştir.



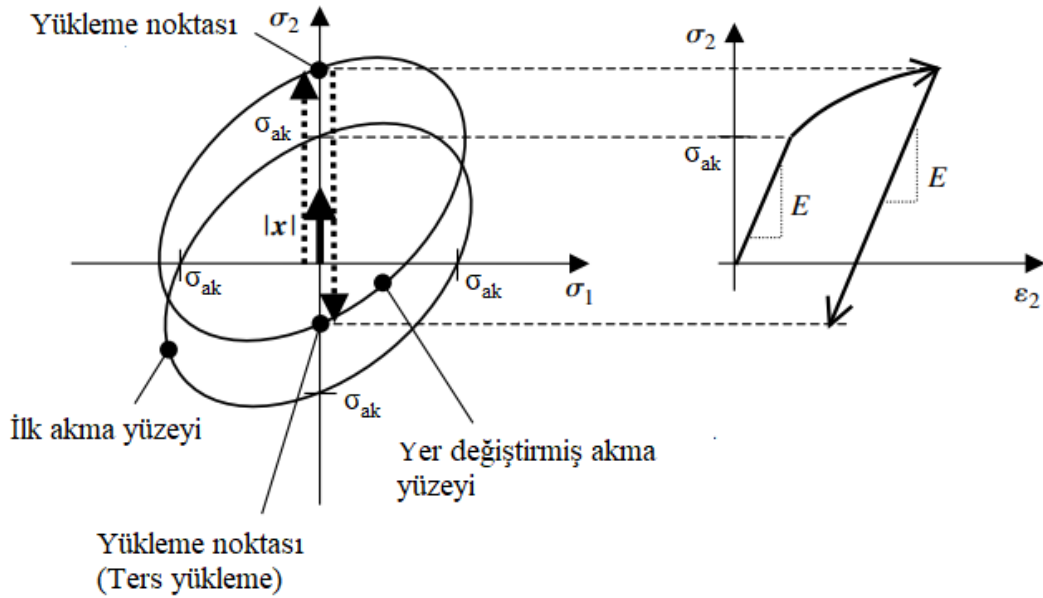
Şekil 2.2. Plastik deformasyon esnasında plastik gerinim artımının yönü [74].

Pekleşme kuralı ise akma yüzeyinin plastik deformasyon esnasındaki değişimini modeller. Akma yüzeyi, plastik deformasyon esnasında orantısal olarak genişleyebilir, hareket edebilir veya her iki değişimi de gösterebilir [75, 76]. Akma yüzeyinin deformasyona bağlı olarak sadece orantısal genişlemesi izotropik pekleşme yaklaşımı olarak bilinmektedir ve örnek bir şematik Şekil 2.3'te gösterilmektedir.



Şekil 2.3. İzotropik pekleşme kabulüne göre akma yüzeyinin değişimi [74].

Akma yüzeyinin hareket etmesi ise kinematik pekleşme yaklaşımı olarak bilinmektedir (Şekil 2.4). Bauschinger etkisi, çevrimsel gerinim-birikim davranışı, kalıcı yumuşama gibi malzemelerin çevrimsel yüklemeler altında sergilediği bazı davranışların modellenenbilmesi için kinematik pekleşme yaklaşımının dikkate alınması gerekmektedir.



Şekil 2.4. Kinematik pekleşme kabulüne göre akma yüzeyinin değişimi [74].

Son dönemlerde önerilen pekleşme modelleri hem akma fonksiyonunun orantısal genişlemesini, hem de hareketini dikkate almaktadır. Tez çalışması kapsamında,

plastisite modelini basitleştirmek amacıyla izotropik pekleşme kabulü yapılmış, akma yzeyinin merkezinin yer değişimi dikkate alınmamıştır.

3. ŞEKİLLENDİRİLEBİLİRLİK TESTLERİ VE ENDÜSTRİYEL DERİN ÇEKME İŞLEMİ

Bu bölümde, şekillendirilebilirlik sınırının tespiti için kullanılan mekanik testler ile birlikte bu testlerden elde edilen temel çıktılar anlatılacaktır. Ayrıca tez çalışmasının endüstriyel uygulamalarından olan derin çekme işlemi anlatılacaktır. Malzemenin şekillendirme sınırının tespiti için tek eksenli çekme testi, Nakajima testleri ve delik genişletme testi yaygın olarak kullanılmaktadır. Özellikle Nakajima testi ve delik genişletme testi otomotiv sektöründe önemli rollere sahiptirler. Bunun sebebi, otomotiv parçalarının üretim esnasında farklı karakterdeki yüklemelere maruz kalabilmesi ve tek eksenli çekme testinin bu kapsamda otomotiv parçalarının şekillendirme sınır tahmininde her zaman yeterli olmamasıdır.

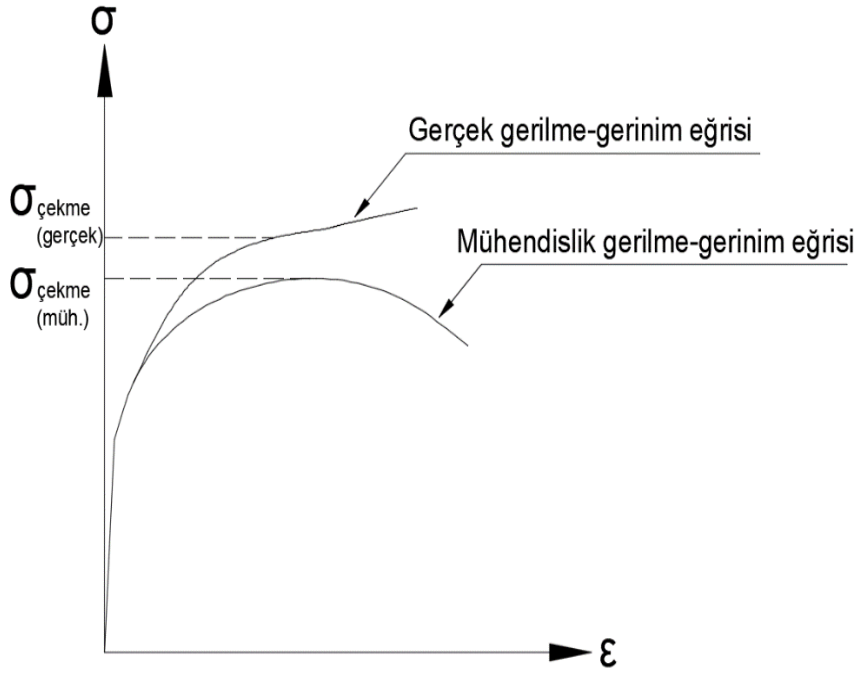
3.1. Mekanik Testler

Bu bölümde malzemenin şekillendirilebilirlik sınırı hakkında bilgi veren test yöntemleri irdelenmiştir. Bu kapsamında ele alınan mekanik testler standart (tek eksenli) çekme, Nakajima ve delik genişletme testleridir.

3.1.1. Tek eksenli çekme testi

Çekme testleri, malzemenin elasto - plastik davranışını modellemek ve anizotropik davranışını tanımlamak için gereken parametreleri belirleyebilmek amacıyla gerçekleştirilmektedir. Ayrıca sünek kırılma modellerinin parametrelerini elde etmek için de kullanılmaktadır. Kırılma modellerinin kalibrasyonu için farklı çentik geometrilerine sahip çekme test numunelerine gerek duyulabilmektedir. Test numunesi tek eksenli çekme yüküne maruz bırakılır ve sonunda kopar. Test sonucunda malzemeye ait kuvvet ve uzama değerleri elde edilir. Bu kuvvet-deplasman verileri kullanılarak ve test numunesinin orijinal boyutları dikkate alınarak mühendislik gerilme-gerinim verileri hesaplanabilmektedir. Mühendislik eğrisi malzemenin akma gerilmesi, elastisite modülü, maksimum çekme ve kopma gerilmeleri gibi birçok önemli parametrenin elde edilmesi açısından önemlidir. Bununla birlikte bu eğri malzemenin gerçek deformasyon davranışını yansıtmamaktadır. Çünkü çekme testi boyunca test numunesinin kesiti ve ölçüm boyu değişmektedir ve bu değişim

mühendislik eğrisi tarafından dikkate alınmamaktadır (Şekil 3.1). Gerçek gerilme ve gerinim verileri denklem 3.1 ve 3.2 dikkate alınarak hesaplanabilmektedir.

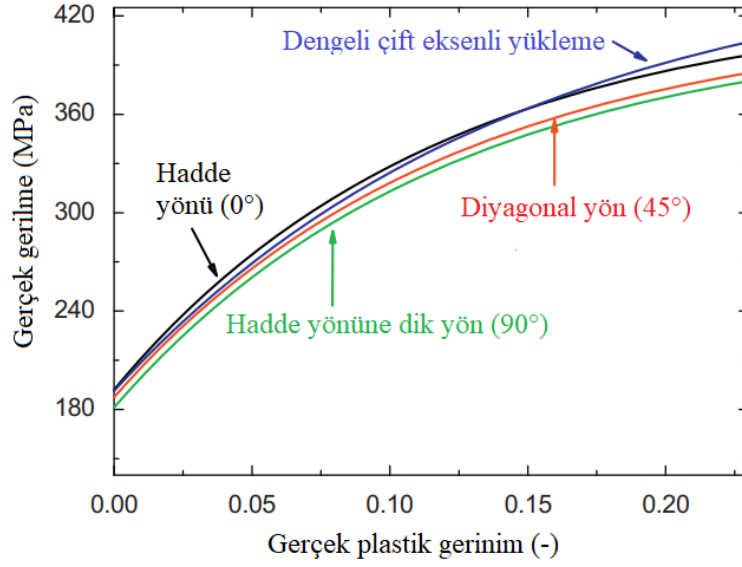


Şekil 3.1. Örnek bir malzeme için mühendislik gerilme – gerinim grafikleri.

$$\epsilon_{\text{gerçek}} = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln (\epsilon_{\text{müh}} + 1) \quad (3.1)$$

$$\sigma_{\text{gerçek}} = \frac{F}{A} = \sigma_{\text{müh}} (\epsilon_{\text{müh}} + 1) \quad (3.2)$$

Çekme testiden sağlanan başka bir veri ise akma eğrisidir. Akma eğrisi malzemenin pekleşme davranışını tanımlamaktadır. Bu eğri gerçek gerilme verilerinin gerçek plastik gerinim verilerine göre çizdirilmesiyle elde edilir. Örnek bir malzemeye ait akma eğrileri farklı malzeme doğrultuları ve çift eksenli çekme yüklemesi için Şekil 3.2’de verilmektedir.



Şekil 3.2. AA6011-T4 alaşımına ait farklı doğrultularda ve dengeli çift eksenli çekme durumunda elde edilmiş akma eğrileri [1].

Gerçek gerinim, elastik gerinim ve plastik gerinim değerlerinin toplamıdır. Burada elastik gerinim, uygulanan yük kaldırıldığında geri dönen gerinim değeridir. Plastik gerinim ise yük kalktığında bile geri dönmeyen, kalıcı gerinim değeridir. Gerçek plastik gerinim değerini tespit etmek için gerçek gerinim değerinden elastik gerinim değeri çıkarılır (Denklem 3.3).

$$\epsilon_p = \epsilon_{\text{toplam}} - \epsilon_e \quad (3.3)$$

Elastik gerinim ise şu şekilde hesaplanmaktadır.

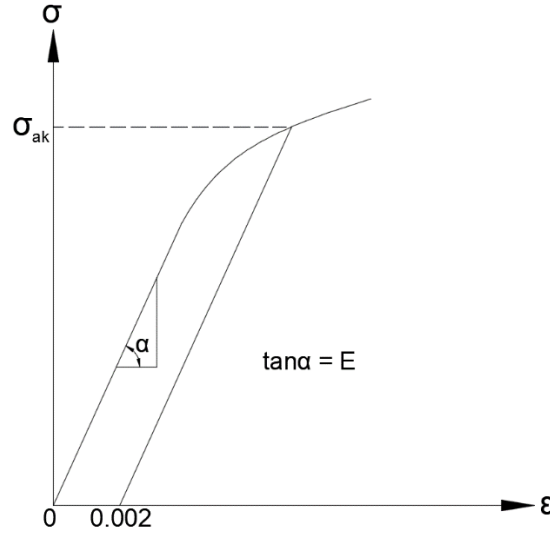
$$\epsilon_e = \frac{\sigma_{\text{gerçek}}}{E} \quad (3.4)$$

Burada E elastisite modülü olup, gerilme - gerinim eğrisinin elastik bölgesindeki eğimidir. Akma eğrisi bazı eğri uydurma formülleri kullanılarak karakterize edilebilir. Bu çalışma kapsamında Swift eşitliği kullanılmış olup, Swift eşitliği şu şekilde ifade edilmektedir.

$$\sigma_{\text{gerçek}} = C(\epsilon_0 + \epsilon_p)^p \quad (3.5)$$

Burada C mukavemet katsayısı, p pekleşme üstelidir. Tek eksenli çekme testi ayrıca akma fonksiyonunun kalibrasyonu için de önemlidir. Akma fonksiyonunun tanımlanabilmesi için test numunelerinin elde edileceği sacın farklı

oryantasyonlarından (doğrultularından) numuneler kesilir. Farklı yönlerden alınan numunelerin çekme testlerinden, her bir yön için akma gerilmeleri ve r değerleri elde edilir. Akma gerilmesini tespit etmek için mühendislik gerilme – gerinim eğrisinde 0,002 gerinim değerinden, eğrinin elastik bölgedeki davranışına paralel lineer bir çizgi çizilir. Bu lineer çizginin mühendislik gerilme – gerinim eğrisiyle kesiştiği nokta akma gerilmesi kabul edilir (Şekil 3.3).



Şekil 3.3. Akma gerilmesinin tespiti.

Malzeme anizotropisi için bir diğer önemli parametre olan r değeri, ilgili yön için malzemenin yırtılmaya karşı gösterdiği direnci belirten bir parametredir. r değerlerinin tespiti için ise test numuneleri belli bir gerinim değerine kadar çekilir. Farklı malzeme doğrultularında kesilmiş ve aynı gerinim değerine kadar çekilmiş numunelerin her biri için genişliğinden ölçülen gerinim değeri, kalınlık yönündeki gerinim değeri ile oranlanır (Denklem 3.6).

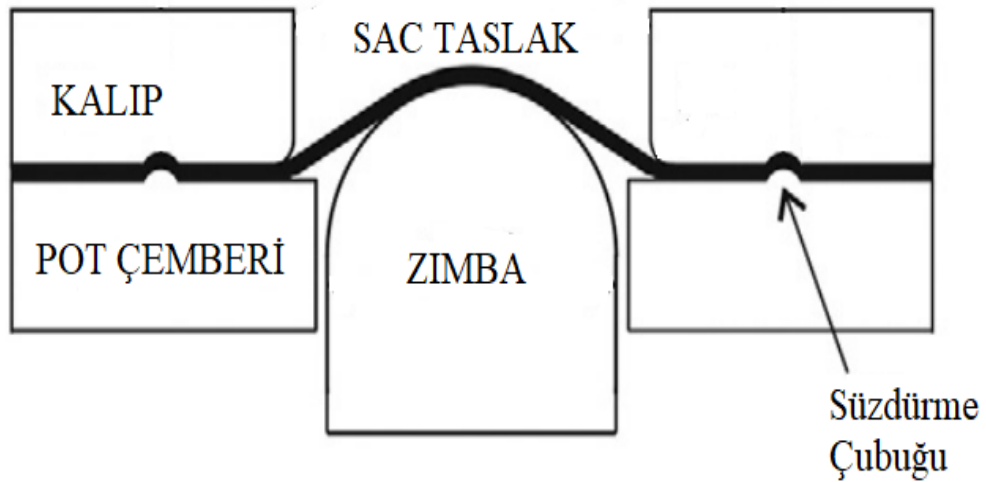
$$r = \frac{\varepsilon_{genişlik}}{\varepsilon_{kalınlık}} \quad (3.6)$$

3.1.2. Nakajima testi ve şekillendirme sınır diyagramı

Nakajima testi, aynı malzemeden imal edilen farklı ölçülerdeki numunelerin, zımba hareketinin etkisiyle kalıp boşluğuna aktığı ve hasar oluşumu gözlenene kadar şekil değişimine zorlandıkları bir testtir [4]. Burada hasar başlangıcı, yayılı boyun verme veya çatlak oluşumu olarak kabul edilebilmektedir. Numunelerde meydana gelen gerilme durumları, numunenin ölçüsüne bağlı olarak tek eksenli çekme durumundan dengeli çift eksenli çekme durumuna kadar değişmektedir. Bu şekilde her bir yükleme

durumu için sac malzemesinin şekillendirme sınırı tespit edilebilir. Bütün numuneler, şekillendirme işlemi öncesinde karesel veya dairesel ızgaralar ile markalanır [77, 78]. Dairesel ızgaralar şekillendirme sonunda eliptik bir form alırken, karesel ızgaralar dikdörtgen formunu alırlar. Dairesel ve karesel ızgara şekillerinin markalanmasında elektrokimyasal dağlama, lazer ile oyma, serigrafî (ipek baskı) ve fotokimyasal ızgaralama gibi farklı yöntemler kullanılabilir. Markalama yöntemi seçiminde ise ızgaraların deformasyon esnasında isabetli bir ölçüm yapılabilmesi amacıyla silinmemesine, geometrik süreksizliğe sebep olmamasına ve yağlama şartlarından etkilenmemesine dikkat edilmelidir [78].

Kalıp boşluğuna yerleştirilen markalanmış numuneler, taslak tutucu (pot çemberi) kapandıktan sonra zimba vasıtasıyla şekillenir. Numunede gözle görünür bir çatlak gözlemlendiği anda şekillendirme işlemi durdurulur. Örnek bir Nakajima test şematığı Şekil 3.4'te verilmektedir. Ayrıca örnek malzemelere ait yırtılmış Nakajima test numuneleri Şekil 3.5'te gösterilmektedir.



Şekil 3.4. Örnek bir Nakajima test kalıbı [6].

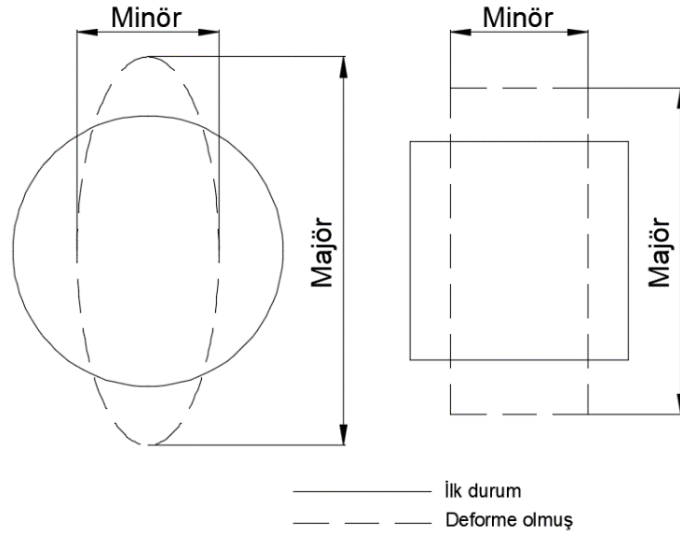


(a)

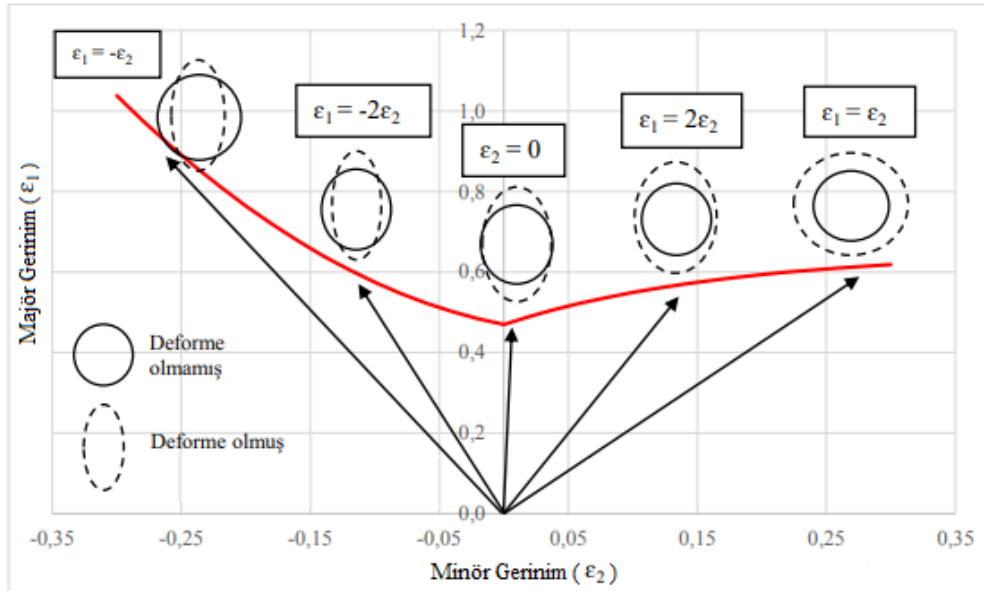
(b)

Şekil 3.5. Örnek çeliklere aittir yırtılmış Nakajima test numuneleri: (a) DP590, (b) DP780 [6].

Video ile izleme yapılıyorsa görüntü şekillenen numune belirli süre aralıkları ile fotoğraflanır. Hasar meydana geldiği anda, bir önceki fotoğraf üzerinden ölçümler yapılır. Izgara şekillerinin şekillendirme sonrası aldığı form üzerinden majör ve minör gerinim değerleri ölçülür. Pozisyon tabanlı ölçümlerde ise hasarın meydana geldiği anda, çatlağın gözlemlendiği bölgenin etrafındaki belirli mesafede bulunan ızgaraların aldığı formlar üzerinden gerinim değerleri ölçülür. Ölçülen değerler üzerinden bir regresyon yöntemiyle çatlak bölgesinin majör ve minör gerinimleri tahmin edilir [28, 32] Deforme olmuş ızgaralar üzerinde uzama değerinin yüksek olduğu doğrultudan majör gerinim değeri, daralma veya minimum uzamanın görüldüğü doğrultudan ise minör gerinim değeri ölçülür. Ölçülen bu değerler şekillendirme sınır diyagramına işlenir. Bu diyagramda dikey eksen majör gerinimi temsil ederken yatak eksen minör gerinimi göstermektedir. Bütün numunelerden elde edilen asal minör ve majör gerinim değerleri şekillendirme sınır diyagramı üzerinden birleştirilerek bir eğri elde edilir ve bu eğri şekillendirme sınır eğrisi (ŞSE) olarak adlandırılır. Şekillendirme sonrasında dairesel ve karesel ızgara şekillerinin almış olduğu formlar ve örnek bir malzemeye ait ŞSE Şekil 3.6'da gösterilmektedir.



(a)



(b)

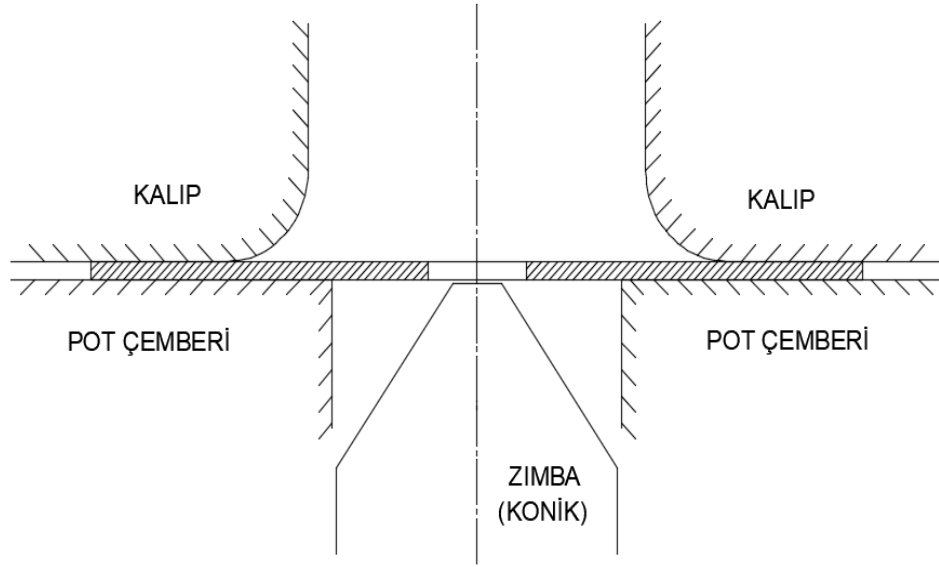
Şekil 3.6. (a) Dairesel ve karesel ızgaralardan ölçülen gerinimler için majör ve minör doğrultular. (b) Örnek bir malzemeye ait şekillendirme sınır eğrisi [77].

Şekillendirme sınır diyagramında, minör gerinimin olmadığı ($\epsilon_2 = 0$) hat düzlem gerinim çekme halinin gözlemlendiği hattır. Sac şekillendirme prosesleri tek eksenli çekme ($\epsilon_1 = -2\epsilon_2$) hattı ile dengeli çift eksenli çekme ($\epsilon_1 = \epsilon_2$) hatları arasında bir yüklemeye sahiptir. Bu açıdan basitleştirme amacıyla ŞSE'lerin tek eksenli çekme hattı ile düzlem gerinim çekme hattı arasında kalan bölümü eğrinin sol tarafı, düzlem gerinim çekme hattı ile dengeli çift eksenli çekme hattı arasında kalan bölümü ise eğrisin sağ tarafı olarak tanımlanmaktadır.

3.1.3. Delik genişletme testi ve delik genişleme oranı

Delik genişletme testi (DGT), malzemenin kenar yırtılma sınırının tespiti için gerçekleştirilen bir şekillendirilebilirlik testidir. Kenar yırtılma sınırı standart tek eksenli çekme testi veya Nakajima testi ile elde edilememektedir. Bunun sebebi, delik kenarında tek eksenli çekme durumu gözlenmesine rağmen, hasarın meydana geldiği anda ölçülen gerinim değerinin standart tek eksenli çekme testinde ölçülen değerden farklı olması ve deliğin oluşturulma şeklinin yırtılma başlangıç gerinimini değiştirmesidir [20, 24, 29]. Bununla birlikte otomotiv endüstrisinde bir çok parça, testte meydana gelen şekillendirme prensibiyle üretilmektedir. Bu parçalara otomobil jant diskleri, kapı panelleri gibi parçalar örnek gösterilebilir [20].

DGT’de, merkezinde delik bulunan bir sac malzeme zımbanın eksenel hareketinin etkisiyle kalıp boşluğuna akarken merkezdeki deliğin genişlemeye zorlandığı bir testtir. Bu işlem sacda bir çatlak gözlemleninceye kadar devam eder. Örnek bir delik genişletme test şematığı ve yırtılmanın meydana geldiği test numuneleri Şekil 3.7’de gösterilmektedir.



(a)



(b)

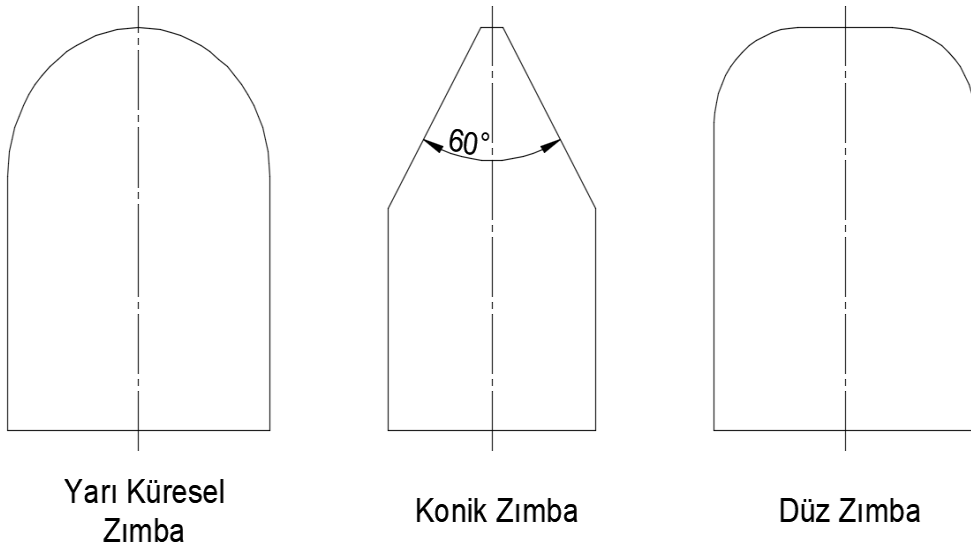
Şekil 3.7. (a) Örnek bir delik genişletme test şematığı. (b) Hasara uğramış örnek delik genişletme test numuneleri [79, 80].

DGT'nin en önemli test çıktısı delik genişletme oranıdır (DGO). Bu oran deliğin ilk çapı ve çatlak oluşumu anında ulaştığı son çap değeri dikkate alınarak ve denklem 3.7 kullanılarak hesaplanabilmektedir. Bu değer genellikle şekillendirme esnasında çatlağın meydana geldiği anda ölçülür.

$$\%DGO = 100 \left(\frac{d-d_0}{d_0} \right) \quad (3.7)$$

Yukarıdaki eşitlikte d_0 ve d sırası ile deliğin ilk çapı ve ulaştığı son çap değerleridir. Delik genişletme testi, aksenal yönde hareket ederek deliği genişletecek bir zımba, saca bir kuvvet uygulayarak tutulmasını sağlayacak bir pot çemberi ve bir kalıbı içermektedir. Sacın kalıp içine akışını kontrol etmek amacıyla süzdürme çubuğu da

kullanılabilmektedir. Bu kapsamda, DGT için konik, yarı küresel ve düz olmak üzere farklı zımba türleri de kullanılabilmektedir (Şekil 3.8). Bütün zımba türleri için deliğin etrafında gözlemlenen gerilme durumu tek eksenli çekmedir. Ancak delikten uzaklaştıkça gerilme durumu hızlı bir değişim gösterir [17]. Zımba türlerine göre ise sacda gözlenen bu gerilme durumu değişimleri birbirinden farklıdır [18, 20]. Paul [18], en büyük delik genişleme oranının konik zımba konfigürasyonu ile elde edilebildiğini ve gerçek DGM'nin ise en doğru şekilde konik zımba kullanıldığında hesaplanabileceğini belirtmiştir. Benzer bir bulgu Sadagopan ve Urban'ın raporunda da vurgulanmıştır [5].



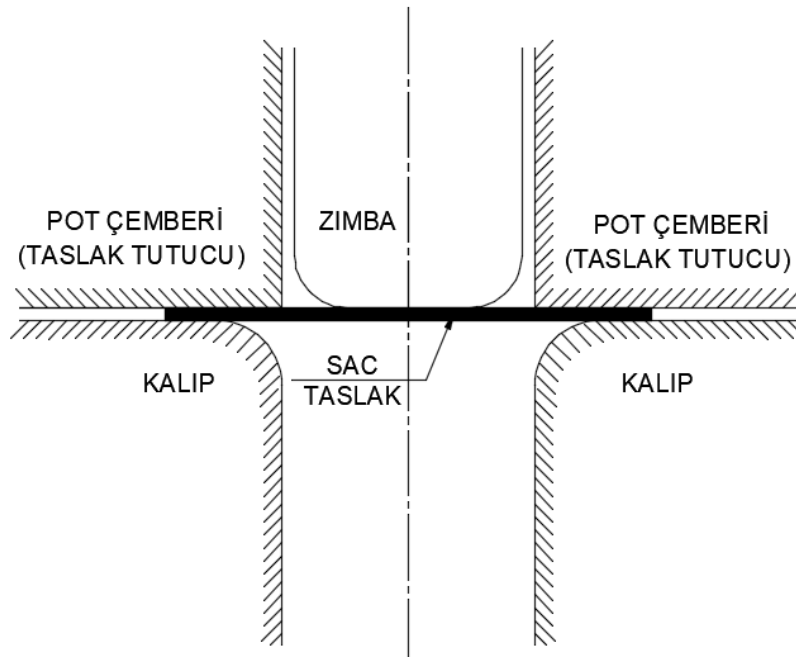
Şekil 3.8. Delik genişletme testinde kullanılabilen farklı zımba geometrileri [20].

Bu testte ayrıca delik delme yöntemi, delik genişleme oranını ciddi oranda etkilemektedir. Delik, zımba ile delerek, su jeti, lazer veya EDM ile kesilerek hazırlanabilir. Birbirinden farklı bu yöntemlerle hazırlanan deliklerin genişleme oranları da farklılık gösterebilmektedir [20]. Bu yöntemlerden kaynaklı DGO farkı sebebiyle kenar yırtılma hasarının tahminini şekillendirme sınır diyagramı ile mümkün olamamaktadır. Ayrıca, delik kenarında tek eksenli çekme durumu gözlemlenmesine rağmen, çatlağın oluştuğu anda DGT'den elde edilen gerinim değeri ile tek eksenli çekme testinde kırılmanın meydana geldiği anda elde edilen gerinim değeri de birbirinden farklı olabilmektedir. DGT'de genellikle çatlak oluşumu delik kenarında veya deliğe çok yakın bölgede gerçekleşmesine ve bu bölgede tek eksenli çekme durumuna yakın şartlar gözlemlenmesine rağmen, kenar yırtılma çatlağının tahmini

tek eksenli çekme testi ile de mümkün olamamaktadır. Bunun da temel sebebi tek eksenli çekme testinde yayılı boyun verme durumunun gözlemlenmesi ancak bu hasarın, DGT’de geç gözlemlenmesi veya gözlemlenememesidir. Delik kenarı tek eksenli çekme durumuna maruz kalsa da deliğin yakın bölgesinde gerilme hali hızlı şekilde değişmektedir. Bu durum delik kenarının deformasyon davranışını da etkilemektedir [24].

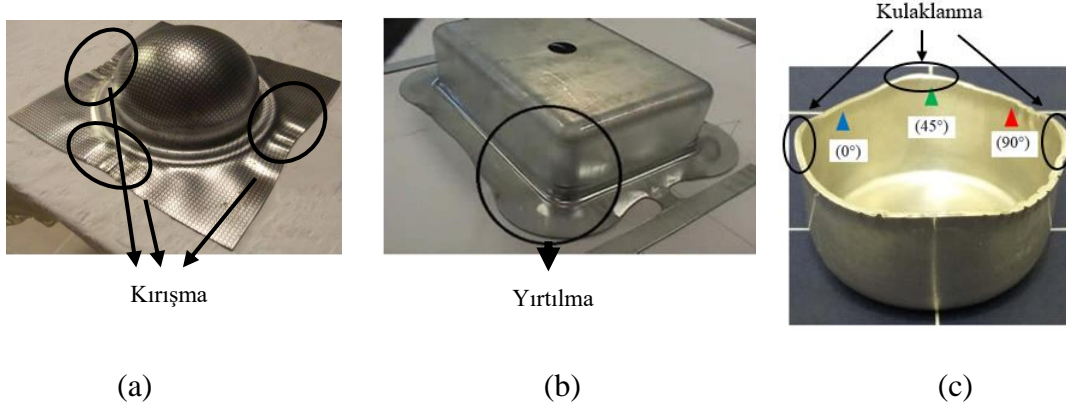
3.2. Endüstriyel Derin Çekme İşlemi (Kap Çekme)

Derin çekme işlemi düzlemsel sac malzemelerden üç boyutlu kap şeklinde ürünlerin imal edildiği bir metal şekillendirme yöntemidir. Pot çemberi ve kalıp arasında sıkıştırılan sac, zımbanın dikey hareketiyle kalıp boşluğuna doğru akmaya zorlanır (Şekil 3.9). Bu esnada sac metalin belirli bölgeleri çekme, basma ve eğilme gibi (Zımba ve kalıp köşelerinde) farklı yükleme şartlarının bazı kombinasyonlarına maruz kalmaktadır [60].



Şekil 3.9. Derin çekme işleminin örnek bir şematığı.

Bu proste amaç, sacın herhangi bir hasara uğramadan istenen kap şeklini almasıdır. İmal edilen parçanın kalitesini pot çemberi (taslak tutucu) kuvveti, sürtünme ve malzeme anizotropisi gibi birçok parametre etkilemektedir. Ancak bu proste birtakım kusurlar meydana gelebilmektedir. Bu kusurlar genel olarak kırışma, yırtılma ve kulaklanma gibi kusurlardır (Şekil 3.10).



Şekil 3.10. Derin çekme işleminde görülen kusurlar: (a) Kırışma [2]. (b) Yırtılma [81]. (c) Kulaklanma [82].

Yırtılma ve kırışma hasarları pot çemberi kuvvetiyle büyük ölçüde ilişkilidir. Pot çemberi kuvveti gereğinden düşük olursa kırışma, yüksek olursa ise yırtılma hasarı meydana gelebilmektedir [2, 82]. Kırışma sacın flanş bölgesinde meydana gelirken yırtılma ise genellikle sacın zımba omzuna karşılık gelen bölgesinde veya sacın zımba ile kalıp arasında sıkıştığı duvar bölgesinde meydana gelmektedir. Bununla birlikte kulaklanma ise malzemenin anizotropisi ile büyük ölçüde ilişkilidir ve şekillenmiş sacın dış çevresinde kendisini göstermektedir.

3.3. Değerlendirme

Bu tez kapsamında yırtılma hasarı üzerine yoğunlaşmıştır. Önerilen teorik modelin performansını değerlendirmek amacıyla farklı şekillendirilebilirlik testleri ve derin çekme işlemleri, tezde incelenecek sayısal uygulamalar olarak ele alınmıştır. Şekillendirilebilirlik testleri olarak Nakajima testi ile birlikte düz zımba ve konik zımba konfigrasyonlu delik genişletme testleri dikkate alınmıştır. Nakajima testi farklı gerilme durumlarının meydana geldiği birçok numuneyi içermektedir. Delik genişletme testi ise gerilme durumunun sac üzerinde önemli değişimler sergilediği ve bu değişimlerin malzeme davranışı etkilediği bir mekanik testtir. Bu sebeplerden dolayı, Nakajima testi ve delik genişletme testi, otomotiv endüstrisinde yaygın olarak kullanılmaktadır [7, 10, 20-24]. Derin çekme işlemleri kap çekme işlemleri olarak da bilinmekle birlikte otomotiv ve yiyecek-içecek endüstrilerinde yaygın şekilde kullanılmaktadır [1, 2]. Bu sebeple endüstriyel uygulama olarak silindirik kap çekme ve kare kap çekme işlemleri tez kapsamında incelenmiştir.

4. SÜNEK KIRILMA TEORİLERİ

Sünek kırılma, malzemenin büyük ölçüde plastik deformasyona maruz kaldıktan sonra kırılmasıdır. Bu süreç, belirli bir plastik deformasyon değerinden sonra yayılı boyun verme ve lokal boyun verme aşamalarını takip eder. Malzeme yayılı boyun verdikten sonra mikroçatlaklar meydana gelir. Deformasyonun ilerlemesiyle bu çatlaklar büyür ve birleşebilir. Daha yüksek deformasyon değerlerinde, büyüyen bu çatlaklar arasında kayma bantları oluşur ve son olarak malzeme kopar. Geçmişten günümüze birçok araştırmacı, sünek kırılma tahmini için yaklaşımlar sunmuştur. Bu yaklaşımlar analitik yöntemler, boşluğun büyümesini dikkate alan modeller, mikromekanik modeller ve ampirik modeller olarak sınıflandırılabilir. Bu bölümde farklı kırılma modelleri anlatılmıştır.

4.1. Analitik Yöntemler

Swift [83] izotropik malzemeler için yayılı boyun verme kararsızlığını tahmin eden bir kriter önermiştir. Bu kritere göre majör gerinim denklem 3.1 kullanılarak elde edilebilmektedir.

$$\epsilon_1^* = \frac{2n(1+\rho+\rho^2)}{(1+\rho)(2\rho^2-\rho+2)} \quad (4.1)$$

Bu eşitlikte $\rho = \epsilon_2/\epsilon_1$ olarak verilmektedir ve n malzemenin pekleşme üstelidir. Ayrıca bu eşitlik tek eksenli çekme durumu için maksimum kuvvet kriterine indirgenebilmektedir. Çekme testinde kuvvet, maksimum çekme değerine ulaştığında yayılı boyun verme gerçekleşmektedir. Bu noktada kuvvet değeri önce sabit kalmakta sonra azalmaktadır. Kuvvet değerinin sabit kalması, mühendislik gerilme – gerinim eğrisinde eğimin sıfır olması anlamına gelmekle birlikte, denklem 4.2’de şu şekilde ifade edilmektedir.

$$dF = d(\sigma A) = A d\sigma + \sigma dA = 0 \quad (4.2)$$

Denklem 4.2 çözüldüğünde ise aşağıdaki ifade elde edilmektedir.

$$\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = \sigma_1 \quad (4.3)$$

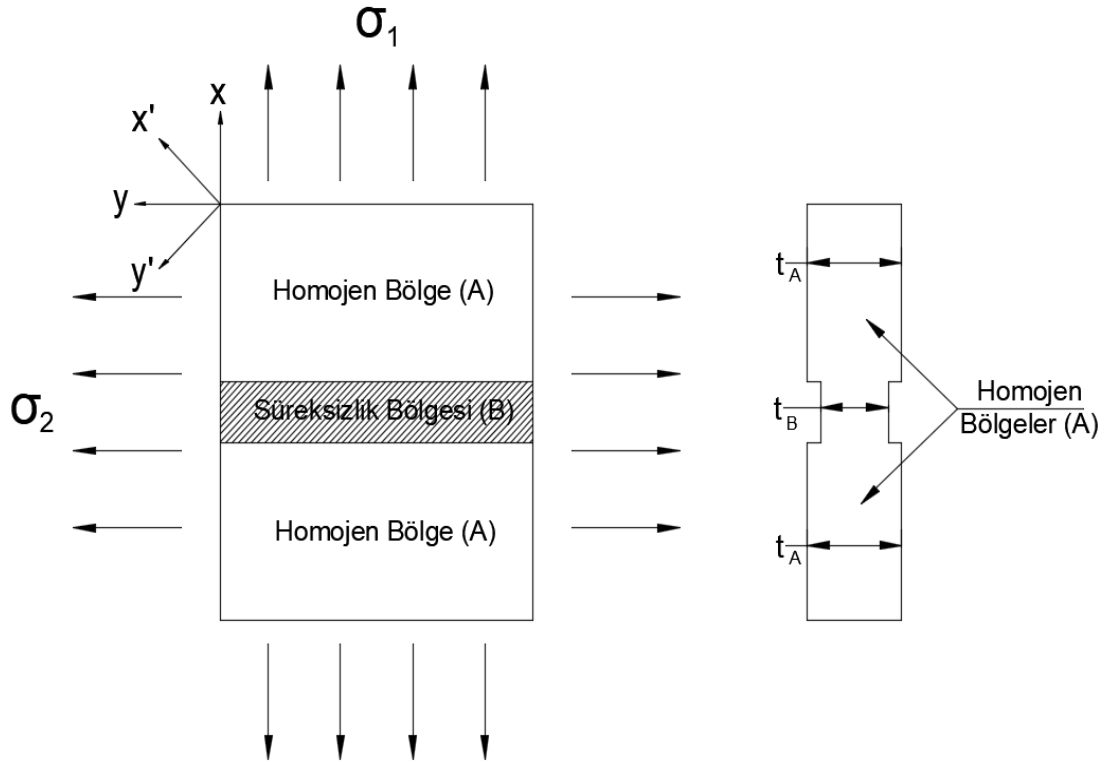
Hill [84] ise lokal boyun verme sınırını tahmin edebilmek amacıyla başka bir model önermiştir. Bu kritere göre majör çekme değeri maksimum değerine ulaştığında lokal boyun verme gerçekleşmektedir(denklem 4.4). Lokal bant ise gerininin sıfır olduğu doğrultuda oluşmaktadır.

$$\frac{1}{\sigma_1} \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = 1 + \rho \quad (4.4)$$

Lokal bandın oluştuğu açı değeri denklem 4.5 dikkate alınarak analitik olarak hesaplanabilmektedir.

$$\theta = \arctan\left(\frac{1}{\sqrt{-\rho}}\right) \quad (4.5)$$

Hill'in önerdiği bu kriter, ŞSE'nin sol tarafını (Tek eksenli çekme hattı ile düzlem gerinim çekme hattı arasında kalan bölge) başarılı bir şekilde tahmin edebilirken, eğrinin sağ tarafını (Düzlem gerinim çekme hattı ile dengeli çift eksenli çekme hattı arasında kalan bölge) tahmin edememektedir. Marciniak ve Kuczynski [85] ŞSE'nin sağ tarafını da tahmin edebilen bir yaklaşım geliştirmiştir. Bu kritere göre lokal boyun vermenin başlangıç noktası, malzemenin içerdiği bir kusurdur. Bu kusur ise numunede bir kalınlık farklı ile karakterize edilmektedir. Marciniak ve Kuczynski modelinin geometrisi Şekil 4.1'de gösterilmektedir.



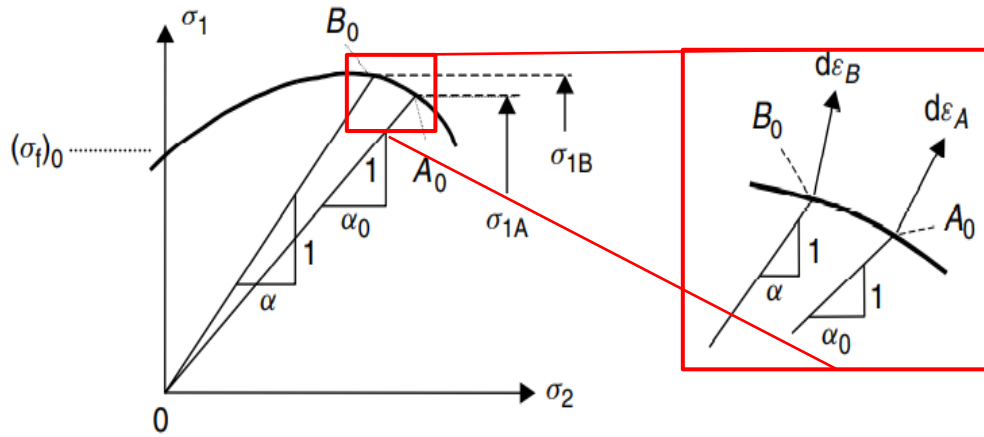
Şekil 4.1. Marciniak – Kuczynski modeline göre homojen ve süreksizlik bölgelerinin şematik temsili [86].

Yukarıdaki şekilde t_a homojen bölgenin kalınlığını, t_b ise süreksizlik bölgesinin kalınlığını belirtmektedir. Malzeme içerisindeki kusurlar, kalınlık farkına sahip bir süreksizlik bölgesiyle temsil edilmektedir. Süreksizlik bölgesinin kalınlığının homojen bölgenin kalınlığına oranı ise süreksizlik faktörü olarak tanımlanmaktadır (Denklem 4.6).

$$f_0 = \frac{t_b}{t_a} \quad (4.6)$$

Numune çekmeye zorlandığında homojen bölgeler ve homojen olmayan süreksizlik bölgesi çekme gerilmelerine maruz kalacaktır. Burada kesit alanı daha düşük olmasından kaynaklı olarak süreksizlik bölgesi homojen bölgeye göre daha önce akma sınırına ulaşacaktır ancak homojen bölge akma gerilmesine ulaşmadan homojen olmayan süreksizlik bölgesi akamayacaktır. Böylece, homojen bölgedeki gerilme hali akma sınırına ulaşıncaya kadar süreksizlik bölgesinin yükleme noktası akma yüzeyinde sola doğru hareket edecektir (Şekil 4.2). İki bölge akmaya başladığında ise akma yüzeyindeki gerinim yönleri değiştiği için homojen ve homojen olmayan bölgeler farklı gerilme şartlarına maruz kalacaklardır. Homojen bölge düzlem gerinim

durumuna ulaştığında ise bant doğrultusunda gerinim olmayacaktır. Bu durumda süreksizlik bölgesi kopana kadar deforme olmaya devam edecektir ve homojen bölgedeki yük boşalacaktır. Bu anda kusuru temsil eden süreksizlik bölgesinin hemen dışında, homojen bölgeden elde edilen gerinimler ŞSE için majör ve minör gerinimler (ϵ_{1A} , ϵ_{2A}) olacaktır.



Şekil 4.2. Homojen ve homojen olmayan süreksizlik bölgelerinin davranışının akma yüzeyi üzerindeki gösterimi [87].

Marciniak ve Kuczynski modeli, ŞSE'nin sağ tarafı için isabetli sonuçlar verebilmektedir. Bununla birlikte mevcut modelin ŞSE'nin sol tarafını da isabetli bir şekilde tahmin edebilen genişletilmiş modelleri mevcuttur [28, 87].

Keeler ve Brazier [88], gerçekleştirmiş olduğu testlere bağlı olarak, pekleşme üstelini ve malzeme kalınlığını dikkate alan analitik bir yöntem önermiştir. Bu yöntem ŞSE'nin elde edilebilmesi için pratik bir yöntem sunmaktadır. Günümüzde de yaygın bir biçimde kullanılan bu yöntemde şekillendirme sınırının düzlem gerinim durumu için sınırı denklem 4.7 ve denklem 4.8'de gösterilmektedir.

$$\epsilon_{\text{ŞSD}_0} = \ln \left(1 + (23,3 + 14,13t) \frac{n}{0,21} \right); \quad (n < 0,21) \quad (4.7)$$

$$\epsilon_{\text{ŞSD}_0} = \ln(1 + (23,3 + 14,13t)); \quad (n \geq 0,21) \quad (4.8)$$

Burada n ve t parametreleri sırasıyla pekleşme üsteli ve malzeme kalınlığını belirtmektedir. Eğrinin sol ve sağ tarafları için majör gerinimler ise denklem 4.9 ve denklem 4.10'da verilmektedir.

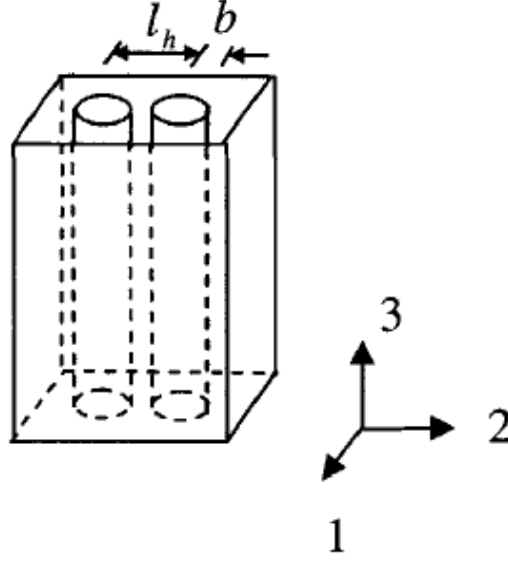
$$\varepsilon_1 = \varepsilon_{SSD_0} - \varepsilon_2; \quad (\varepsilon_2 < 0) \quad (4.9)$$

$$\varepsilon_1 = \ln(0,6 \exp(\varepsilon_2) - 1) + \exp(\varepsilon_{SSD_0}); \quad (\varepsilon_2 > 0) \quad (4.10)$$

ε_{SSD_0} değeri düzlem gerinim çekme hattı üzerindeki majör gerinim değerini temsil etmektedir. Önerilen bu kriter malzemenin anizotropisini veya test şartlarını dikkate almamaktadır. Bu hususların dikkate alınmaması bir dezavantaj olsa bile, bu yöntem kullanılarak bir malzemenin ŞSE'si sınırlı bir veriyle kolaylıkla elde edilebilmektedir. Ayrıca Keeler-Brazier modeli ŞSE'nin sağ ve sol bölgeleri için tutarlı tahminler yapabilmektedir.

4.2. Boşluk Büyümesini ve Birleşimini Dikkate Alan Yöntemler

Sünek kırılma süreci, belirli bir plastik deformasyon sonrasında, malzemenin iç yapısında bulunan süreksizlikler, ikinci fazların veya saf olmayan parçacıkların yakınlıklarında mikro boşlukların oluşmasını içermektedir. Bu boşluklar deformasyonun devamında büyürler ve büyüyen boşluklar arasında kayma bantları oluşur. Malzeme, üzerine uygulanan yükü taşıyamayacak duruma geldiğinde ise kırılır [9]. Bazı araştırmacılar boşlukların oluşumu ve bu boşlukların birleşimi üzerine yoğunlaşmışlardır. Bu alanda ilk çalışmalar McClinton tarafından yapılmıştır. McClintock [89] eliptik boşluklar bulunan viskoz malzemeler için silindirik boşlukların büyümesi ve birleşmesine bağlı bir hasar kriteri önermiştir. Boşlukların bulunduğu malzemeler farklı asal gerilme oranlarına maruz bırakılmıştır. Hasar kriterinin geliştirilmesinde Levy-Mises denklemleri kullanılmış ve silindirik koordinatlarda denge denkleminde yola çıkılarak hasar kriteri geliştirilmiştir.



Şekil 4.3. Silindirik boşluğa sahip model [89].

Her bir deliği saran dairesel bir hücrenin olduğu ve deliğin genişleyip bu hücrenin sınırlarına ulaşmasıyla hasarın meydana geldiği kabul edilmiştir. Buna bağlı olarak izafi boşluk büyüme faktörü F_{zb} şu şekilde ifade edilmiştir.

$$F_{zb} = \left(\frac{b}{l_b}\right) \left(\frac{b_0}{l_{b0}}\right) \quad (4.11)$$

Yukarıdaki ifade kırılma durumunda şu şekilde ifade edilebilmektedir.

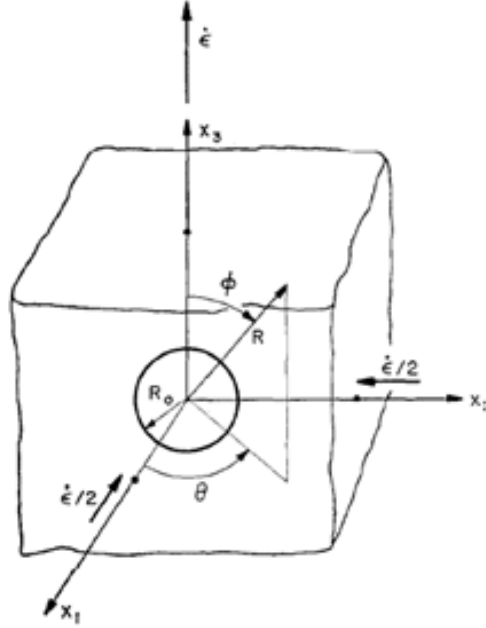
$$F_{zb}^f = \left(\frac{1}{2}\right) \left(\frac{b_0}{l_{b0}}\right) \quad (4.12)$$

Bu kritere göre izafi boşluk büyüme faktörü kritik değere F_{zb}^f ulaştığında hasarın meydana geldiği kabul edilmektedir. McClintock'un plastik pekleşen malzemeler için geliştirdiği kırılma fonksiyonu en genel haliyle denklem 4.13'te verilmektedir.

$$C_M = \int_0^{\varepsilon_f} \left[\frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh \left(\frac{\sqrt{3}(1-n)(\sigma_1 + \sigma_2)}{2\sigma_{e\varphi}} \right) + \frac{3}{4} \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)}{\sigma_{e\varphi}} \right] d\varepsilon_{e\varphi} \quad (4.13)$$

Denklem 4.13'te verilen C_M malzeme sabitidir. Ayrıca McClintock yürütmüş olduğu çalışmasında, gerilme üç eksenliliğinin kırılma gerinimini olumsuz yönde etkilediğini belirtmiştir. Gerilme üç eksenliliği arttıkça boşluk büyüme hızının da arttığını kaydetmiştir.

Rice ve Tracey [90] bünyesinde boşluk içeren elastik rijit ve sıkıştırılmaz plastik malzemede akış alanını modellemek için bir kriter önermiştir. Bu akış alanı üniform gerilme – gerinim hız alanına maruz bırakılmıştır. Pekleşmeyen bir malzemede tek bir küresel boşluğun genişlemesi problemi için ayrıca Rayleigh – Ritz metodu uygulanmıştır. Malzeme içindeki kusur araştırmacılar için küresel bir boşluk olarak varsayılmıştır (Şekil 4.4).



Şekil 4.4. Basit çekme gerinimine maruz küresel boşluklu model [90].

Çalışmada maksimum plastik iş dağılımı modeli, (Maksimum work dissipation) hasar kriterinin geliştirilmesi için kullanılmıştır. Konvekslik ve normallik koşulu şu şekilde ifade edilebilmektedir.

$$[S_{ij}(\dot{\epsilon}) - S_{ij}^*] \dot{\epsilon}_{ij} \geq 0 \quad (4.14)$$

Burada S_{ij}^* güncel akma yüzeyi üzerindeki deviatorik gerilme durumudur. Böylece herhangi bir hız alanı için bir Q fonksiyonu şu şekilde tanımlanmıştır.

$$Q(\dot{u}) = \int [S_{ij}(\dot{\epsilon}) - S_{ij}^*] \dot{\epsilon}_{ij} dV - \sigma_{ij}^{\infty} \int n_i \dot{u}_j dS \quad (4.15)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}) \quad (4.16)$$

S_{ij} gerilmenin deviatorik bileşenini temsil etmektedir. ∞ indisi ise malzemenin maruz bırakılan (dış etki) büyüklüklerini temsil etmektedir. Rayleigh – Ritz metodu kullanılarak hız alanı üç parçaya bölünmüştür. Bunlar üniform gerinime sebep olan hız alanı $\dot{\epsilon}_{ij}^{\infty}$, delikte şekil değişimine sebep olmayan ama hacim değişimine sebep olan küresel simetrik bir hız alanı ve delikte hacim değişime sebep olmayan ama şekil değişimine sebep olan uzak mesafelerde bozulan (etkisi kaybolan) bir hız alanıdır.

$$\dot{u}_i = \dot{\epsilon}_{ij}^{\infty} x_j + D\dot{u}_i^D + E\dot{u}_i^E \quad (4.17)$$

Yukarıdaki eşitlikte \dot{u} hız alanını, D delik genişleme faktörünü (Dilatational void growth factor), E şekil değişimine sebep olan faktörü ifade etmektedir. $Q(u) = Q(D, E)$ fonksiyonunu minimize etmek için kullanılan D ve E faktörleri şu şekilde belirlenebilmektedirler.

$$\int [S_{ij}(D, E) - S_{ij}^{\infty}] \dot{\epsilon}_{ij}^D dV = \sigma^{\infty} \int n_i \dot{u}_i^D dS \quad (4.18)$$

$$\int [S_{ij}(D, E) - S_{ij}^{\infty}] \dot{\epsilon}_{ij}^E dV = S_{ij}^{\infty} \int n_i \dot{u}_j^E dS \quad (4.19)$$

Rice ve Tracey'nin önerdiği hasar modeli (VGM) denklem 4.20'de verilmektedir.

$$C_{RT} = \int_0^{\epsilon_f} \left[\exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_{e\dot{s}d}}\right) \right] d\epsilon_{e\dot{s}d} \quad (4.20)$$

Denklem 4.20'de verilen C_{RT} malzeme sabiti, σ_m ortalama gerilmedir. Bu çalışmada da küresel boşluklar için delik genişleme hızının üç eksenli gerilme haline bağlı olarak üstel şekilde arttığı gözlemlenmiştir. Buna bağlı olarak, maruz bırakılan uniform plastik deformasyon alanında hidrostatik gerilmenin etkisinin ilave edilmesiyle delik genişleme hızları ciddi oranda artmaktadır. Ayrıca orta ve yüksek üç eksenlilikte, delikte hacim değişimine sebep olan faktörün (D), şekil değişimine sebep olan faktöre baskın geldiği görülmüştür.

4.3. Mikromekanik Modeller

McClintock [89] ve Rice ve Tracey [90] izole edilen bir boşluğun plastik deformasyonunu inceleyerek boşluklar arası birleşmeye dayanan boşluk birleşimine bağlı boyun verme hasarını tahmin etmeye çalışmıştır. Bu analizler boşluk birleşiminin

meydana geldiği gerinimi çok fazla bir aralıkta öngörebilmektedir [91]. Çünkü bu modellere göre hasar, genişleyen boşluklar birbirine temas ettiğinde gerçekleşmektedir. Bunu dikkate alarak Gurson [92] plastik sıkıştırılmaz bir matrisin içinde bir boşluğun oluşumunu ve büyümesini içeren bir sünek kırılma kriteri önermiştir. Bu modelde hasar mekanizması aynı zamanda malzemenin plastik davranışına da etki etmektedir. Gurson'un önerdiği akma fonksiyonu denklem 4.21'de verilmiştir.

$$f = \frac{\sigma_{esd}^2}{\sigma_M^2} + 2p_v \cosh \frac{3\sigma_m}{2\sigma_M} - (1 + (p_v)^2) = 0 \quad (4.21)$$

Burada p_v boşluk hacim oranıdır. Bu değer kritik bir sınıra ulaştığında ise hasar öngörülmektedir. σ_M matristeki mikroskobik gerilmeyi, σ_m ortalama gerilmeyi ifade etmektedir. Gurson ayrıca boşluk hacim oranının artımını, boşluğun oluşumu ve büyümesi olarak iki farklı unsurun bileşimi olarak ele almıştır.

$$df = df_{büyüme} + df_{oluşum} \quad (4.22)$$

Tvergaard [93, 94], Gurson'un önerdiği akma fonksiyonuna iki katsayı (q_1 , q_2) daha eklemiştir (Denklem 4.23).

$$f = \frac{\sigma_{esd}^2}{\sigma_M^2} + 2q_1 p_v \cosh \frac{3q_2 \sigma_m}{2\sigma_M} - (1 + (q_1 p_v)^2) = 0 \quad (4.23)$$

Tvergaard ve Needleman [91] ayrıca modifiye edilen bu modeli dairesel bir numunenin çekme testinde meydana gelen hasar mekanizmasını incelemek için kullanmıştır. Bu anlamda sonlu elemanlar analizlerini de yürütmüşlerdir. Çok yüksek boşluk hacim oranlarının boyun bölgesinin merkezine yakın ve çok küçük alanlarda yoğunlaştığı kaydedilmiştir. Bu durumun, boşluk büyümesinin hidrostatik gerilmeye olan bağlılığının bir sonucu olduğu kaydedilmiştir. Hidrostatik gerilmenin boynun merkezinde maksimum değere ulaştığı görülmüştür. Sayısal çözümler kayma bantlarının oluşumunu ve sonrasında gelen bölgesel deformasyonların ilerlemesinin, bantların içerisindeki boşlukların birleşmesinin bir sonucu olduğunu göstermiştir. Sonuçların ayrıca sonlu elemanlar ağ yapısına bağlı olduğu ve kayma bantlarının düzlem gerinim şartlarında oluştuğu da görülmüştür.

4.4. Ampirik Modeller

Ampirik sünek kırılma modelleri, bir ağırlık fonksiyonunun eşdeğer gerinim üzerindeki integralinin değerinin, kritik bir değere ulaşmasıyla hasarın meydana geldiğini öngörmektedir (Denklem 4.24). Burada, integral sınırının başlangıcı, ilgili malzemenin deformasyonunun başlangıcı olup, integral sınırının sonu ise kırılmanın gerçekleştiği gerinim değeridir.

$$C = \int_0^{\epsilon_{eş(k)}} w(\sigma_{ij}) d\epsilon_{eşd} \quad (4.24)$$

Denklem 4.24'te belirtilen w ağırlık fonksiyonunu temsil etmektedir. Bu konuda ilk olarak Freudenthal [95] enerji tabanlı bir kriter olan genelleştirilmiş plastik iş kriterini ortaya atmıştır. Plastik iş hem gerilmeye hem de gerinime bağlı bir fonksiyon olup, malzemenin gerilme – gerinim eğrisinin altında kalan alanını tanımlamaktadır. Sünek malzemelerde elastik gerinim değeri ve buna bağlı olarak rezilyans değeri düşük olduğu için, eşdeğer plastik gerinim değeri yerine eşdeğer gerinim değeri dikkate alınabilmektedir [4, 25]. Bu kriter, malzemede deformasyona bağlı olarak meydana gelen plastik iş değerinin, bir çekme testinde numune kopuncaya kadar geçen sürede aynı test numunesinde ulaşılan plastik iş değerine eşit olduğunda kırılmanın meydana geleceğini öngörmektedir. Bu kriter denklem 4.25'de verilmektedir.

$$C_F = \int_0^{\epsilon_{eş(k)}} \sigma_{eşd} d\epsilon_{eşd} \quad (4.25)$$

Genelleştirilmiş plastik iş kriteri daha açık olarak denklem 4.26'de görüldüğü gibi de ifade edilebilmektedir.

$$C_F = \int_0^{\epsilon_{eş(f)}} (\sigma_{xx} d\epsilon_{xx} + \sigma_{yy} d\epsilon_{yy} + \sigma_{zz} d\epsilon_{zz} + 2(\sigma_{xy} d\epsilon_{xy} + \sigma_{yz} d\epsilon_{yz} + \sigma_{zx} d\epsilon_{zx})) \quad (4.26)$$

Cockcroft ve Latham [96], bakır malzemeler üzerinde bazı çekme testleri gerçekleştirmiştir. Belirli bir deformasyonun sonunda boyun veren numunelerden bazıları tekrar işlenerek, boyun veren bölgeler düzeltilmiştir ve bu numuneler üzerindeki çekme işlemine devam edilmiştir. Araştırmacılar, üçeksenlilik etkisi minimize edilen bu numunelerin, diğerlerine nazaran daha yüksek bir gerinim değerinde koptuğunu gözlemlemiş ve doğal süneklik kavramını ortaya atmışlardır.

Doğal süneklik değeri, malzemenin, üç eksenlilik etkisi olmadan ulaşabileceği maksimum gerinim değerini ifade etmek için kullanılmıştır. Ayrıca araştırmacılar, kırılma durumunun genelleştirilmiş plastik iş kriterinde kullanılan eşdeğer gerilme değeri yerine maksimum aksenal gerilme değeri kullanılarak daha doğru tahmin edilebileceğini öne sürmüştür (Denklem 4.27).

$$C_{CL} = \int_0^{\epsilon_{es}(k)} \sigma_1 d\epsilon_{esd} \quad (4.27)$$

Eksenal gerilme ise çekme yönündeki nominal gerilmeye, numunenin boyun vermesinden kaynaklı ortaya çıkan hidrostatik gerilmenin ilave edilmesiyle elde edilebilmektedir [97]. Bu amaçla aksenal yönde meydana gelen maksimum gerilmeyi elde etmek için nominal gerilme bir düzeltme faktörü ile çarpılmaktadır.

Brozzo ve arkadaşları da [98] Cockcroft ve Latham'ın önerdiği kriteri geliştirmiş ve denklem 4.28'de verilen kriteri önermiştir.

$$C_B = \int_0^{\epsilon_{es}(k)} \frac{2\sigma_1}{3(\sigma_1 - \sigma_h)} d\epsilon_{esd} \quad (4.28)$$

Burada σ_h hidrostatik gerilmeyi, C_B kalibre edilmesi gereken malzeme katsayısını ifade etmektedir. Sonradan, Oh ve arkadaşları da [99] Cockcroft ve Latham'ın önerdiği kriter üzerine bazı katkılar yapmıştır.

Oyane [9], malzeme içindeki boşlukları küresel kabul ederek ve üniform uzama sınırını hasarın başlangıcı kabul ederek başka bir ampirik model önermiştir. Bu kapsamda Mises akma fonksiyonunu kullanmış ve gerilme – gerinim arasında ilişki kurmak için Levy-Mises eşitliklerinden faydalanmıştır. Ayrıca Oyane bu yaklaşımına izafi yoğunluk kavramını da eklemiştir. İzafi yoğunluk, gözenekli malzemenin yoğunluğunun, aynı malzemenin sürekli metal yoğunluğuna oranı olarak tanımlanmıştır. Buna göre bir f yoğunluk fonksiyonu şu şekilde ifade edilmiştir.

$$f = \frac{1}{3} \left(1 + \sqrt{\frac{\gamma}{(1-\gamma)}} \right) \quad (4.29)$$

γ izafi yoğunlu temsil etmekle birlikte bu değer 1 olması malzemede hiçbir boşluğun olmaması anlamına gelmektedir. Hacimsel gerinim ile izafi yoğunluk arasında denklem 4.30'da belirtildiği gibi bir ilişki mevcuttur.

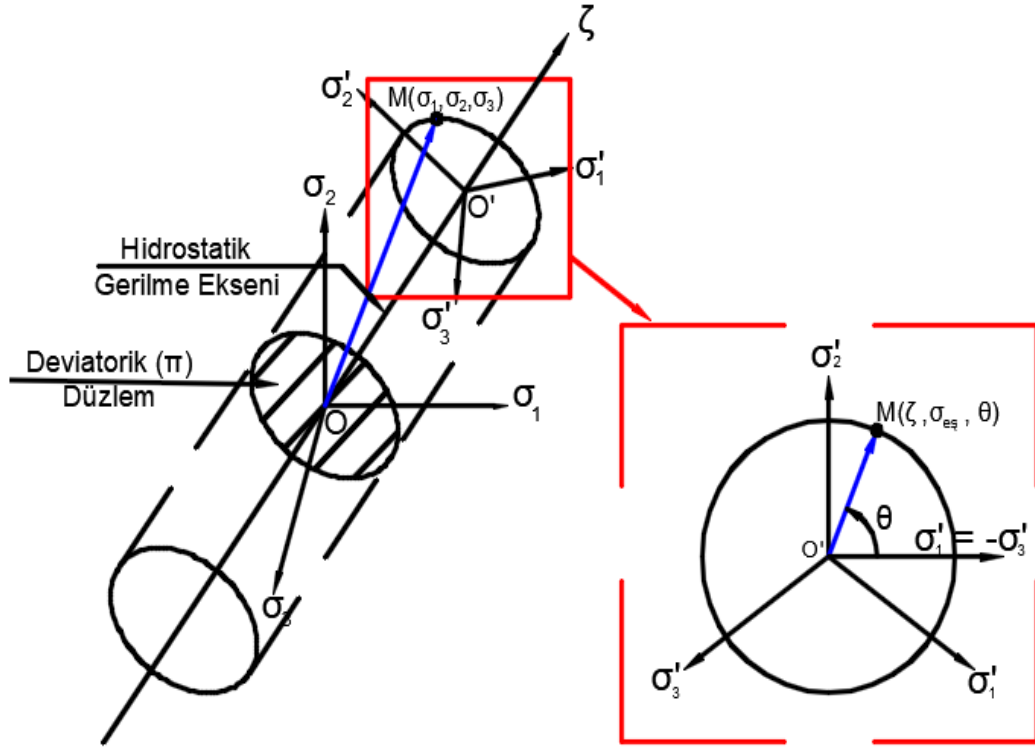
$$\varepsilon_H = -\ln\gamma \quad (4.30)$$

Oyane'ın önerdiği kriter denklem 4.31'de verilmektedir.

$$C_0 = \int_0^{\varepsilon_{vf}} \frac{Yf^2}{a_0} = \int_0^{\varepsilon_{e\varnothing(k)}} \left(1 + \frac{1}{a_0} \frac{\sigma_m}{\sigma_{e\varnothing d}}\right) d\varepsilon_{e\varnothing d} \quad (4.31)$$

C_0 ve a_0 iki farklı gerilme etkisi altında gerçekleştirilen testlerden kalibre edilmesi gereken malzeme katsayılarıdır.

Literatürde başka ampirik kriterler de mevcuttur [100-103]. Bu kriterlerin büyük bir kısmı gerilme üçeksenliliğini dikkate almaktaydı, ancak aynı malzemenin dengeli çift eksenli yükleme, tek eksenli çekme, düzlem gerinim çekme, basit kayma, tek eksenli basma gibi çeşitli yükleme şartları altındaki kırılma gerinim tahminlerinde genel olarak başarılı sonuçlar verememekteydi [4]. Bu eksiklik, önerilen modellerin az sayıda mekanik test veya benzer yükleme şartları altında yapılan testler ile kalibre edilmesinden kaynaklanmaktadır. Bu sebeple, ilk olarak Bai [12] AA2024-T351 alüminum alaşımını kullanarak geniş çapta farklı numuneler üzerinde çekme ve basma testleri gerçekleştirmiştir. Bu kapsamda Bai, standart çekme test numunelerini, çentikli çekme testi numunelerini ve çentikli levhaları kullanarak çekme testlerini yürütmüştür. Ayrıca silindirik numuneler üzerinde basma-yığıma testi yapmıştır. Böylece, alüminyum alaşımının farklı yükleme şartları altındaki kırılma geriniminin değişimini incelemiştir. Bai söz konusu çalışmasında Lode açısının da etkisine vurgu yapmış ve Lode parametresini dikkate alan hibrit bir sünek kırılma kriteri önermiştir. Bununla birlikte Mohr-Coulomb kriterini de Lode'ye ve gerilme üçeksenliliğine bağlı ifade ederek bir sünek kırılma kriteri geliştirmiştir. Benzer şekilde Xue'de [104] plastik kırılma geriniminin Lode açısına bağlılığını vurgulamıştır. Lode açısı, herhangi bir yükleme noktasının (M) deviatorik düzlem üzerindeki iz düşümünün referans saf kayma ($\sigma'_1 = -\sigma'_3$) eksenine ile arasındaki açıyı ifade etmektedir. Hidrostatik eksen ise deviatorik düzleme dik yöndedir. Şekil 4.5 te Lode açısı (θ) ve hidrostatik gerilmenin geometrik tasviri gösterilmektedir.



Şekil 4.5. Deviatorik düzlem ve Lode açısı.

Sünek kırılma kriterleri, kartezyen koordinat sisteminde asal gerilme bileşenleri ile ifade edilebildiği gibi, silindirik koordinat sisteminde de ifade edilebilmektedir (Şekil 4.5). Hidrostatik gerilme, ortalama gerilmenin bir fonksiyonudur (Denklem 4.32) ve ortalama gerilme ile gerilme üçeksenliliği (η) arasında denklem 4.33'teki gibi bir ilişki mevcuttur.

$$|OO'| = \zeta = \sigma_m \sqrt{3} \quad (4.32)$$

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{esd}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3 \sigma_{esd}} \quad (4.33)$$

Lode parametresi ise Lode açısına bağlı bir fonksiyonu olup denklem 4.34'te ifade edilebilmektedir [34].

$$L = \sqrt{3} \tan \theta = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (4.34)$$

Böylece asal gerilmeler, $\sigma_{eş}$, L ve η cinsinden denklem 4.35-4.37'deki gibi ifade edilebilmektedir.

$$\sigma_1 = \sigma_m + \sigma'_1 = \sigma_{eşd} \left(\eta + \frac{3-L}{3\sqrt{L^2+3}} \right) \quad (4.35)$$

$$\sigma_2 = \sigma_m + \sigma'_2 = \sigma_{eşd} \left(\eta + \frac{2L}{3\sqrt{L^2+3}} \right) \quad (4.36)$$

$$\sigma_3 = \sigma_m + \sigma'_3 = \sigma_{eşd} \left(\eta - \frac{3+L}{3\sqrt{L^2+3}} \right) \quad (4.37)$$

Bu kapsamda önerilen yeni sünek hasar modelleri gerilme üç eksenliliğini ve Lode parametresini dikkate almaktadır. Wierzbicki ve arkadaşları [105] Rice ve Tracey'nin önerdiği VGM modelini (genelleştirilmiş hali denklem 4.38'de verilmektedir) genişleterek denklem 4.39'da verilen modeli önermiştir.

$$\bar{\epsilon}_{p,k(VGM)}(\eta) = a_1 e^{-a_2 \eta} \quad (4.38)$$

$$\bar{\epsilon}_{p,k(W)}(\eta, L) = a_1 e^{-a_2 \eta} - [a_1 e^{-a_2 \eta} - a_3 e^{-a_4 \eta}] \left(1 - \left(\frac{L(L-3)(L+3)}{(L^2+3)^{\frac{3}{2}}} \right)^m \right)^{\frac{1}{m}} \quad (4.39)$$

Bu modelde $a_1 e^{-a_2 \eta}$ ifadesi üç boyutlu kırılma yüzeyinin alt limitini, $a_3 e^{-a_4 \eta}$ ise üst limitini ifade etmektedir. a_{1-4} parametreleri ise farklı geometrik süreksizliklere sahip numunelerin çekme testleri ile kalibre edilmektedir. $\bar{\epsilon}_{p,k}$ ise eşdeğer plastik kırılma gerinimini ifade etmektedir.

Bai [12] Mohr-Coulomb kriterini, gerilme üç eksenliliğini ve Lode parametresini dikkate alacak şekilde genişletmiştir. Bu kriter Modifiye Mohr-Coulomb kriteri olarak anılmakta olup eşdeğer plastik kırılma gerinimi şu şekilde ifade edilmektedir.

$$\bar{\epsilon}_{p,k(MMC)}(\eta, L) = \left[\frac{K}{b_2} \left[b_3 + \frac{\sqrt{3}}{2-\sqrt{3}} (b_4 - b_3) \left(\sqrt{\frac{3+L^2}{3}} - 1 \right) \right] \left[\sqrt{\frac{1+b_1^2}{3+L^2}} + b_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \frac{-L}{\sqrt{3+L^2}} \right) \right]^{-\frac{1}{n}} \right] \quad (4.40)$$

Bu kriteri basma-yığıma testi yapıldığı durumda 4 adet, basma-yığıma testi yapılmadığında ($b_4 = 1$) ise 3 adet parametreye sahiptir. K ve n parametreleri ise malzemenin pekleşme davranışı ile ilişkilidir.

Ko ve arkadaşları [106] Cockcroft ve Latham modeli ile Oyane'ın modelinin birleşimini içeren bir sünek kırılma modeli önermiştir. Bu modelde eşdeğer plastik kırılma gerinimi şu şekilde ifade edilmektedir.

$$\bar{\epsilon}_{p,k(KH)}(\eta, L) = \frac{C_{KH}}{(\eta + \frac{3-L}{3\sqrt{L^2+3}})(<1+3\eta>)} \quad (4.41)$$

Burada $< >$ işareti Macauley parantezidir. Bu işaretin içinde kalan ifade pozitif ise ifade doğrudan hesaba katılır. Eğer bu ifade negatif veya 0 ise, ifade doğrudan 0'a eşitlenir.

Lou ve arkadaşları [11] boşluk oluşumunu tanımlamak için eşdeğer plastik gerinimi, boşluk büyümesini tanımlamak için gerilme üç eksenliliğini ve büyüyen boşlukların birleşimini tanımlamak için Lode parametresini içeren bir sünek kırılma kriteri önermiştir. Bu kriteri DF2012 kriteri olarak anılmakta olup denklem 4.42'de verilmiştir.

$$\bar{\epsilon}_{p,k(DF2012)}(\eta, L) = \frac{C_3}{(\frac{2\tau_{maks}}{\sigma_{eş}})C_1(\frac{<1+3\eta>}{2})C_2} \quad (4.42)$$

Burada maksimum kayma gerilmesi denklem 4.43 kullanılarak hesaplanabilmektedir.

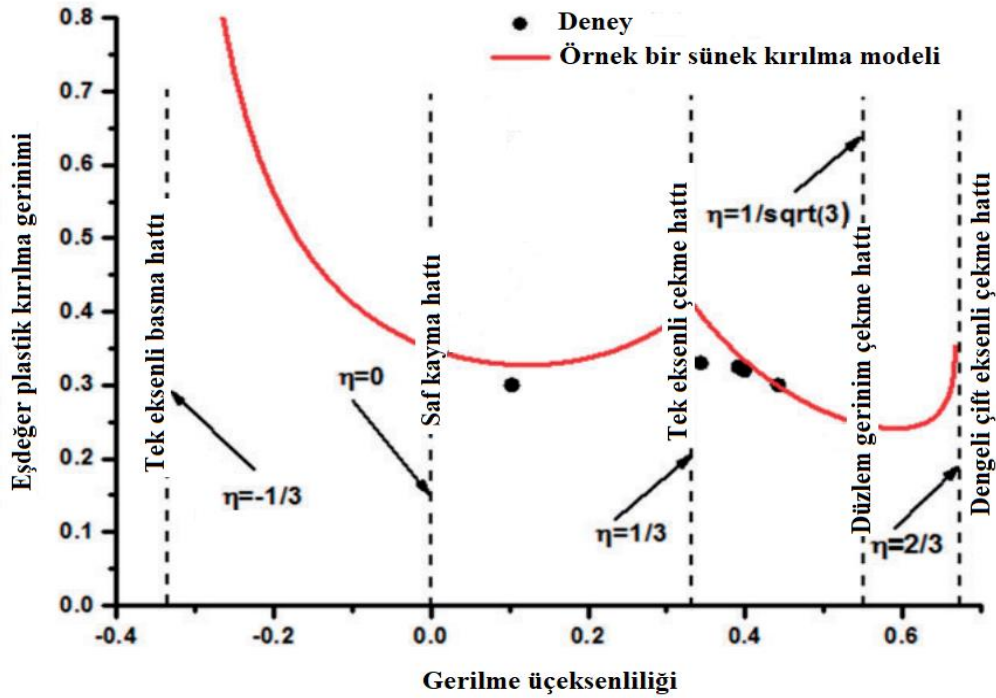
$$\tau_{maks} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (4.43)$$

Denklem 4.35, 4.37 ve 4.43, Eşitlik 4.42'ye dahil edildiğinde DF2012 kriteri denklem 4.44'deki gibi ifade edilebilmektedir.

$$\bar{\epsilon}_{p,k(DF2012)}(\eta, L) = \frac{C_3}{(\frac{2}{\sqrt{L^2+3}})C_1(\frac{<1+3\eta>}{2})C_2} \quad (4.44)$$

Yukarıdaki eşitlikte elde edilmesi gereken üç adet parametre (c_1 , c_2 ve c_3) mevcuttur ve bu parametreler farklı çentik geometrilerine sahip test numunelerinin çekme testlerinden elde edilebilmektedir.

Yukarıda belirtilen ampirik modeller kalibre edilirken iki boyutlu kırılma yüzeyleri oluşturulmaktadır. İki boyutlu kırılma yüzeyi, tek eksenli basma hattı ile dengeli çift eksenli yükleme hattı arasındaki farklı gerilme şartları için malzemenin eşdeğer plastik gerinim değerlerinin tahmin edildiği bir grafikdir. Bu grafiğin elde edilmesi için farklı çentik geometrilerine sahip çekme test numunelerinin testlerinin gerçekleştirilmesi ve bu testlerin sonlu elemanlar analizlerinden eşdeğer plastik kırılma gerinimi, ortalama gerilme üçeksenliliği ve Lode parametresi (Deformasyon sürecinde gerilme üçeksenliliği ve Lode parametresi değerleri değişkenlik gösterebilmektedir. Bu sebeple sonlu elemanlar analizlerinde genellikle bu değerlerin deformasyon başlangıcından numune kırılana kadar geçen süre boyunca almış olduğu değerlerin ortalaması alınmaktadır [11, 12, 32, 41]) değerlerinin elde edilmesi gerekmektedir. Örnek bir malzemeye ait iki boyutlu kırılma yüzeyi Şekil 4.6’da verilmiştir.



Şekil 4.6. Örnek bir malzemeye ait iki boyutlu kırılma yüzeyi [41].

Ampirik sünek kırılma modelleri sonlu elemanlar yazılımlarına kolay entegre edilebilmektedirler. Ayrıca kalibrasyonları çekme testleri kullanılarak gerçekleştirilebildiği için diğer yöntemlere göre daha pratiktir. Bu sebeple mühendislik uygulamaları açısından oldukça kullanışlıdır. Tez kapsamında genelleştirilmiş plastik iş kriteri HomPol4 fonksiyonu ile birlikte farklı birçok şekillendirilebilirlik tesleri ve derin çekme işlemlerinin sayısal uygulamalarında

kullanılmıştır. Ayrıca yırtılma tahmin performansındaki gelişmeyi değerlendirilebilmek adına gerilme üçeksenliliğini dikkate alan VGM ve hem gerilme üçeksenliliğini hem de Lode parametresinin etkisini dikkate alan DF2012 kriteri de HomPol4 akma kriteri ile birlikte çift fazlı çeliklerin delik genişletme testi uygulamasında kullanılmıştır. Sonuçlar, geliştirilmiş plastik iş kriteri kullanılarak elde edilen bulgularla da karşılaştırılmıştır. Tez kapsamında kullanılan geliştirilmiş plastik işkriteri, VGM ve DF2012 kriterleri Hypela2 kullanıcı tanımlı malzeme alt programı vasıtasıyla Marc sonlu elemanlar yazılımına entegre edilmiştir (Ek E, Ek F ve Ek G).

5. SAYISAL UYGULAMALAR

Bu bölümde, polinom tipi anizotropik akma fonksiyonu ile genelleştirilmiş plastik iş hasar kriteri kullanılarak farklı şekillendirme testleri ve prosesleri için gerçekleştirilen yırtılma başlangıç tahminleri anlatılmıştır. Bu test uygulamaları, Nakajima şekillendirilebilirlik testini ve konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testlerini kapsamaktadır. Nakajima testinde, geliştirilen teorik malzeme modeli kullanılarak kırılma ve boyun verme durumları için şekillendirme sınır eğrileri elde edilmiş olup, delik genişletme testlerinde ise delik genişletme oranları ve hasarın meydana geldiği zımba yükseklikleri incelenmiştir. Ayrıca teorik modelin yırtılma başlangıcının açılma lokasyonunun tahminindeki performansı da incelenmiştir. Şekillendirme prosesleri açısından ise dikdörtgen ve silindirik kap çekme işlemleri tez kapsamında incelenmiştir. Bütün uygulamalarda sonlu elemanlar analizlerinden elde edilen sayısal veriler, deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Ayrıca sayısal olarak sac numunelerde yırtılma başlangıcının görüldüğü bölgeler tespit edilmiş ve bu bölümde sunulmuştur.

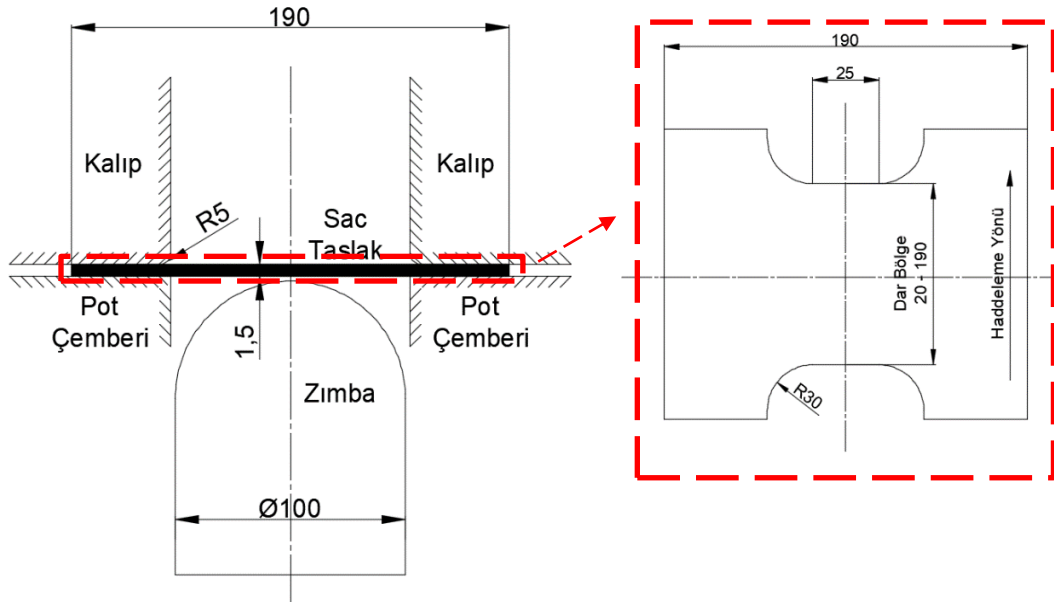
5.1. Literatür Uygulamaları

Tezin bu bölümünde, teorik modelin performansını değerlendirmek amacıyla literatürde bulunan şekillendirilebilirlik testleri ve derin çekme prosesleri ele alınmıştır. Bu uygulamalar Nakajima testi, konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi, düz zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi, dikdörtgen kap çekme ve silindirik kap çekme işlemleridir.

5.1.1. DP600 çeliğinde SSE'nin sayısal tahmini

Bu bölümde çift fazlı çeliklerden DP600 çeliğinin SSE tahmini üzerine bir çalışma yürütülmüştür. Çift fazlı çeliklerin iç yapısı ferrit matrisinin çevrelediği martenzit adacıklarından oluşmaktadır [107, 108]. Ferrit yapısı yüksek süneklik sağlarken, martenzit ise gerekli mukavemet özelliklerini sağlamaktadır. Bu çeliklerin şekillendirilebilirlik özellikleri, otomotiv sanayisinde kullanılan konvansiyonel çeliklere göre daha yüksek olmakla birlikte, mukavemet özellikleri de gelişmiştir [5].

Bu uygulamada üzerine çalışılan DP600 çeliğinin kuvvet-deplasman verileri, Nakajima testinin numune ve kalıp ölçüleri bir literatür çalışmasından temin edilmiştir [32]. Tek eksenli çekme hattından iki eksenli çekme hattına kadar olan tüm gerilme şartlarını oluşturabilmek amacıyla 190 mm uzunluğunda ve 20 mm'den başlayarak 190 mm'ye kadar farklı genişlik değerlerine sahip 10 farklı numune kullanılmıştır. Bütün Nakajima testi numunelerinin kalınlığı ise sabit olup 1,5 mm'dir. Deneylerde sac numunelerin üzerine 200 kN'luk pot çemberi kuvveti uygulanmış ve şekillendirme esnasında kalıp öğeleri arasında yağlayıcı kullanılmıştır. Zımba 90 mm/dk hızla dikey yönde hareket ederek sac taslağın şekillendirilmesi sağlanmıştır. Nakajima testi kalıp ölçüleri ve sac taslağın ölçüleri Şekil 5.1'de verilmektedir.



Şekil 5.1. Nakajima testi kalıp ve numune ölçüleri [32].

Sac numuneler 2 mm x 2 mm ölçülerinde kare ızgaralar ile markalanmıştır. Ölçümler optik bir ölçüm sistemi kullanılarak gerçekleştirilmiş olup, meydana gelen minör ve majör gerinim değerleri pozisyon ve görüntü tabanlı metotlarla analiz edilmiştir [32].

5.1.1.1. DP600 çeliğinin malzeme karakterizasyonu

İlgili çalışma kapsamında DP600 çeliğinin izotropik bir davranışa benzer bir mühendislik gerilme – gerinim davranışı sergilediği görülmüş ve bu sebeple von Mises izotropik akma fonksiyonu akma yüzeyinin sınırlarının belirlenmesi amacıyla kullanılmıştır [32]. DP600 çeliğinin akma eğrisi (pekleşme) parametreleri tersinir yöntemle elde edilmiş olup ilk pekleşme eğrisi parametrelerinden doğrulanmış eğrinin

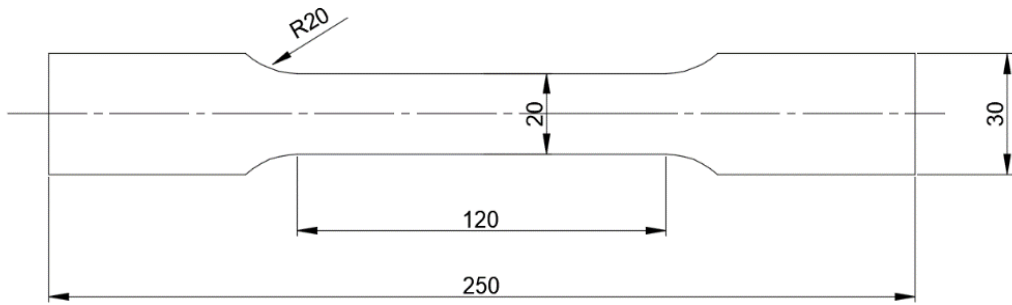
parametrelerinin eldesi ile ilgili grafikler Ek A'da gösterilmiştir. Uygulamada kullanılan DP600 çeliğinin mekanik özellikleri Tablo 5.1'de verilmektedir.

Tablo 5.1. DP600 çeliğinin mekanik özellikleri.

Parametre	Değer
Elastisite Modülü [MPa]	214000
Poisson oranı	0.3
Akma gerilmesindeki gerinim değeri	0.015
Swift mukavemet katsayısı [MPa] (C)	1143
Swift pekleşme üsteli (p)	0.1835

Bu uygulama kapsamında genelleştirilmiş plastik iş kriterinin hasar tahmin performansı incelenmiştir. DP600 çeliğinin kritik hasar parametresi (KHP), çekme testi analizleri yardımıyla kalibre edilmiştir. KHP'nin isabetli bir şekilde kalibre edilebilmesi için test simülasyonunun güvenilir olması gerekmektedir. Bu sebeple sayısal olarak elde edilen kuvvet deplasman eğrisinin deneysel verilerle uyumluluğu büyük önem arz etmektedir. Ayrıca simülasyonlarının güvenilirliği ağ yapısına da bağlılık göstermektedir.

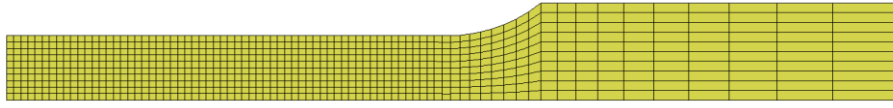
Bu kapsamda çekme test numunesi Apex programında modellenmiş ve sonrasında Marc programına aktarılmıştır. Kullanılan çekme testi ölçüleri Şekil 5.2'de verilmektedir.



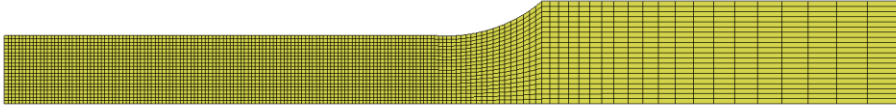
Şekil 5.2. Çekme testi numunesinin ölçüleri [32].

Çekme test numunesinin simetri özelliğinden dolayı numunenin çeyrek bölümü modellenmiştir. Tam integrasyonlu hegzahedral katı elemanlar (Hex7) ağ yapılarının oluşturulmasında kullanılmıştır. İlk olarak ağ hassasiyet çalışması yürütülmüştür. Bu

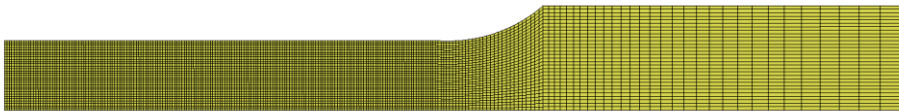
amaçla üç farklı ağ yapısı oluşturulmuştur. Oluşturulan ağ yapıları Şekil 5.3'te ve ağ yapılarının eleman sayıları Tablo 5.2'de verilmektedir.



(a)



(b)



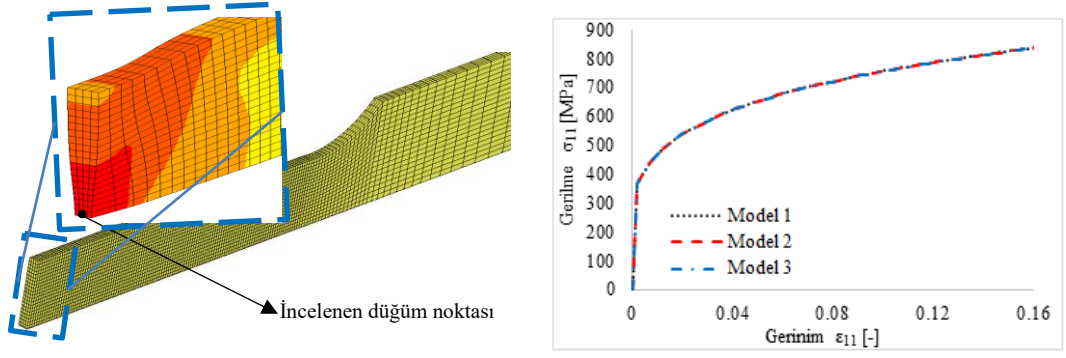
(c)

Şekil 5.3. Çekme testi simülasyonları için oluşturulan ağ yapıları: (a) Model 1. (b) Model 2. (c) Model 3.

Tablo 5.2. Ağ hassasiyet çalışmasında kullanılan modellerin eleman sayıları.

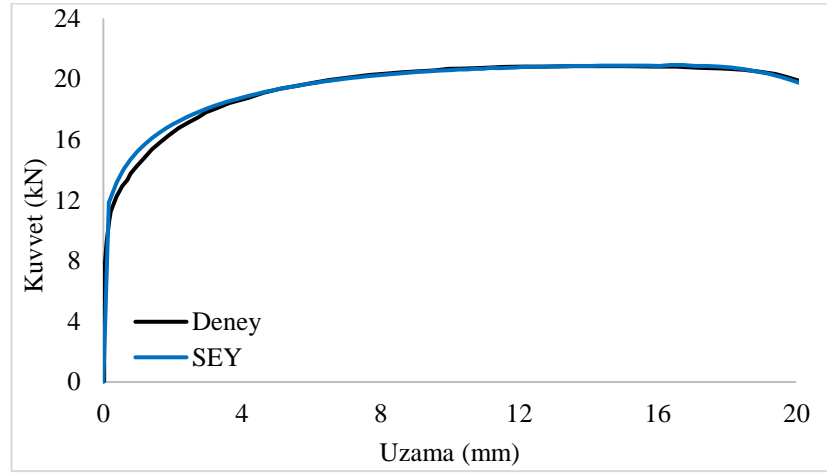
	Toplam eleman	Kalınlık yönündeki eleman sayısı
Model 1	1600	2
Model 2	12800	4
Model 3	43200	6

Ağ hassasiyet çalışması çerçevesinde oluşturulan modellerin çekme simülasyonları maksimum çekme gerilmesine karşılık gelen deplasman değerine kadar gerçekleştirilmiştir. Elde edilen gerilme – gerinim sonuçları Şekil 5.4'te verilmiştir.



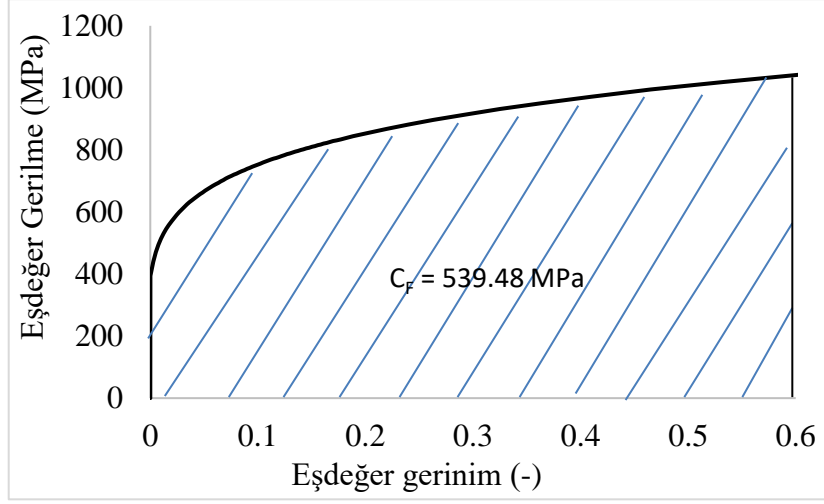
Şekil 5.4. Farklı ağ yapılarından elde edilen gerilme – gerinim eğrileri.

Şekil 5.4'ten de görüldüğü üzere elde edilen sonuçlar birbiriyle neredeyse aynıdır. Çözüm hassasiyeti açısından Model 2 seçilmiş olup, Model 2'deki ağ yapısına benzer bir ağ yapısı, Nakajima numunelerinin merkez bölgesinde de oluşturulmuştur. Bununla birlikte, Model 2 için çekme testi simülasyonu tekrarlanmış ve numune bu sefer kırılma uzaması değerine kadar çekilmiştir. Bu esnada kuvvet-uzama verileri elde edilmiş ve sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Karşılaştırma sonuçları Şekil 5.5'te verilmektedir.



Şekil 5.5. Sayısal ve deneysel kuvvet – uzama eğrilerinin karşılaştırılması.

Şekil 5.5'ten de görüldüğü üzere, SE analizleri ile elde edilen sonuçlar deneysel verilerle büyük oranda örtüşmektedir. Bu örtüşme KHP'nin doğruluğu açısından yeterlidir. Çekme testi analizinden KHP'yi elde etmek için eşdeğer gerilme – gerinim eğrisi elde edilmiş olup bu eğrinin altında kalan alan trapez kuralı ile hesaplanmıştır (Şekil 5.6).



Şekil 5.6. Kırılma başlangıcı için KHP'nin hesaplanması.

Uniform uzama sınırına kadar olan bölgenin alanı boyun verme sınırı için KHP, eğrinin tamamının altında kalan alan ise yırtılma başlangıcı için KHP olarak hesaplanmıştır. Elde edilen KHP değerleri Tablo 5.3'te verilmektedir.

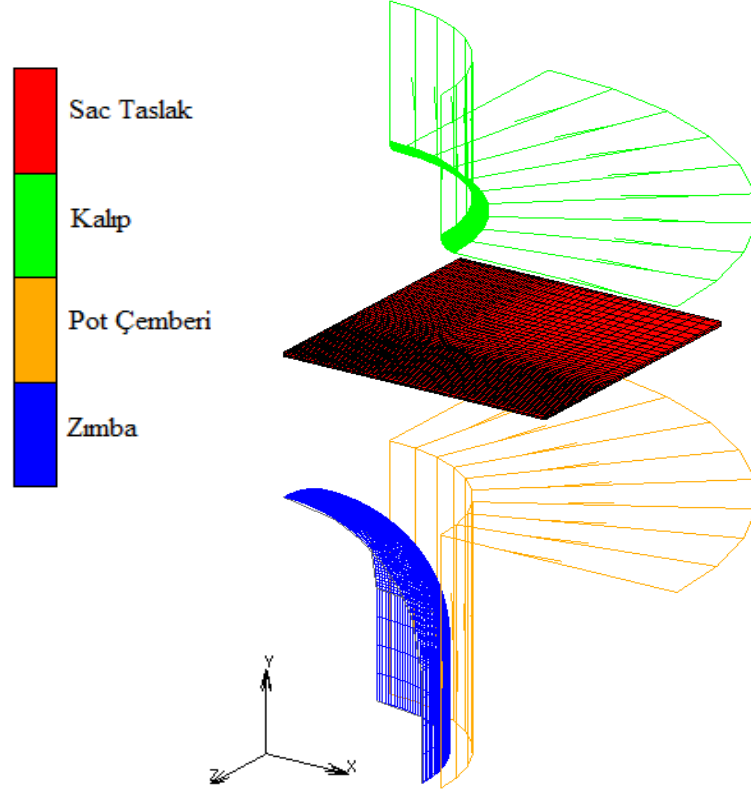
Tablo 5.3. Elde edilen KHP değerleri.

	Boyun Verme	Kırılma
Uzama değeri (mm)	13.20	20.32
KHP (MPa)	102.72	539.48

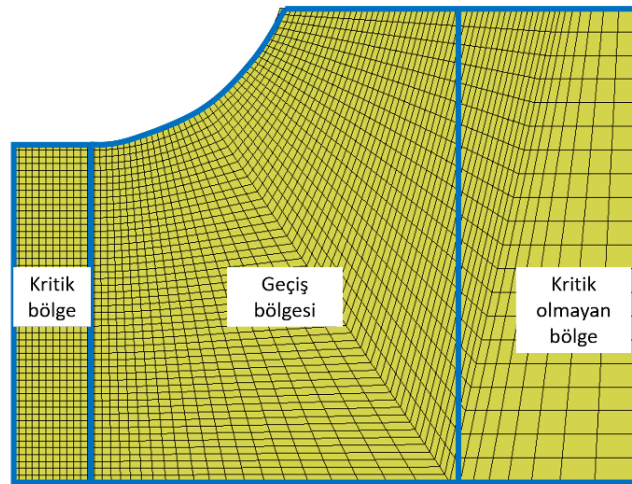
5.1.1.2. Nakajima testinin sonlu elemanlar modeli ve ŞSE tahmini

Nakajima testinin sonlu elemanlar analizleri Marc ticari yazılımında yürütülmüş olup, Hypela2 kullanıcı tanımlı alt programı da analizlerde kullanılmıştır. Genelleştirilmiş plastik iş kriteri ve malzemenin plastisite parametreleri bu alt programa girilmiştir. İzotropik akma fonksiyonu von Mises kriteri olup, HomPol4 akma fonksiyonu Mises kriterine eşitlenerek parametreler elde edilmiştir. Mises akma kriterinin tanımlanması için kullanılan HomPol4 parametreleri Ek A'da verilmiştir. Test numuneleri simetrik olduğu için analizlerde çözüm süresini kısaltmak adına numunelerin çeyrek bölümü modellenmiştir. Kalıp, pot çemberi ve zımba rijit yüzeyler olarak modellenmiştir. Sayısal çözümlerde düğüm noktası - segment temas algoritması kullanılmıştır. Zımba ile sac arasındaki sürtünme katsayısı 0,01 alınırken, sacın diğer kalıp öğeleri ile arasındaki sürtünme katsayısı 0,3 olarak alınmıştır [32]. Bütün Nakajima numunelerinin çeyreği modellendiği için sayısal analizlerde 50 kN'luk pot çemberi kuvveti tanımlanmıştır. Sac malzemenin ağ yapısı, yırtılmanın beklendiği tehlikeli bölge, geçiş bölgesi ve kritik olmayan bölge olmak üzere üçe bölünmüştür.

Yırtılmanın beklendiği bölgede daha yoğun bir eleman yapısı kullanılmış olup sacın tamamında katı elemanlar kullanılmıştır. Kalınlık yönünde ise dört adet eleman oluşturulmuştur. Nakajima testinin SE modeli Şekil 5.7’de ve örnek bir Nakajima numunesinin sac taslağının ağ yapısı ise Şekil 5.8’de gösterilmektedir. Çalışmada oluşturulan diğer test numunelerinin ağ yapıları Ek B’de verilmiştir.

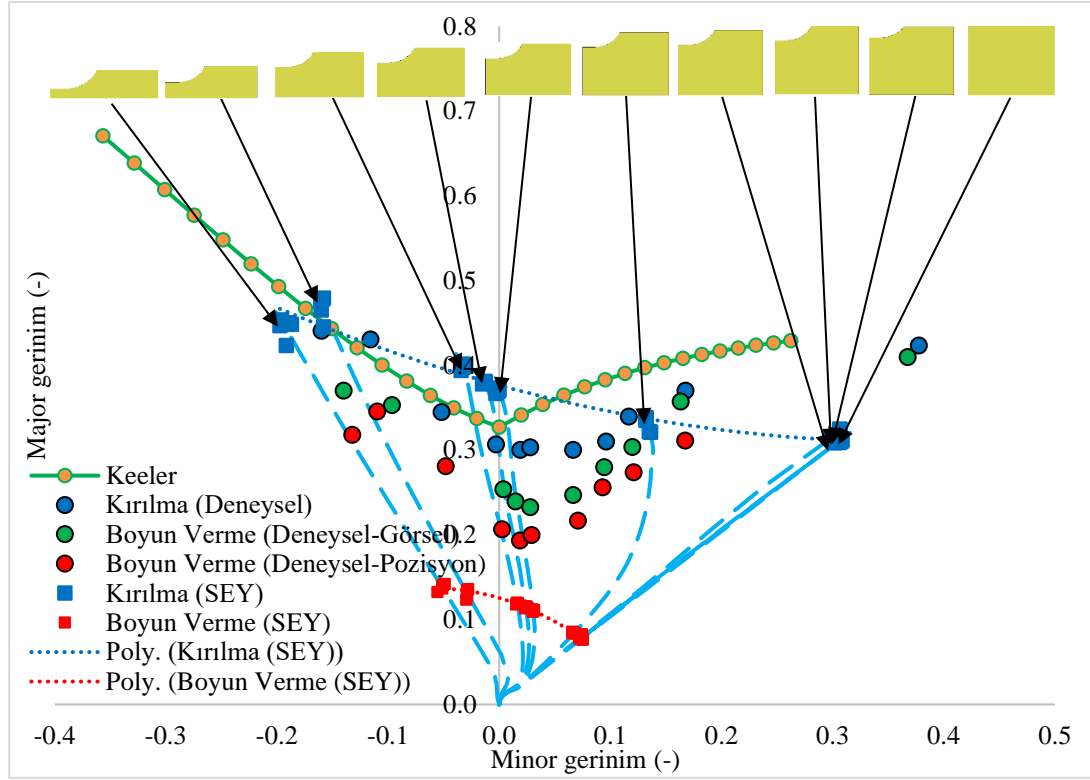


Şekil 5.7. Nakajima testinin sonlu eleman modeli.



Şekil 5.8. Sac taslağın ağ yapısı.

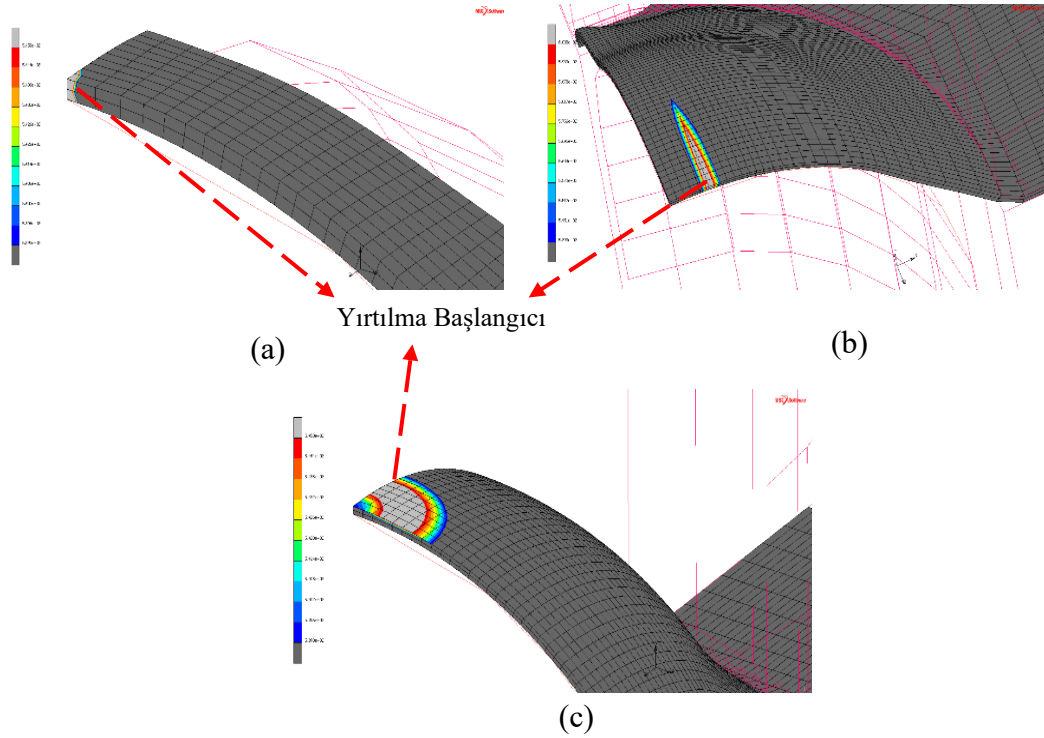
Çeliğin boyun verme ve kırılma başlangıç sınırlarına göre elde edilen KHP değerleri Hypela2 alt programına işlendikten sonra modeller Marc programında çözülmüştür. Sayısal olarak boyun verme ve kırılma başlangıç sınırları tahmin edilmiş ve deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar Şekil 5.9’da sunulmuştur.



Şekil 5.9. Sayısal ve deneysel ŞSE'lerin karşılaştırılması.

Elde edilen sonuçlar doğrultusunda, geliştirilmiş plastik iş kriterinin, yırtılma başlangıcının tahmini açısından ŞSE'nin sol tarafı için isabetli sonuçlar verdiği görülmüştür. Düzlem gerinim hattı için daha yüksek bir yırtılma gerinim tahmini yapılırken dengeli çift eksenli çekme hattına doğru ise kullanılan modelin gerinim tahminlerinin daha düşük seviyelerde kaldığı görülmüştür. Bunun sebebi ŞSE'nin sağ tarafında, sacın lokal boyun vermesini etkileyen mekanizmanın farklı olmasıdır ve bu bölgede lokal boyun verme kararsızlığı ötelenmektedir. ŞSE'nin sağ tarafında, hem majör hem de minör gerinim değerleri pozitifdir ve maksimum kayma gerilmesi ve gerinimleri sacın düzlem dışı yönlerinde gelişmektedir. Bu durum lokal boyun verme yönünün tespitini de zorlaştırmaktadır [87] ve plastik iş kriteri bu bölgedeki lokal boyun verme ve yırtılma sınırını tespit etmekte yetersiz kalmaktadır. Bununla birlikte yayılı boyun verme sınırı tahmini deneysel sonuçlara göre düşük bir mertebe de kalmıştır. Gerinim yolları incelendiğinde ise bütün numunelerde önce pozitif yönde bir eğilim olduğu görülmektedir. Bu etki Nakajima testinin bir zımba ile

gerçekleştirilmesi ve bunun sonucunda, sac taslağın üst yüzeyinin eğilmeden kaynaklı çekme gerilmesine maruz kalmasından kaynaklanmaktadır. Bu durumun gözlemlenebilmesi aynı zamanda, analizlerde katı eleman kullanılmasının da bir sonucudur. Sonuç olarak, özellikle tek eksenli çekme ile düzlem gerinim çekme şartları arasında genelleştirilmiş plastik iş kriterinin başarılı sonuçlar verebildiği görülmüştür. Ayrıca sayısal olarak kırılma başlangıcının görüldüğü bölgeler örnek üç farklı Nakajima numunesi için Şekil 5.10’da gösterilmektedir.



Şekil 5.10. Farklı Nakajima numunelerinin kırılma başlangıç bölgeleri: dar bölge genişliği, (a) 20 mm. (b) 130 mm (c) 190 mm.

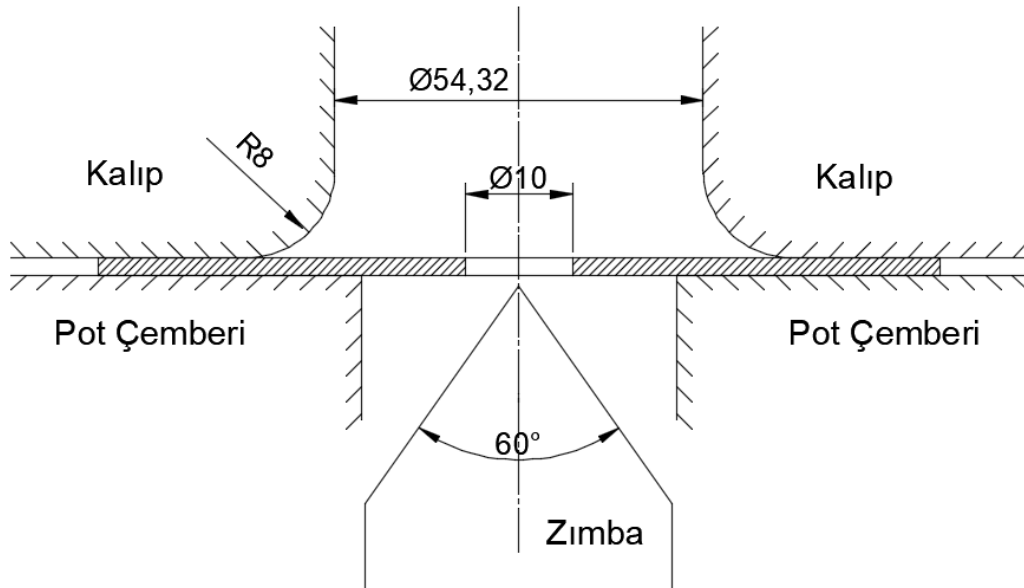
Şekil 5.10’da görüldüğü üzere, sayısal tahminlerde 20 mm genişliğindeki numunede kırılma başlangıcı numunenin merkezinde başlarken, 130 mm ve 190 mm genişlikli numunelerde kırılma, merkezin biraz daha dışında başlamaktadır.

5.1.2. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin delik genişletme testleri

İkinci uygulama kapsamında, kullanılan malzeme modelinin tahmin performansını değerlendirebilmek için yüksek mukavemetli çeliklerden (Transformation-induced plasticity) TRIP590 ve (Twinning-induced plasticity) TWIP940 çelikleri seçilmiş ve bu çeliklerin delik genişletme testlerinin analizleri gerçekleştirilmiştir.

TRIP çeliklerinin iç yapısında değişken oranlarda martenzit ve beyrit gibi sert yapılar bulunmaktadır. Bununla birlikte ferrit matrisi içerisinde gömülü kalıntı östenit de bulunmaktadır [109]. Deformasyon esnasında kalıntı östenit, sert martenzit fazına dönüşmektedir ve bu durum deformasyona bağlı olarak pekleşme hızındaki düşüşü yavaşlatmaktadır. TWIP çelikleri ise yüksek oranda Mn elementi içerebilirler ve bu içerik çeliğe önemli ölçüde süneklik sağlamaktadır. Ayrıca TWIP çeliklerinin pekleşme hızları da deformasyona bağlı filizlenme oluşumundan kaynaklı olarak yüksektir [110-113]. Bu sebeple bu çelikler yüksek bir mukavemete sahiptir. Dislokasyonların kayması ve filizlenme davranışı ana deformasyon karakteristiğini oluşturmaktadır [110].

Söz konusu yeni nesil çeliklerin delik genişletme testleri için 100 mm x 100 mm kare şeklindeki sac numuneler kullanılmış olup kare numunelerin merkezinde 10 mm çapında delikler delinmiştir. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin ikisi için de standart konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi gerçekleştirilmiştir. Delik genişletme testinin kalıp ölçüleri Şekil 5.11’de gösterilmektedir [29].



Şekil 5.11. Konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testinin geometrisi [29].

Zımbanın koniklik açısı 60° olmakla birlikte zımba dikey yönde hareket etmektedir. 20000 kgf’lik bir pot çemberi kuvveti, sacın kalıp içine akışını kısıtlamak için uygulanmıştır. Fiziksel delik genişleme testlerinde TWIP940 çeliği için 12,8 mm, TRIP590 çeliği için 15,8 mm zımba yüksekliklerinde çatlağın meydana geldiği

gözlemlenmiştir [29]. Numunelerde çatlak meydana geldiği anda ise delik çapları ölçülmüş ve delik genişleme oranları (DGO) hesaplanmıştır.

5.1.2.1. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin malzeme karakterizasyonu

Bu uygulama kapsamında TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin mekanik özellikleri ve sonlu elemanlar analizleri için dikkate alınan test geometrileri bir referans çalışmasından alınmıştır [29]. İlgili çeliklerin çekme testleri ise ASTM-E8 standartlarına göre gerçekleştirilmiştir.

TRIP590 ve TWIP940 çelikleri için sırasıyla 1,2 mm ve 1,47 mm kalınlığında numuneler kullanılmıştır. Haddelene yönü, diagonal yön ve hadde yönüne dik yöndeki doğrultularda gerçekleştirilen çekme testlerinden elde edilen parametreler ve çift eksenli çekme (ÇEÇ) testinden elde edilen akma gerilmeleri Tablo 5.4'te verilmektedir.

Tablo 5.4. Farklı yönlere göre elde edilen anizotropi katsayıları ve akma gerilmeleri [29].

	θ°	0°	45°	90°	ÇEÇ
TRIP590	r_θ	1.02	0.78	1.29	-
	σ_θ [MPa]	428	436	423	464
TWIP940	r_θ	0.816	1.188	1.339	-
	σ_θ [MPa]	445	447	459	600

Çekme testi ayrıca malzemenin pekleşme eğrisini karakterize etmek amacıyla da kullanılmıştır. Haddelene yönü referans yön olarak iki çelik için de kabul edilmiştir. Pekişme eğrisinin parametreleri Matlab yazılımında cftool kullanılarak eğri uydurma yöntemiyle elde edilmiştir. Elde edilen Swift pekleşme parametreleri Tablo 5.5'te verilmektedir.

Tablo 5.5. Swift pekleşme parametreleri.

	C (MPa)	p	ϵ_0
TRIP590	1240	0.276	0.02
TWIP940	2360	0.688	0.09

Bu uygulama kapsamında HomPol4 akma fonksiyonu kullanılmıştır. Anizotropi parametrelerinin hesaplanma yöntemi Bölüm 2.1'de anlatılmıştır. İlgili literatür çalışmasında [29] deneysel olarak TRIP590 ve TWIP940 çelikleri için 0°, 45° ve

90°lik malzeme oryantasyonlarında mekanik özellikler verilmiştir. 15° ve 75° için akma gerilme oranları ve r-değerleri aritmetik ortalama yöntemi kullanılarak hesaplanmıştır (Denklem 1.1 ve 1.2) [70]. TRIP590 ve TWIP940 çelikleri için elde edilen HomPol4 anizotropi parametreleri Tablo 5.6’da verilmiştir.

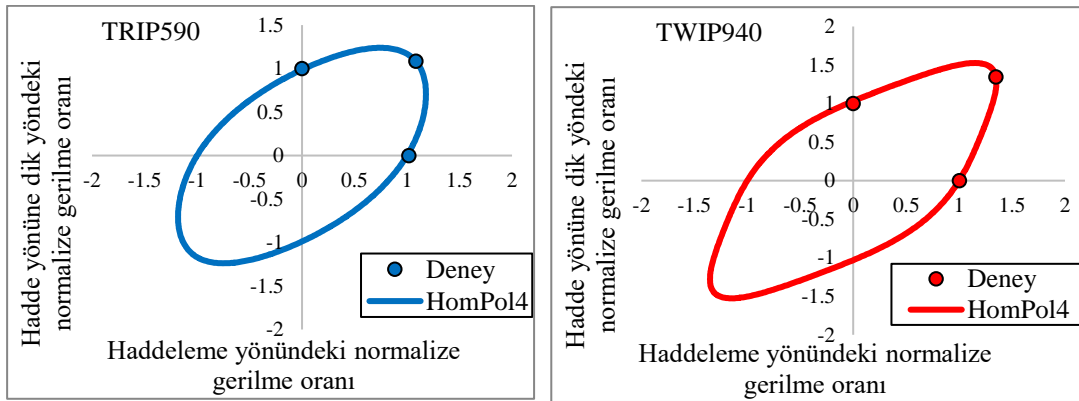
$$\bar{\sigma}_{30} = \frac{\bar{\sigma}_0 + \bar{\sigma}_{45}}{2}; \quad \bar{\sigma}_{15} = \frac{\bar{\sigma}_0 + \bar{\sigma}_{30}}{2}; \quad \bar{\sigma}_{75} = \frac{\bar{\sigma}_{45} + \bar{\sigma}_{90}}{2}; \quad \bar{\sigma}_{60} = \frac{\bar{\sigma}_{45} + \bar{\sigma}_{75}}{2} \quad (5.1)$$

$$r_{30} = \frac{r_0 + r_{45}}{2}; \quad r_{15} = \frac{r_0 + r_{30}}{2}; \quad r_{75} = \frac{r_{45} + r_{90}}{2}; \quad r_{60} = \frac{r_{45} + r_{75}}{2} \quad (5.2)$$

Tablo 5.6. TRIP590 ve TWIP940 çelikleri için HomPol4 anizotropi parametreleri.

	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9
TRIP590	1	-2.02	3.06	-2.36	1.048	6.3	-6.51	7.11	7.24
TWIP940	1	-1.797	2.24	-2.02	0.88	4.77	-4.56	6.37	8.84

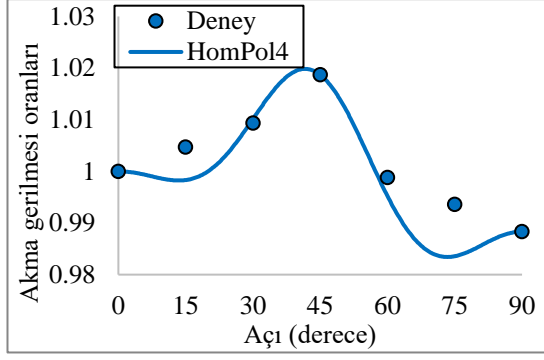
Elde edilen bu parametreler ile oluşturulan akma yüzeyleri, farklı yönler için tahmin edilen gerilme oranları ve r değerleri sırasıyla Şekil 5.12, 5.13 ve 5.14’te gösterilmiştir.



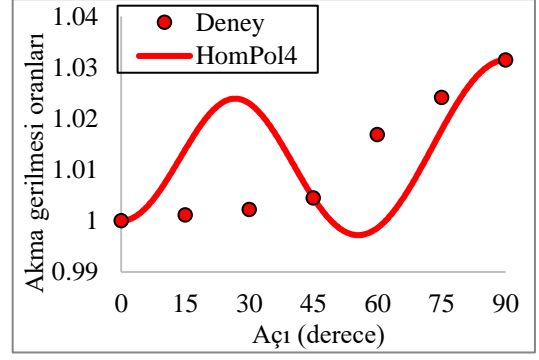
(a)

(b)

Şekil 5.12. HomPol4 kriteri ile tahmin edilen akma yüzeyleri: (a) TRIP590. (b) TWIP940.

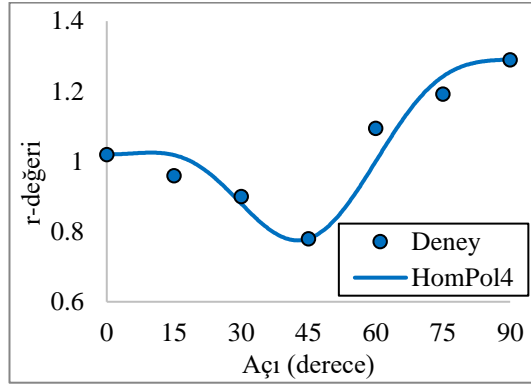


(a)

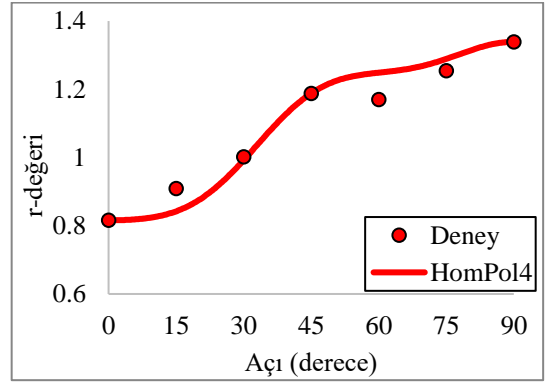


(b)

Şekil 5.13. HomPol4 kriterinin akma gerilme oranları için analitik tahminleri: (a) TRIP590. (b) TWIP940.



(a)



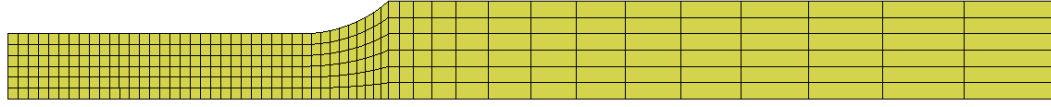
(b)

Şekil 5.14. HomPol4 kriterinin r-değerleri için analitik tahminleri: (a) TRIP590. (b) TWIP940.

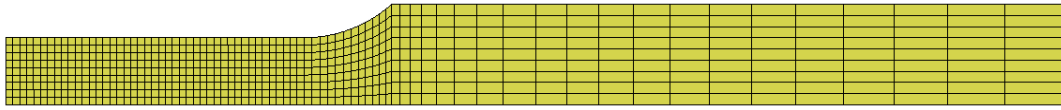
Yukarıdaki şekillerden de görüldüğü üzere HomPol4 iki çelik için de dengeli çift eksenli çekme yüklemesi için elde edilen akma gerilmesini başarıyla yakalamıştır. TRIP590 çeliği için r ve akma gerilme oranlarının farklı malzeme oryantasyonlarındaki değerleri de isabetli bir şekilde tahmin edilmiştir. Benzer bir başarı TWIP940 çeliği için de görülmektedir. Özellikle farklı açılardaki r -değerleri yüksek bir başarı ile tahmin edilmiştir. Ancak TWIP940 çeliği için gerilme oranları sadece 0° , 45° ve 90° derecelerde başarılı bir şekilde tahmin edilmiştir, ara değerlerde bazı sapmalar gözlemlenmiştir.

Uygulama kapsamında iki çelik için de KHP değerleri standart çekme testlerinin sonlu elemanlar analizlerinden elde edilmiştir. KHP değerlerinin hassas bir şekilde elde edilmesi için bu uygulamada da öncelikle ağ hassasiyet çalışması yürütülmüş ve üç farklı ağ yapısı çekme testi numunesinin sayısal benzetimleri için oluşturulmuştur. Ağ

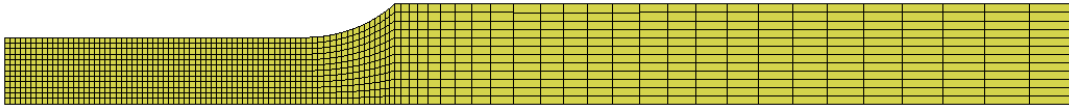
yapıları için tam integrasyonlu hegzahedral katı elemanlar (Hex7) kullanılmıştır. Çözüm süresinin kısaltılması adına, test numunelerinin simetri özelliğinden de faydalanılarak numunelerinin çeyrek kesiti modellenmiştir. Ağ hassasiyet çalışması için oluşturulan ağ yapıları ve bu ağ yapılarının eleman sayıları sırası ile Şekil 5.15'te ve Tablo 5.7'de verilmektedir.



(a)



(b)



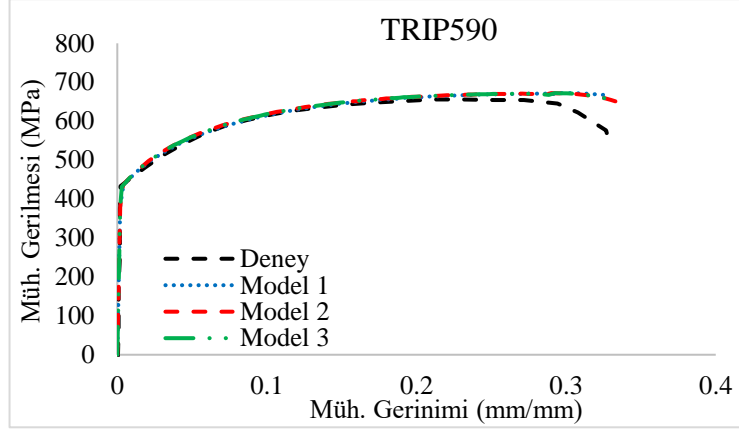
(c)

Şekil 5.15. Çekme testi analizleri için oluşturulan ağ yapıları: (a) Model 1. (b) Model 2. (c) Model 3.

Tablo 5.7. Ağ yapısı hassasiyet çalışması için oluşturulan modellerin eleman sayıları.

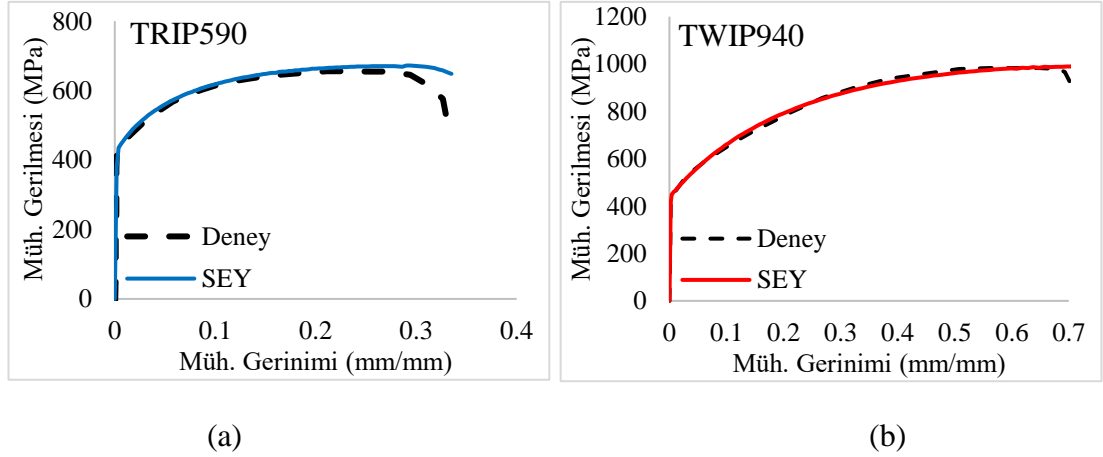
	Toplam eleman sayısı
Model 1	636
Model 2	1350
Model 3	2376

Ağ hassasiyet çalışması için sadece TRIP590 çeliği dikkate alınmıştır ancak seçilecek ağ yapısı TWIP940 çeliği için de sonraki sonlu elemanlar analizleri için kullanılacaktır. Farklı ağ yapıları kullanılarak elde edilen analiz sonuçlarından mühendislik gerilme - gerinim değerleri hesaplanmış, mühendislik eğrileri oluşturulmuş ve karşılaştırılmıştır (Şekil 5.16).



Şekil 5.16. Ağ yapısı hassasiyet çalışmasından elde edilen mühendislik gerilme – gerinim eğrileri.

Şekil 5.16’da görüldüğü üzere Model 2 ve Model 3 birbirine çok yakın sonuçlar vermiştir. Ancak bu modellerin çözüm süreleri kıyaslandığında Model 3’ün çözüm süresi çok daha yüksektir. Bu sebeple Model 2 seçilmiş ve TWIP940 çeliği için de sonlu elemanlar yöntemi (SEY) kullanılarak elde edilen sayısal ve deneysel mühendislik gerilme ve gerinim eğrileri karşılaştırılmıştır. İki çeliğin de aynı ağ yapısı kullanılarak elde edilen mühendislik eğrileri ve deneysel eğriler Şekil 5.17’de verilmiştir.



Şekil 5.17. Sayısal ve deneysel mühendislik gerilme ve gerinim eğrilerinin karşılaştırılması: (a) TRIP590. (b) TWIP940.

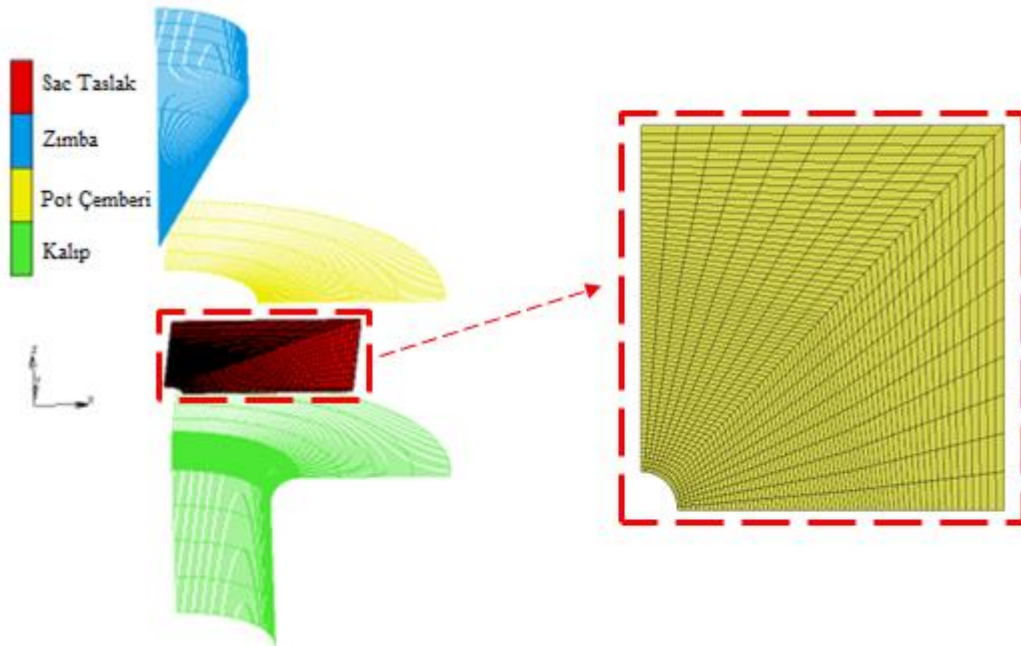
Deneysel veriler iki çelik malzemesi için de başarılı bir şekilde tahmin edilmiştir. KHP’yi elde etmek için eşdeğer gerilme – gerinim eğrilerinin altındaki alanlar hesaplanmış olup sonuçlar Tablo 5.8’de verilmiştir.

Tablo 5.8. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin kritik hasar parametreleri (C_F) ve eşdeğer kırılma gerinimleri.

	Kritik Hasar Parametresi	Eşdeğer Kırılma Gerinimi
TRIP590	421.262 MPa	0.505
TWIP940	600.317 MPa	0.539

5.1.2.2. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin kenar yırtılma tahminleri

Delik genişletme testinin sonlu elemanlar analizleri için Hex7 katı eleman tipi kullanılmış olup delik kenarında, sacın dış kısımlarına oranla daha yoğun bir eleman yapısı oluşturulmuştur. Delik kenarındaki eleman boyutları, ağ hassasiyet çalışmasında Model 2’de numunenin homojen ölçüm bölgesi için oluşturulan eleman boyutları ile benzer tutulmuştur. Kalınlık yönünde ise iki adet eleman kullanılmıştır. Çözüm süresini kısaltmak adına DGT analizlerinde de sac taslağın çeyrek modeli oluşturulmuştur. Sacın ağ yapısı ve test için oluşturulan SE modeli Şekil 5.18’de gösterilmektedir. Sacın ağ yapısı Apex programında oluşturulmuş olup eleman kalitesi ve ağ yapısının oluşumu için kullanılan klavuz çigiler Ek B’de gösterilmiştir.



Şekil 5.18. Delik genişletme testinin sonlu elemanlar modeli.

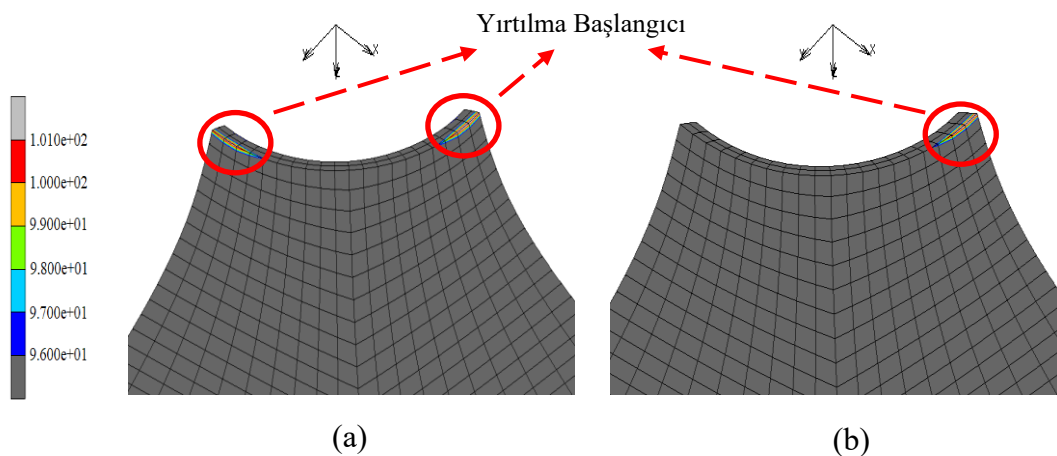
Zımba, taslak tutucu ve kalıp rijit yüzeyler olarak modellenmiştir. Sac taslak ile diğer kalıp komponentleri arasındaki sürtünme katsayısı 0,1 olarak varsayılmıştır. Segment-segment temas algoritması kullanılmış olup sac ve kalıp arasındaki penetrasyonlar minimize edilmiştir. ilk olarak, çatlakın oluştuğu zımba yükseklik

değerindeki delik genişleme oranları iki çelik için de karşılaştırılmıştır. Sonuçlar Tablo 5.9'da gösterilmektedir.

Tablo 5.9. Sayısal ve deneysel [29] olarak elde edilen DGO değerlerinin karşılaştırılması.

		TRIP590	TWIP940
		h = 15.8 mm	h = 12.8 mm
Deneysel	DGO	68.4%	39.1%
	Gerçek Gerinim	0.521	0.33
SEY	DGO	62.10%	43.17%
	Gerçek Gerinim	0.483	0.359

Sayısal sonuçların, iki yeni nesil çelik için de deneysel sonuçlarla uyumlu olduğu görülmektedir. DGO ve gerinim değerleri %10'dan daha düşük bir hatayla elde edilmiştir. Bu kapsamda genelleştirilmiş plastik iş kriterinin HomPol4 akma kriteri ile birlikte tahmin kabiliyeti değerlendirildiğinde DGO tahmini için başarılı sonuçlar verdiği görülmüştür. Ayrıca sonlu elemanlar analizlerinde, TRIP590 çeliği için daha düşük bir DGO elde edilirken TWIP940 çeliği için daha yüksek bir DGO değeri elde edilmiştir. KHP'nin çekme testinden elde edildiği dikkate alındığında TWIP çeliğinin kenar gerdirmeye sınırının çekme tesindeki şekillendirme sınırına oranla daha düşük olduğu kaydedilmiştir. Bu durum literatürdeki bulgularla da uyumludur [29, 114]. Hasarın meydana geldiği bölgeler ise Şekil 5.19'da gösterilmiştir.



Şekil 5.19. Potansiyel çatlak başlangıç bölgeleri: (a) TRIP590. (b) TRIP940.

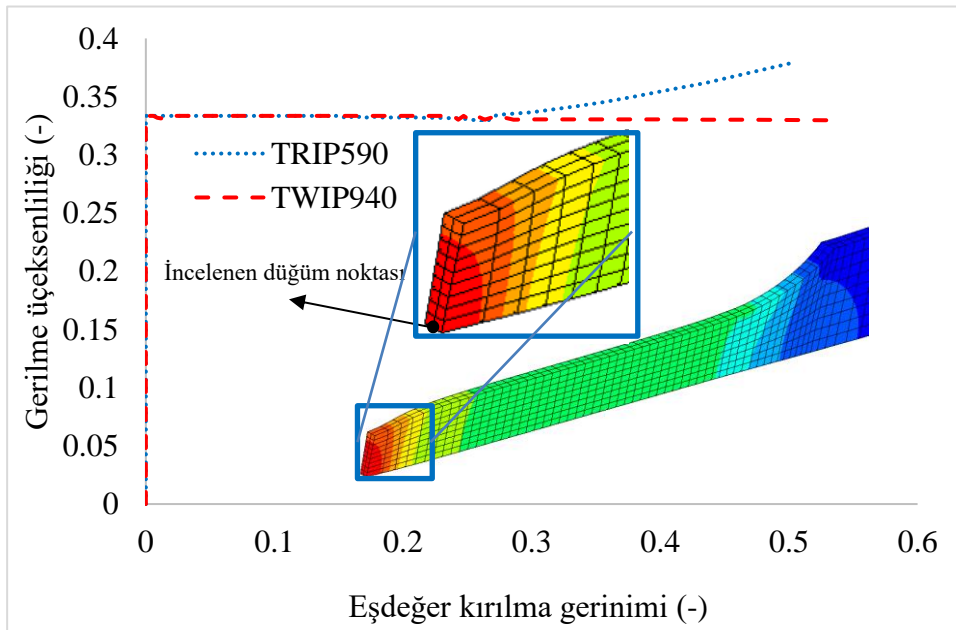
TRIP590 çeliği için haddeleme yönünün ve hadde yönüne dik yönün, çatlak başlangıcı açısında eşit potansiyelle sahip olduğu görülmektedir. Bununla birlikte TRIP940 çeliği

için sayısal sonuçlar çatlağın haddeleme yönünde meydana geleceğini tahmin etmiştir. Son olarak ise kullanılan malzeme modelinin öngördüğü hasar yükseklik tahminleri çatlağın meydana geldiği deneysel zımba yükseklikleri ile karşılaştırılmıştır. Sonuçlar Tablo 5.10’da sunulmuştur.

Tablo 5.10. Çatlağın başladığı zımba yüksekliklerinin deneysel sonuçları ile sayısal tahmin değerlerinin karşılaştırılması.

		TRIP590	TWIP940
Deneysel	Strok (mm)	15.8	12.8
SEY (Plastik İş Kriteri)	Strok (mm)	13.7	12.9

Tablo 5.10’da görüldüğü üzere HomPol4 akma kriteri ve geliştirilmiş plastik iş kriteri kullanıldığında çatlağın meydana geldiği zımba yüksekliği TWIP940 çeliği için başarılı bir şekilde tahmin edilmiştir. TRIP590 çeliği için ise deneysel sonuç ile sayısal sonuç arasında bir fark olduğu görülmüştür. Bunun sebebi kritik hasar parametresinin çekme testinden elde edilmesi olabilir. Şekil 5.20’de TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin standart çekme testi simülasyonlarından elde edilen gerilme üçeksenliliği - eşdeğer gerinim eğrileri gösterilmektedir.



Şekil 5.20. TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin gerilme üçeksenliliği – eşdeğer gerinim eğrileri.

TWIP940 çeliği fiziksel çekme testinde dikkate değer bir boyun verme kararsızlığına uğramamıştır. Bu sebeple boyun verme sonrası bir gerilme üç eksenliliği artışı görülmemiş veya tahmin sonucunu negatif yönde etkileyecek kadar bir gerilme üçeksenliliği etkisi meydana gelmemiştir. Ancak TRIP590 çeliğinde boyun verme durumu daha net görülmüş olup yayılı boyun verme durumu sonrasında TRIP590 çeliği kırılana kadar önemli ölçüde deformasyona uğramıştır. Yayılı boyun verme durumu sonrasında gerilme üçeksenliliği artmış ve kullanılan plastik iş kriteri artan gerilme üçeksenliliği etkisini dikkate alamadığı için kriterin tahmin kabiliyeti olumsuz yönde etkilenmiş olabilir. Bununla birlikte HomPol4 akma kriteri ve plastik iş kriteri birlikte başarılı bir performans sergilemiştir.

5.1.3. AA6016-O alüminyum alaşımının delik genişletme testi

Çalışma kapsamında kullanılan teorik modelin içerdiği HomPol4 akma fonksiyonunun tahmin performansı ilk olarak tavlınmış ve yumuşak bir malzeme olan AA6016-O alüminyum alaşımının düz zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi üzerinde değerlendirilmiştir [23]. Bu açıdan HomPol4 akma fonksiyonu farklı akma fonksiyonları ile karşılaştırılmıştır. Yırtılma tahmini ise plastik iş dağılımının yoğunlaştığı bölgeler bakımından değerlendirilmiştir.

Çalışma kapsamında çekme testleri malzemenin üç farklı doğrultusunda (Hadde yönüne göre 0°, 45° ve 90° açısız doğrultularda) gerçekleştirilmiştir. Ayrıca bazı numuneler 0,1 gerinim değerine kadar çekilmiş olup r değerleri bu gerinim değerinde ölçülmüştür [23]. Farklı doğrultularda elde edilen r değerleri ve akma gerilme oranları Tablo 5.11’de verilmektedir.

Tablo 5.11. AA6016-O alüminyum alaşımının farklı yönlerle göre elde edilen anizotropi katsayıları ve akma gerilmeleri [23].

	θ	0°	45°	90°	Çift Eksenli Çekme
AA6016-O	r_{θ}	0.63	0.20	0.82	-
	σ_{θ}	1	1.03	1.04	1.01

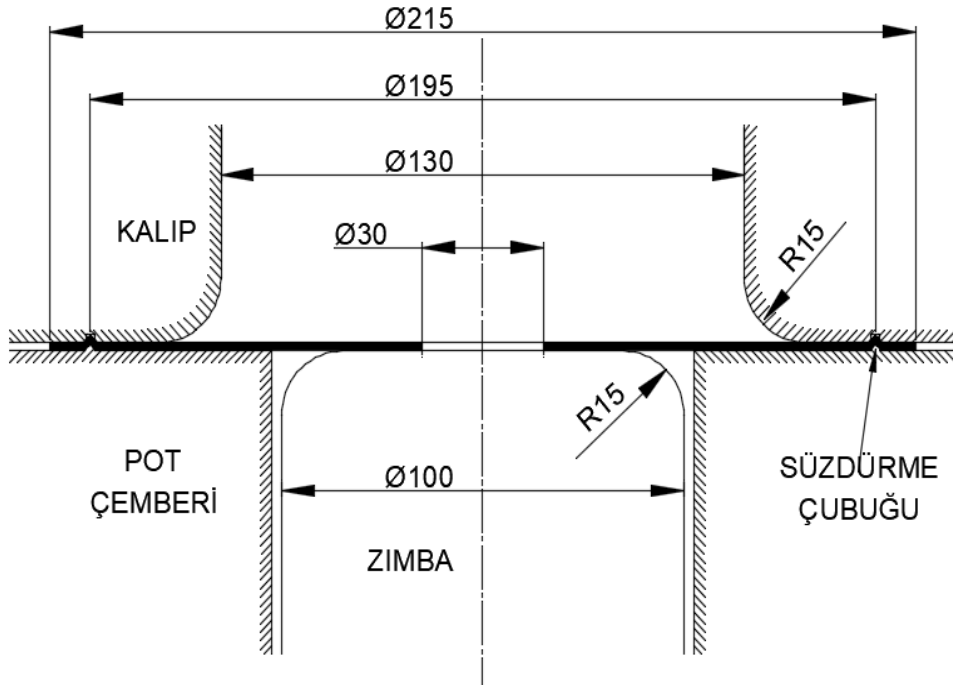
Çalışmada kullanılan HomPol4 kriterini kalibre etmek için ara açıların (Hadde yönüne göre 15° ile 75° veya 30° ile 60° açısız doğrultulara ait veriler) verileri de gerekmektedir. Bu veriler ilgili referans çalışmasında mevcut olmadığı için [23] aritmetik ortalama yaklaşımı dikkate alınarak ara açıları hesaplanmıştır [70]. Çalışmada kullanılan akma eğrisi (pekleşme eğrisi) parametreleri ise Tablo 5.12’de

verilmektedir. Burada verilen parametreler ise ilgili çalışma haddeleme yönü için elde edilmiş olan parametrelerdir [23].

Tablo 5.12. AA6016-O alaşımının Swift pekleşme parametreleri [23].

	C (MPa)	p	ϵ_0
AA6016-O	153	0.0003	0.19

DGT'nin sac-kalıp ölçüleri ve test şartları referans bir çalışmadan alınmıştır [23]. Merkezinde 30 mm çapında delik açılan 1 mm kalınlığındaki sac taslak, alt ve üst kalıplar arasına sıkıştırılmış ve süzdürme çubuğu ile sacın akışı kısıtlanmıştır. Şekil 5.21 düz zımba konfigürasyonlu delik genişletme testinin şematüğını göstermektedir.



Şekil 5.21. Düz zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi şematüğü.

Sac taslak ile zımba arasında vazelin ve teflon ile yağlama yapılmıştır. Bununla birlikte diğer kalıp öğeleri ile sac arasında herhangi bir yağlama uygulaması yoktur. Sac taslak sıkıştırıldıktan sonra zımba dikey yönde hareketine başlamıştır ve 15 mm strok mesafesine ulaştığında test durdurulmuştur [23].

5.1.3.1. AA6016-O alüminyum alaşımının malzeme karakterizasyonu

Çalışma kapsamında kullanılan akma fonksiyonlarından Hill48, r değerleri (Lankford katsayıları) dikkate alınarak kalibre edilmiştir. Barlat91 kriteri akma gerilme oranlarının yöne bağlı değişimini ve dengeli çift eksenli çekme yüklemesi altında elde

edilen akma gerilmesini dikkate almaktadır. AA6016-O malzemesi bir alüminyum alaşımı olduğu için m üstel değeri 8 (Alüminyum yüzey merkezli kübik kafes yapısına sahip olduğu için) olarak alınmıştır. HomPol4 kriteri ise hem r değerlerinin hem de akma gerilme oranlarının yöne bağlı değişimini birlikte dikkate almaktadır. Ayrıca dengeli çift eksenli çekme yüklemesi altında elde edilen akma gerilmesini de dikkate almaktadır. Hill48, Barlat91 ve HomPol4 kriterlerinin kalibre edilen anizotropi parametreleri sırasıyla Tablo 5.13, 5.14 ve 5.15'te verilmektedir.

Tablo 5.13. AA6016-O alaşımı için Hill48 katsayıları

	F	G	H	L	M	N
AA6016-	0.4713	0.6135	0.3865	1.5	1.5	0.7594

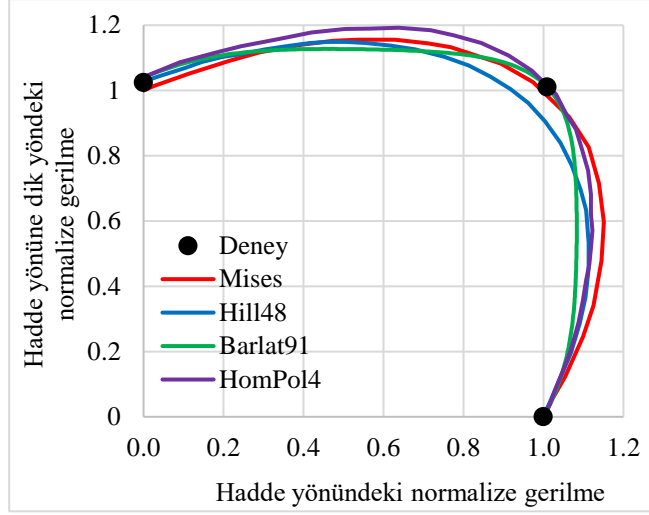
Tablo 5.14. AA6016-O alaşımı için Barlat91 katsayıları

	C ₁	C ₂	C ₃	C ₄	C ₅	C ₆	m
AA6016-	0.9513	1.0277	0.9717	1	1	0.9644	8

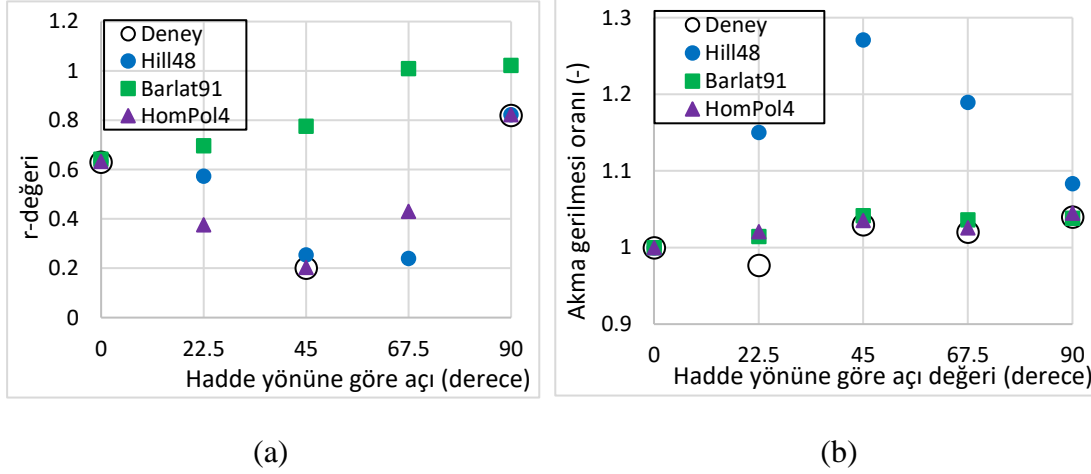
Tablo 5.15. AA6016-O alaşımı için HomPol4 katsayıları

	a ₁	a ₂	a ₃	a ₄	a ₅	a ₆	a ₇	a ₈	a ₉
AA6016-O	1.00	-1.55	2.19	-1.54	0.86	5.38	-1.16	5.71	3.33

AA6016-O alüminyum alaşımının farklı akma fonksiyonları tarafından elde edilen analitik akma yüzey tahminleri Şekil 5.22'de verilmiştir. Marc yazılımının performansını görmek amacıyla ise söz konusu akma kriterlerinin tek eleman testleri modellenerek sayısal olarak r-değeri ve akma gerilme oranları tahmin edilmeye çalışılmıştır. Bunun sebebi, akma fonksiyonlarının analitik tahminleri ile bu fonksiyonların sonlu elemanlar yazılımlarına entegre edilmesi sırasında gözlemlenen sayısal tahminler arasında farklılıklar olabilmesidir [115]. Sayısal r-değerleri ve akma gerilme oranları tahminler tahminleri Şekil 5.23'te gösterilmektedir. Tek eleman testi için oluşturulan modelin sınır şartları Ek C'de gösterilmiştir.



Şekil 5.22. AA6016-O alaşımı için farklı akma fonksiyonlarının ürettiği akma yüzeyleri.

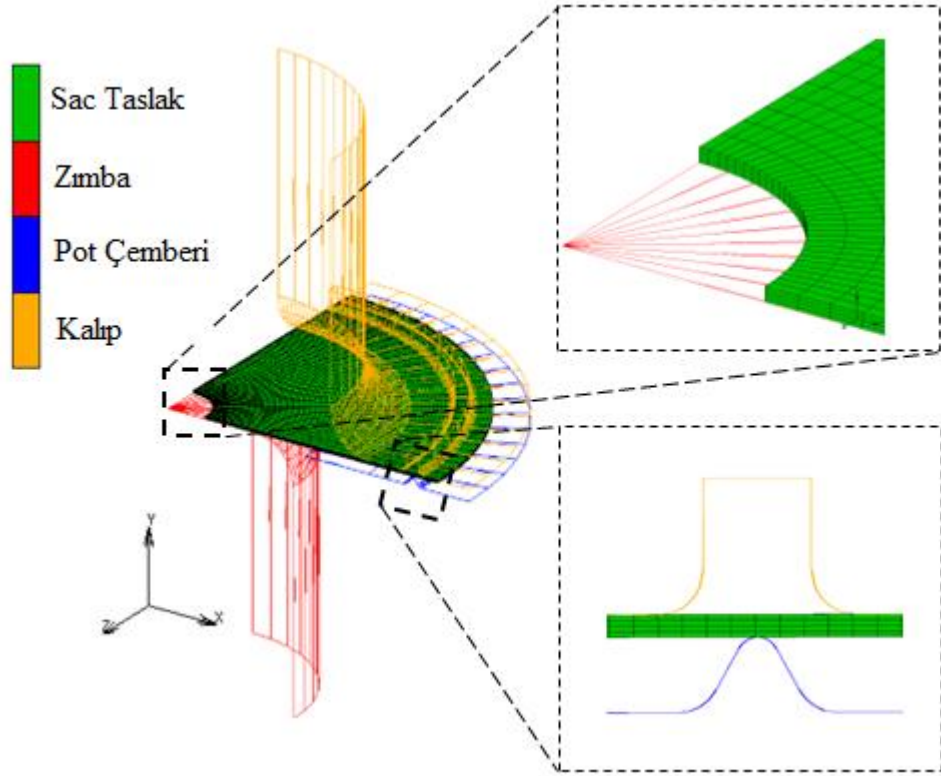


Şekil 5.23. AA6016-O alaşımı için farklı akma fonksiyonlarından sayısal olarak elde edilen r değeri ve akma gerilme oranları tahminleri: (a) r değerleri. (b) Akma gerilme oranları.

Şekil 5.22 dikkate alındığında HomPol4 ve Barlat91 kriterleri dengeli çift eksenli yükleme şartı altındaki akma gerilme değerini başarıyla yakalayabilmiştir. Ancak bu değer Hill48 tarafından yakalanamamıştır. Sayısal r değerlerinin ve akma gerilme oranlarının tahminleri incelendiğinde ise Hill48'in 0° , 45° ve 90° açısal doğrultularına ait r değerlerini, Barlat91'in ise aynı doğrultulara ait akma gerilme oranlarını yakaladığı görülmektedir. Hill48 kriterinin r değerleri, Barlat91 kriterinin ise akma gerilme oranları dikkate alınarak kalibre edildiği düşünüldüğünde bu beklenen bir durumdur. Bununla birlikte HomPol4 kriteri sayısal olarak hem akma gerilme oranlarını hem de r değerlerini başarı ile yakalayabilmiştir.

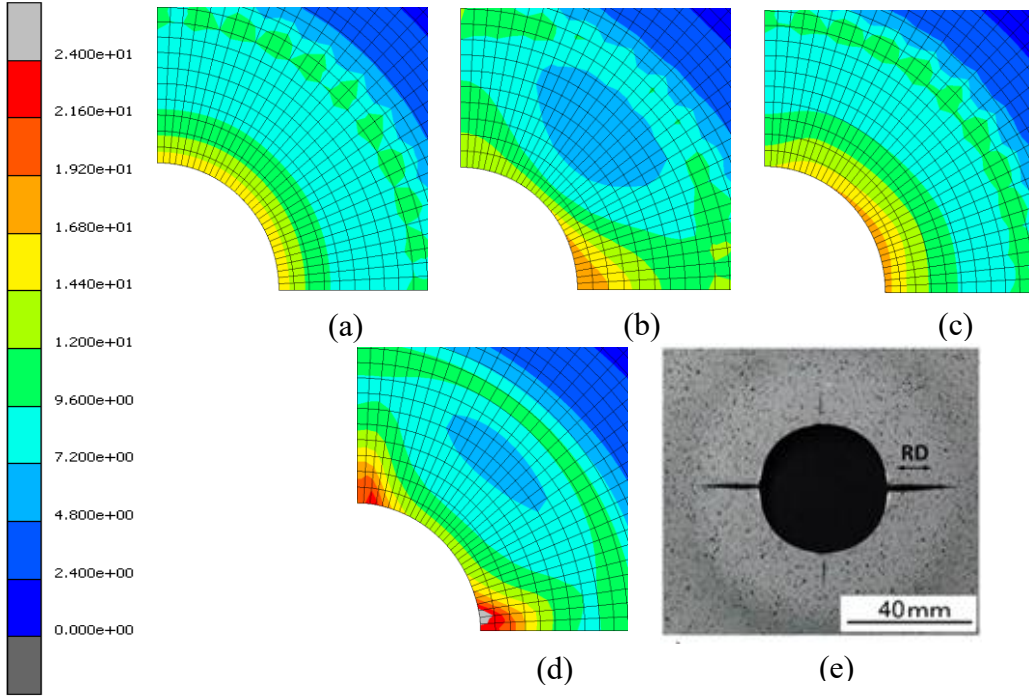
5.1.3.2. AA6016-O alüminyum alaşımının kenar yırtılma tahmini

Delik genişletme testinin sonlu elemanlar modeli Marc programında oluşturulmuş ve analizleri yürütülmüştür. Sac taslağın ağ yapısı ise Apex programında ayrıca oluşturulmuş ve Marc programına aktarılmıştır. Elemanlar delik kenarına ve süzdürme çubuğuna doğru yoğunlaştırılmış olup süzdürme çubuğu geometrik olarak modellenmiştir. Düz zımba konfigürasyonlu delik genişletme testinin ölçüleri Şekil 5.24'te verilmiştir.



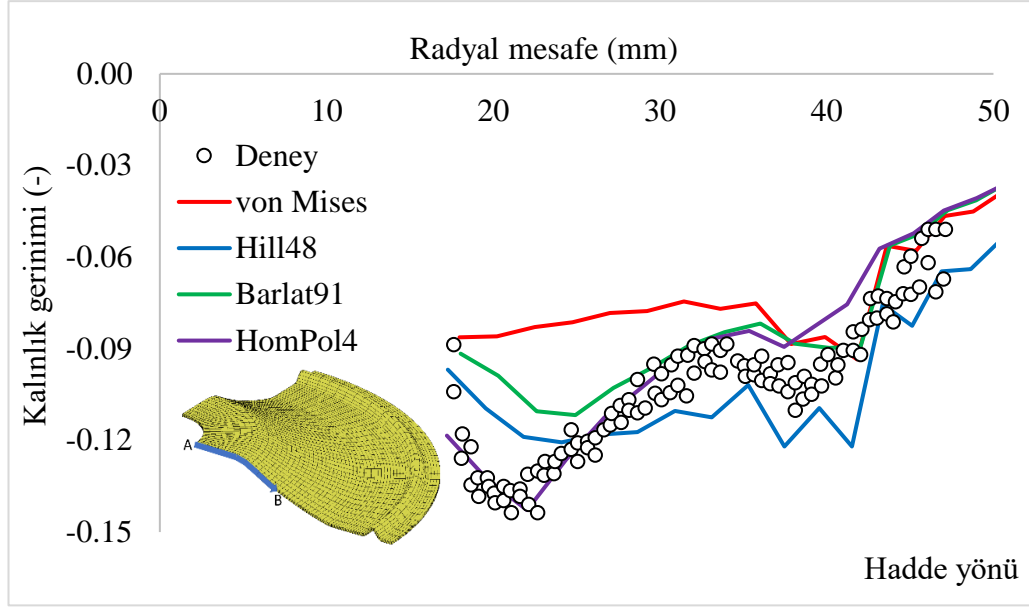
Şekil 5.24. AA6016-O alaşımının DGT için oluşturulan SE modeli.

Sayısal analizlerde sürtünme katsayısı, zımba ve sac taslak arasında yağlama koşulları dikkate alınarak 0,03, sac taslak ile kalıp öğeleri arasında ise 0,3 olarak alınmıştır [23]. Çalışmada 15 mm zımba strok değerinde test durdurulduğu için, analizlerde de aynı strok değerinde delik kenarındaki plastik iş dağılımı ve üç doğrultu için (Haddemele yönü 0°, diyagonal yön 45° ve haddemele yönüne dik yön 90°) kalınlık gerinim dağılımları incelenmiştir. 15 mm zımba yüksekliği için her bir akma fonksiyonunun tahmin ettiği plastik iş dağılımları ve fiziksel deneyde yırtılmış numunenin karşılaştırması Şekil 5.25'te gösterilmektedir.

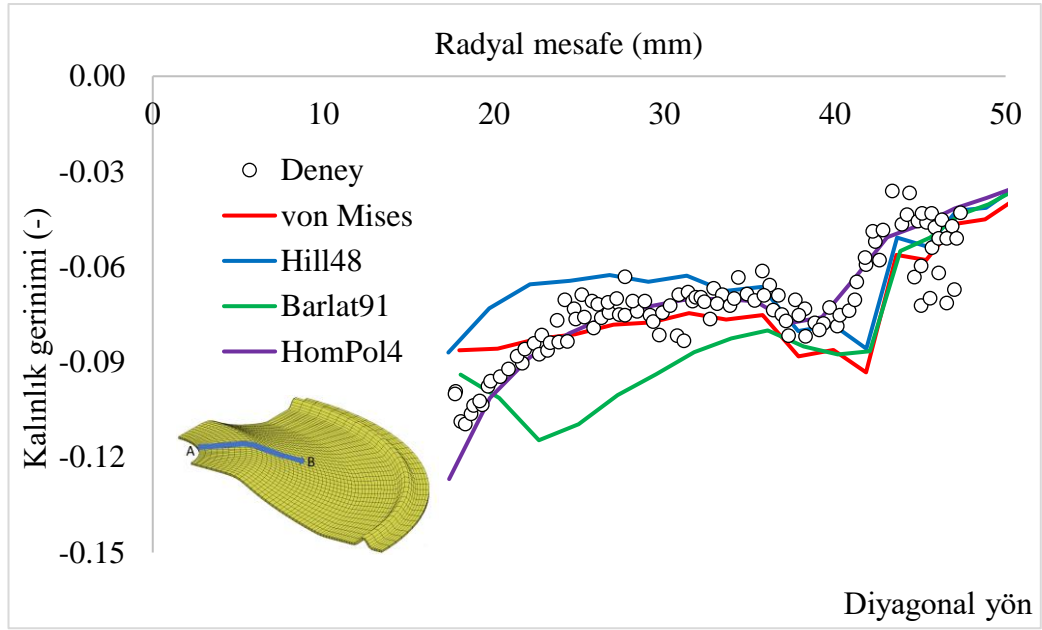


Şekil 5.25. Delik kenarı etrafındaki plastik iş dağılım tahminleri: (a) Mises. (b) Hill48. (c) Barlat91. (d) HomPol4. (e) Yırtılmış numune.

Fiziksel testte numunenin hem haddeleme yönünde hem de haddeleme yönüne dik yönde çatlak oluşumu gözlemlenmektedir. Haddeleme yönündeki çatlaktan daha derin olduğu görülmektedir. Farklı akma fonksiyonlarının tahminleri incelendiğinde Hill48 kriteri haddeleme yönünde bir plastik iş yoğunluğu tespit etmiştir. Barlat91 kriteri ise çatlak lokasyonlarını başarılı bir şekilde tahmin edememiştir. HomPol4 kriteri çatlak meydana geldiği iki lokasyonda da önemli bir plastik iş yoğunluğu tahmin etmiştir. Ayrıca haddeleme yönündeki plastik iş değerinin, hadde yönüne dik yönde elde edilen plastik iş değerine göre daha yoğun olduğu, ilk çatlak hadde yönünde başladığını öngörmüştür (Şekil 5.1d'de görülen gri bölge). Bu açıdan en başarılı lokasyon tahmini HomPol4 tarafından yapılmıştır. Bu bölümde ayrıca söz konusu akma fonksiyonlarının kalınlık gerinim tahminleri de Marc yazılımından elde edilmiş olup radyal mesafe değerlerine göre çizdirilmiştir. Burada radyal mesafe sac taslağın merkezindeki deliğin merkez noktası ile ilgili açısız doğrultu için yatay yöndeki uzaklık değeridir. Üç yöndeki kalınlık gerinim dağılımları Şekil 5.26'da gösterilmektedir.

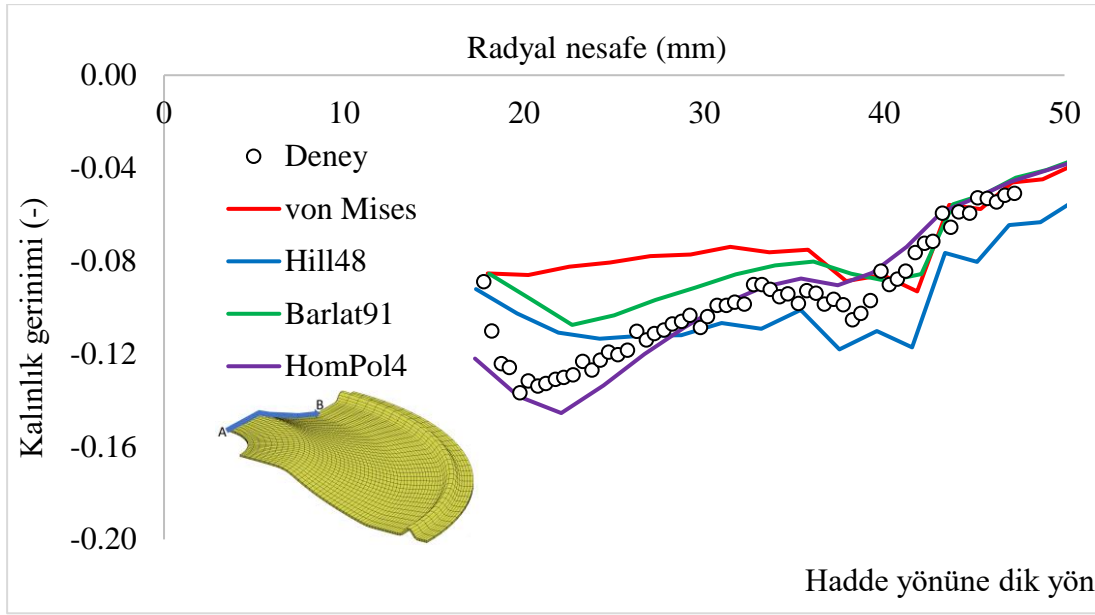


(a)



(b)

Şekil 5.26. Deneysel ve sayısal kalınlık gerinim dağılımlarının karşılaştırılması: (a) Haddeleme yönü. (b) Diyagonal yön. (c) Hadde yönüne dik yön.



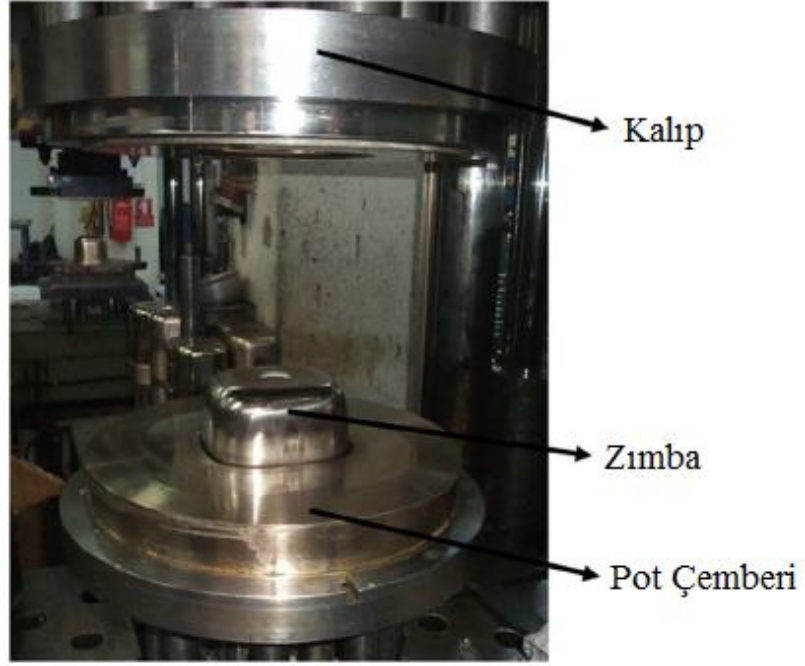
(c)

Şekil 5.26. (Devamı) Deneysel ve sayısal kalınlık gerinim dağılımlarının karşılaştırılması: (a) Haddeleme yönü. (b) Diyagonal yön. (c) Hadde yönüne dik yön.

Yukarıdaki şekilden de görüldüğü üzere, Barlat91 kriteri hadde yönünde ve hadde yönüne dik yönde başarılı tahminler yaparken, Hill48 kriteri diagonal yönde başarılı bir tahmin yapabilmiştir. HomPol4 kriteri ise bütün yönlerde en başarılı kalınlık gerinim tahminlerini yapmıştır. Yukarıdaki sonuçlar HomPol4 kriterinin tahmin performansının diğer akma fonksiyonlarına göre üstünlüğünü net bir şekilde göstermektedir.

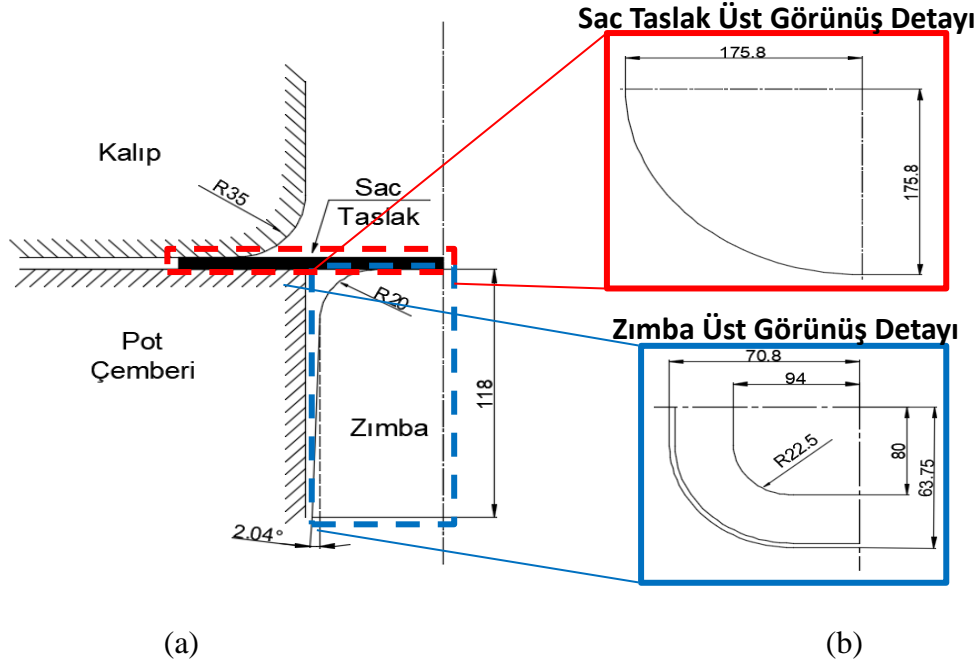
5.1.4. AISI304 çeliğinin derin çekme işlemi (Dikdörtgen kap çekme)

Bu bölümde AISI304 paslanmaz çeliğinin derin çekme işlemindeki yırtılma davranışı incelenmiştir. Bu çalışma kapsamında da paslanmaz çelik sacın anizotropik davranışının modellenmesi için, çekme test numunelerinin çekme işlemleri gerçekleştirilmiştir. Sonrasında ise dairesel sac numuneler test düzeneğine yerleştirilmiştir [116]. Derin çekme test aparatı Şekil 5.27'de gösterilmektedir.



Şekil 5.27. Dikdörtgen kap çekme test aparatı [116].

Derin çekme işlemi 16 ton kapasiteli hidrolik bir preste gerçekleştirilmiştir. Pot çemberinin ve kalıbın sac ile temas eden yüzeylerine, sürtünmeyi azaltmak amacıyla mineral yağ sürülmüştür. İlk aşamada kalıp aşağı doğru hareket ederek sac taslağı sıkıştırmıştır. Bu esnada sac taslağa 340 kN'luk bir pot çemberi kuvvet uygulanmıştır. Sonrasında ise kalıp ve pot çemberi birlikte dikey yönde hareket ederek sabit zımbanın, sacı şekillendirmesi sağlanmıştır. Şekillendirme sürecinde kalıp 20 mm/s hızla dikey yönde 80 mm hareket etmiştir. Derin çekme test aparatının ve sac taslağın ölçüleri Şekil 5.28'de gösterilmiştir [116].



Şekil 5.28. (a) Derin çekme işleminin kalıp ölçüleri. (b) Zimba ve sac taslağın düzlemsel ölçüleri [116].

5.1.4.1. AISI304 paslanmaz çeliğinin malzeme karakterizasyonu

Bu çalışmada da standart tek eksenli çekme testleri, malzemenin anizotropi ve pekleşme davranışlarının modellenenilmesi amacıyla yürütülmüştür. Paslanmaz çelik sacın üç farklı doğrultusundan (Hadde yönüne göre 0° , 45° ve 90° açığa sahip doğrultularda) çekme test numuneleri elde edilmiştir. Test numuneleri ASTM-E8 [117] standartlarının belirttiği numune ölçülerinde hazırlanmış olup testler 100 kN kapasiteli Shimadzu test cihazında sabit 0.008 mm/s hızında gerçekleştirilmiştir. Testlerin güvenilirliği açısından bütün doğrultular için üç adet numune elde edilmiş ve testleri yapılmıştır [116]. Çeliğin anizotropik davranışının modellenmesi için gerekli akma gerilmeleri, numunelerin % 0.2 kadar plastik gerininin meydana geldiği gerilme değerleri olarak hesaplanmıştır. r-değerleri ise numunede 0.1'lik plastik gerininin meydana geldiği an için Bölüm 3.1.1'de belirtildiği şekilde hesaplanmıştır. Elde edilen anizotropi parametreleri Tablo 5.16'da sunulmuştur.

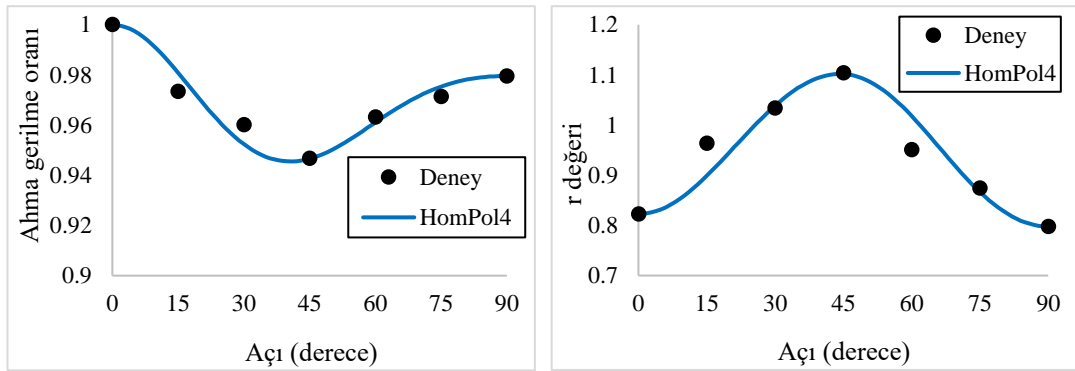
Tablo 5.16. AISI304 çeliğinin farklı malzeme yönlerindeki akma gerilme oranları ve r-değerleri [116].

Malzeme	σ_0	σ_{45}	σ_{90}	σ_b	r_0	r_{45}	r_{90}
AISI304	1	0,947	0,980	0,961	0.823	1.104	0.798

HomPol4 kriterinin kalibrasyonu için 15° , 75° veya 30° , 60° doğrultularında elde edilmiş akma gerilmelerine ve r-değerlerine ihtiyaç vardır. Bu değerler aritmetik ortalama yaklaşımıyla hesaplanmıştır ve akma fonksiyonu kalibrasyonunda 15° , 75° doğrultularında hesaplanan veriler optimizasyon sürecinde dikkate alınmıştır [116]. Yukarıdaki parametreler ışığında kalibre edilmiş HomPol4 parametreleri Tablo 5.17’de verilmiştir. HomPol4 kriterinin analitik tahminleri ise Şekil 5.29’da gösterilmiştir.

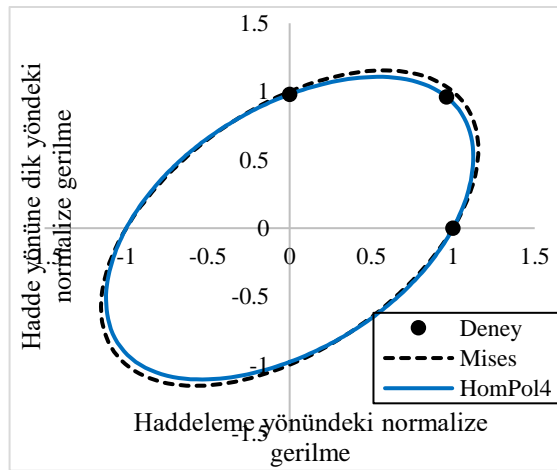
Tablo 5.17. AISI304 çeliğinin HomPol4 parametreleri.

Malzeme	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9
AISI304	1	-1.81	2.82	-1.93	1.09	7.14	-6.51	6.51	11.62



(a)

(b)



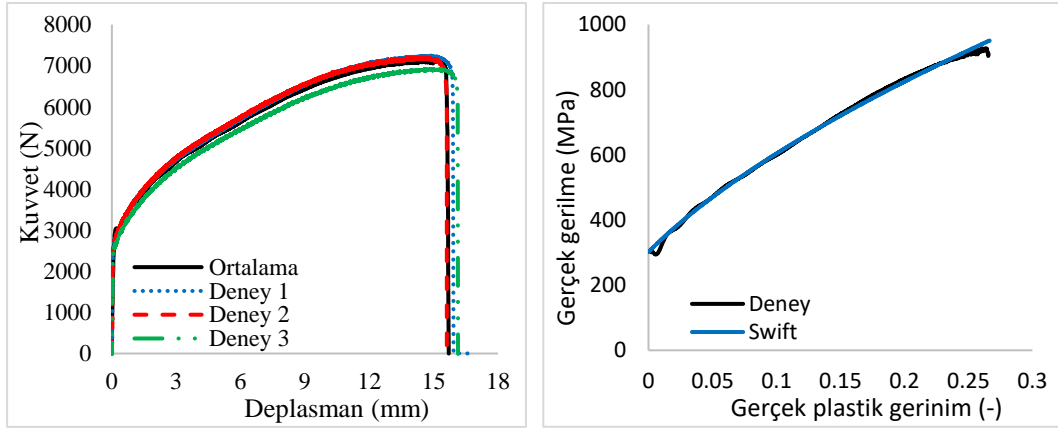
(c)

Şekil 5.29. AISI304 çeliği için elde edilen analitik HomPol4 tahminleri: (a) Akma gerilme oranları. (b) r-değeri. (c) Akma yüzeyi.

Paslanmaz çeliğin pekleşme davranışı için haddeleme yönü referans yön olarak dikkate alınmıştır. Hadde yönünde gerçekleştirilen testlerin kuvvet deplasman verilerine 50. dereceden polinomsal eğri uydurma yöntemi uygulanmış olup bu üç verinin ortalaması alınmıştır (Şekil 5.30a). Elde edilen bu ortalama eğri üzerinden AISI304 çeliğinin pekleşme parametreleri elde edilmiştir. Pекleşme verileri önceki uygulamalarda olduğu gibi Swift denklemine göre elde edilmiş olup pekleşme parametreleri ve eğrisi sırasıyla Tablo 5.18 ve Şekil 5.30b’de verilmiştir.

Tablo 5.18. AISI304 paslanmaz çeliğinin pekleşme parametreleri.

Malzeme	C (MPa)	p	ϵ_0
AISI304	1899	0.5931	0.045

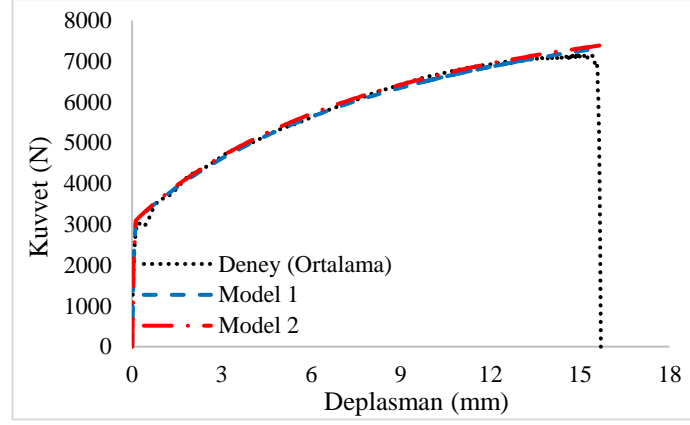


(a)

(b)

Şekil 5.30. AISI304 çeliği için: (a) Haddeleme yönü için ortalama kuvvet deplasman eğrisi. (b) Eğri uydurma yöntemiyle elde edilen akma eğrisi.

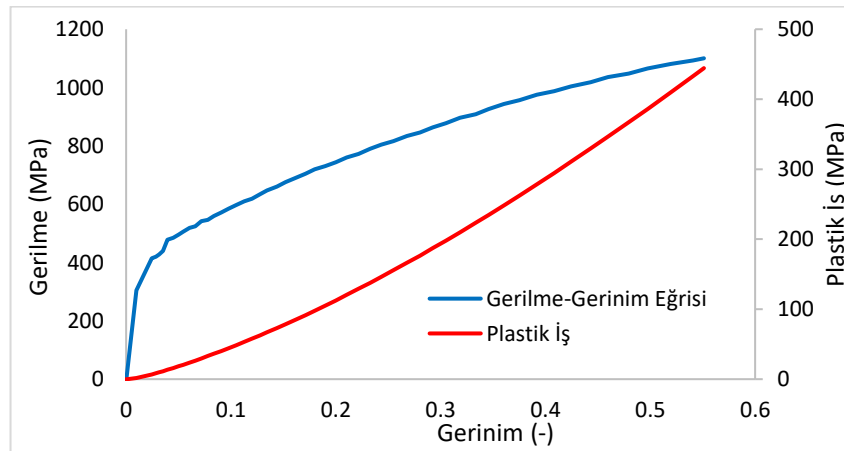
Elde edilen pekleşme verileri KHP'nin isabetli bir şekilde elde edilebilmesi için, çekme numunesinin boyun verme sınırı sonrası için de kontrol edilecektir. Çekme testleri ASTM-E8 [117] standartlarının belirttiği ölçülerde sonlu elemanlar yöntemiyle modellenmiştir. Bölüm 5.1.2.1’de bahsedilen çekme test numunelerinin sonlu elemanlar modeli bu standarda göre oluşturulduğu için yine aynı modeller kullanılmıştır. Bu kapsamda sadece Model 1 ve Model 2 kullanılmış olup sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir. Modellerin analizlerinden elde edilen kuvvet deplasman eğrilerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığı grafik Şekil 5.31’de verilmiştir.



Şekil 5.31. Ağ yapısı hassasiyet çalışmasından elde edilen kuvvet-uzama eğrileri.

Model 1 ve 2'nin çözümleri birbiriyle tamamen örtüştüğü için daha yoğun bir ağ yapısının sonucuna gerek duyulmamıştır. Ayrıca bu modellerin sonuçları deneysel kuvvet-deplasman eğrisi ile de çok büyük ölçüde örtüşmektedir. Yırılmanın başlangıç lokasyonunu daha net tespit edebilmek amacıyla Model 2 seçilmiş olup bu modelin yoğunluğuna benzer bir ağ yapısı derin çekme işleminin sac taslağına uygulanmıştır. KHP ise AISI304 paslanmaz çeliği için 182,417 MPa olarak elde edilmiştir.

Bu uygulama kapsamında ayrıca, KHP değeri şişirme testi için de elde edilmiştir. Plastik iş değerinin hesaplanması için gerekli gerilme – gerinim eğrisi bir literatür çalışmasından elde edilmiştir [118]. Şişirme testinde kırılma noktasına kadar olan gerilme gerinim davranışı analitik membran teorisi yaklaşımı kullanılarak elde edilmiştir. Membran teorisi ile AISI304 çeliği için elde edilen gerilme-gerinim eğrisi Şekil 5.32'de verilmiştir.

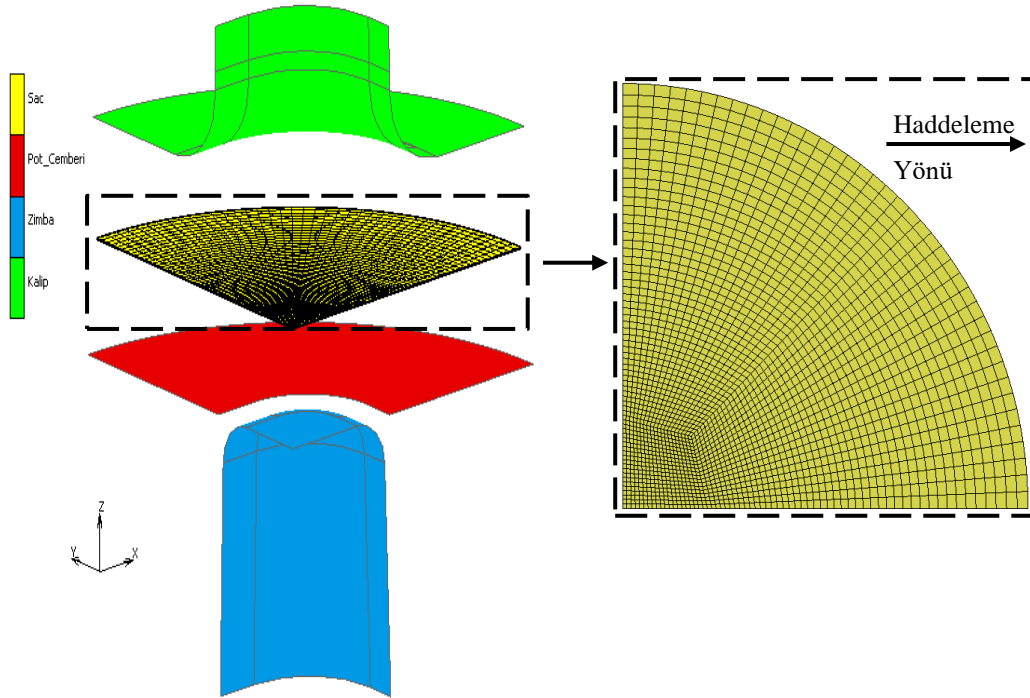


Şekil 5.32. AISI304 çeliği için şişirme testinden elde edilen gerilme-gerinim eğrisi ve plastik iş değeri [118].

Şekil 5.47’de verilen gerilme gerinim eğrisi kullanılarak, numunenin kırılma noktasına kadar plastik iş değeri hesaplanmıştır. Bu değer 444,416 MPa olarak hesaplanmış olup dengeli çift eksenli yükleme durumu için KHP değeri olarak Hypela2 alt programına girilmiştir.

5.1.4.2. AISI304 çeliğinin derin çekme analizi

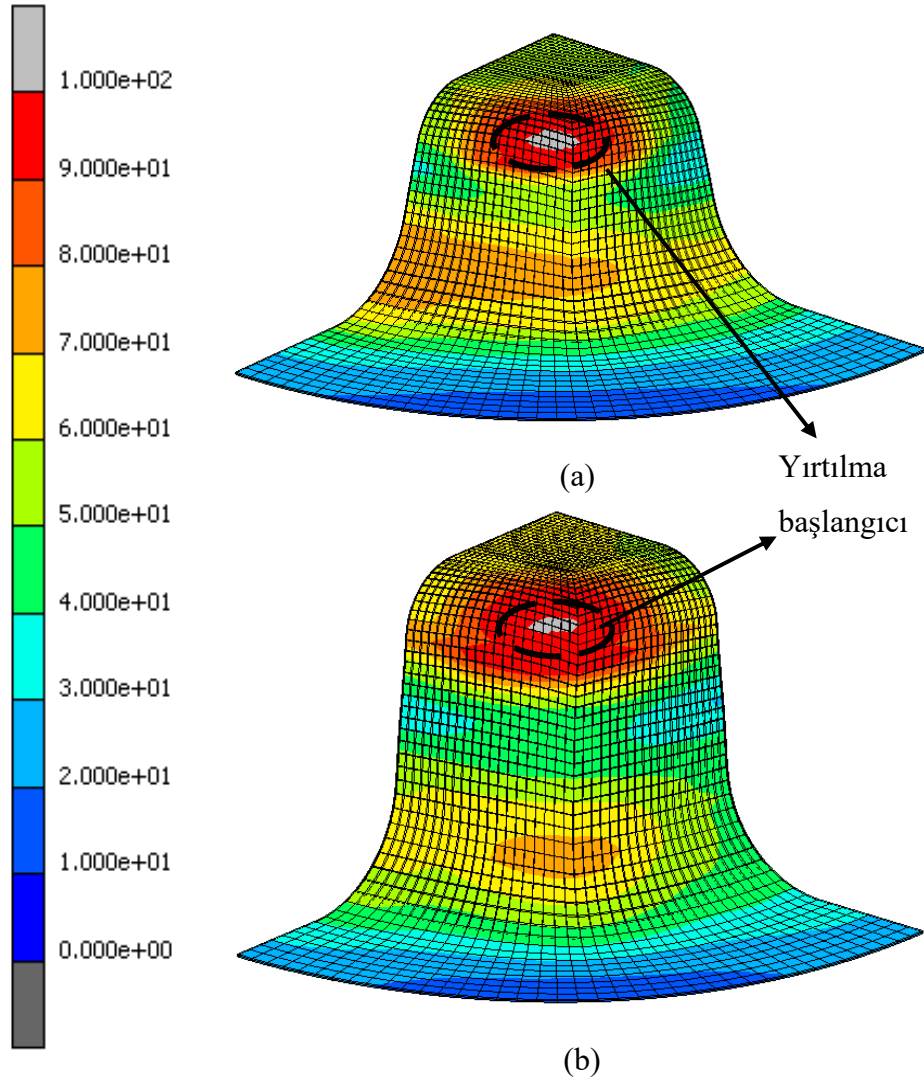
AISI304 çeliğinin sonlu elemanlar modeli Marc programında oluşturulmuş ve Hypela2 alt programı kullanılarak malzemenin mekanik özellikleri ve malzeme modeli Marc programa tanımlanmıştır. Sacının ağ yapısı Apex programında oluşturulduktan sonra Marc programına aktarılmıştır. Sacın dışındaki diğer kalıp öğeleri geometrik rijit yüzeyler olarak oluşturulmuştur. Modelin simetrik özelliğinden dolayı çeyrek model oluşturulmuştur. Oluşturulan SE modeli ve sacın ağ yapısı Şekil 5.33’de gösterilmiştir. Sacın ağ yapısının oluşturulması için kullanılan klavuz çizgiler ve eleman kalitesi Ek B’de verilmiştir.



Şekil 5.33. AISI304 çeliğinin derin çekme işleminin sonlu elemanlar modeli.

Zımba ile sac taslak arasında herhangi bir yağlama yapılmadığı için sürtünme katsayısı 0,125 olarak alınmış olup, sac ile kalıp ve pot çemberi arasında sürtünme katsayısı 0,05 olarak kabul edilmiştir [12]. 85 kN’luk pot çemberi kuvveti (Çeyrek model oluşturulduğu için) saca uygulanmıştır. Kalıp ve pot çemberine yardımcı düğüm noktaları atanmış olup bu öğelere uygulanan deplasman ve kuvvet sınır koşulları bu

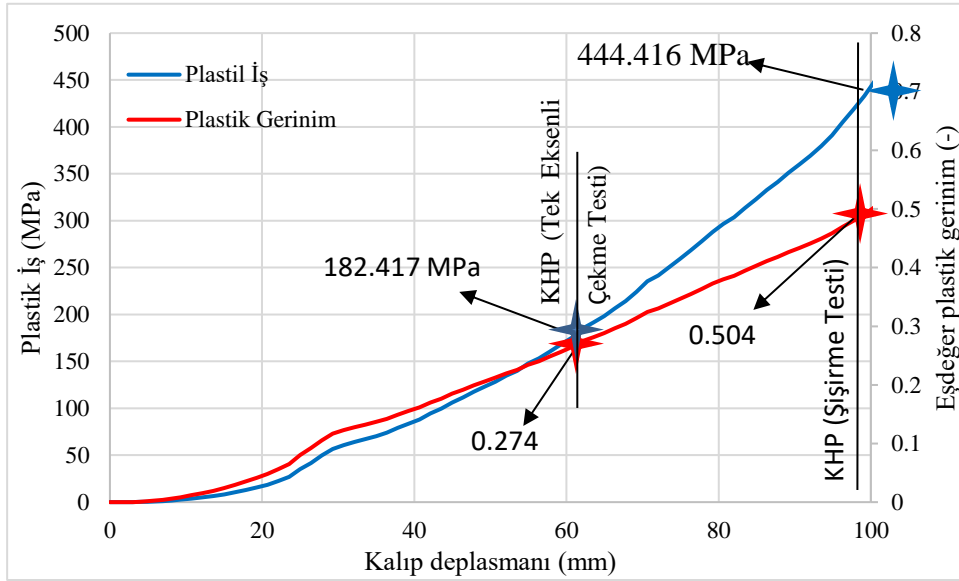
düğüm noktalarına uygulanmıştır. Sac, kalıp ve pot çemberi arasına sıkıştırıldıktan sonra kalıp 80 mm aşağı doğru (Sabit zimbaya doğru) hareket ettirilmiştir. Bu esnada sabit zimba ile sacın şekillendirilmesi sağlanmıştır. Simülasyonda segment-segment temas algoritması kullanılmıştır ve Lagrange çarpanı optimizasyon yöntemiyle sac ve kalıpların penetrasyonu minimize edilmiştir. Tek eksenli çekme ve şişirme testlerinden elde edilen sayısal sonuçlar Şekil 5.34’te gösterilmiştir.



Şekil 5.34. Derin çekme işlemi sonucunda (a) tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP, (b) şişirme testinden elde edilen KHP değerleri kullanılarak gözlemlenen yırtılma başlangıç bölgeleri.

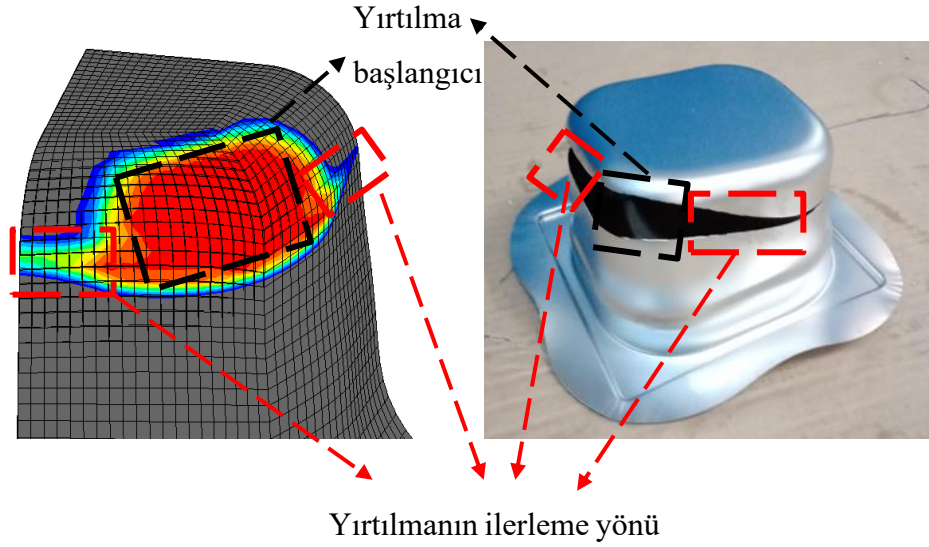
Şekil 5.34’ten de görüldüğü üzere iki farklı KHP değerinden elde edilen yırtılma başlangıç yükseklikleri birbirinden farklıdır. Sacın, zimba radiusuna denk gelen bölgede çift eksenli çekme hali mevcuttur. Burada meydana gelen plastik iş değeri de tek eksenli çekme testinde kırılma anında gözlemlenen plastik iş değerinden daha

yüksektir. Bu sebeple şişirme testinden elde edilen KHP dikkate alındığında yırtılma daha yüksek bir kalıp deplasmanında gerçekleşmiştir. Bu iki KHP değeri dikkate alınarak elde edilen gerinim ve kalıp deplasman eğrileri Şekil 5.35'te verilmiştir.



Şekil 5.35. AISI304 çeliğinin derin çekme işleminde farklı KHP değerlerinden elde edilen eşdeğer plastik gerinim ve kalıp deplasman sonuçları.

Şişirme testinden elde edilen KHP dikkate alınarak elde edilen sonuçlarda, tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP değerine göre daha yüksek bir zımba deplasmanı ve eşdeğer plastik gerinim tahmini gerçekleştirildiği görülmektedir. Burada tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP, 61 mm kalıp deplasmanında yırtılmanın başladığını öngörürken, şişirme testinden elde edilen KHP değeri dikkate alındığında 96 mm'de yırtılmanın başladığı gözlemlenmiştir. Sayısal sonuçlar ayrıca yırtılmanın görüldüğü deney numunesiyle de karşılaştırılmıştır. Yırtılmanın başladığı ve ilerlediği bölgelerin sayısal ve deneysel karşılaştırması Şekil 5.36'da gösterilmiştir.



Şekil 5.36. Sayısal ve deneysel yırtılma başlangıç bölgeleri.

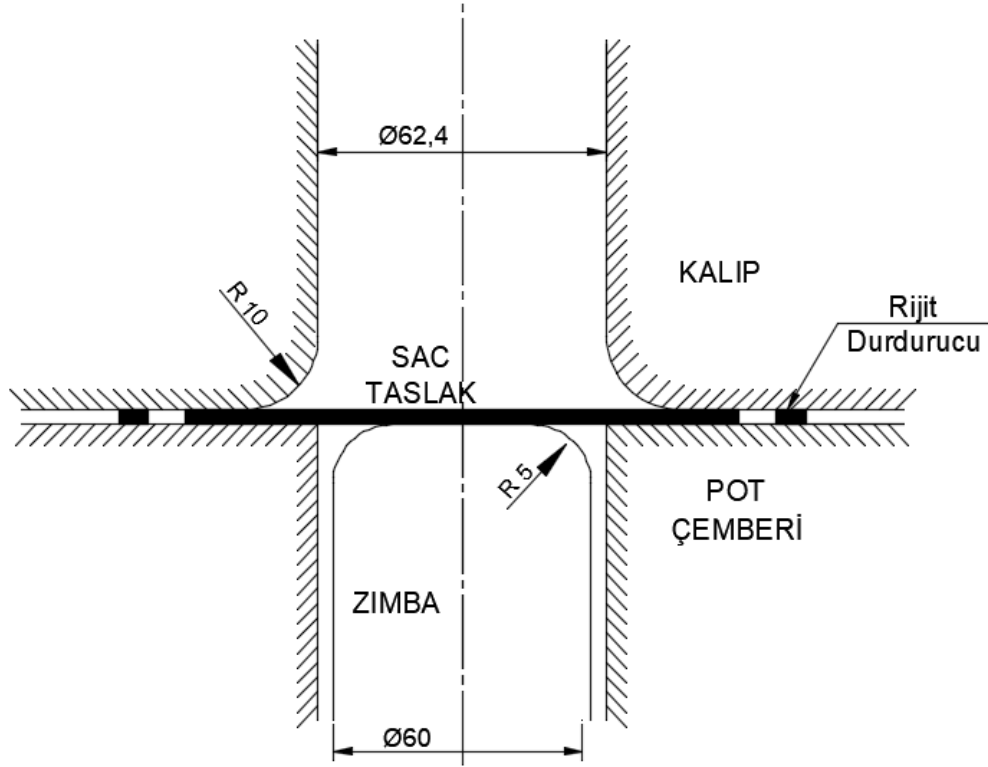
Derin çekme işleminin sayısal ve deneysel uygulamalarının ikisinde de yırtılma, zımbanın radius bölgesinde (Dikdörtgen zımbanın köşesinde) başlamıştır. Ayrıca HomPol4 kriteri ile birlikte kullanılan plastik iş kriteri, yırtılmanın ilerleme yönünü de başarılı bir şekilde tahmin edebilmiştir.

5.1.5. AA6016-T4 alaşımının derin çekme işlemi (ESAFORM 2021)

Bu bölümde ESAFORM 2021 derin çekme işlemi için kullanılan kalıp öğeleri için ideal bir zımba-boşluk mesafesi belirlenmiştir. Bu kapsamda 0.98 mm kalınlıktaki AA6016-T4 alüminyum alaşım sacı kullanılmıştır. Bu alaşım 6000 serisi bir alaşım olmasıyla birlikte içeriğinde magnezyum ve silikon içermektedir. Bu sayede korozyon direnci yüksek ve mukavemetli bir alaşım elde edilebilmektedir [23].

Alüminyum alaşımının çekme testleri Aveiro, Liege ve Tokyo Üniversitelerinde ayrı ayrı gerçekleştirilmiştir. Bu bölüm kapsamında Tokyo Üniversitesinde gerçekleştirilen testler dikkate alınarak pekleşme eğrisinin ve akma fonksiyonunun kalibrasyonu yapılmıştır. Ayrıca malzemenin çift eksenli çekme testi de gerçekleştirilmiştir [119].

Kalibrasyon amaçlı gerçekleştirilen çekme testleri dışında AA6016-T4 alüminyum alaşımının silindirik kap - derin çekme işlemi gerçekleştirilmiştir ve derin çekme prosesinde kullanılan kalıp ölçüleri Şekil 5.37’de gösterilmektedir.



Şekil 5.37. ESAFORM 2021 derin çekme prosesinin kalıp ölçüleri [119].

Alüminyum sacın çapı 107,54 mm'dir. Sac taslak, kalıp ile pot çemberi arasında sıkıştırılmış olup deformasyon boyunca pot çemberi tarafından 40 kN sabit bir kuvvete maruz kalmıştır. Sac, kalıp ile pot çemberi arasından tamamen çekildiğinde ise pot çemberinin hareketi, kalıp ile pot çemberi arasında kullanılan rijit durdurucular sayesinde engellenmiştir. Şekillendirme işlemi, zımba 54 mm strok değerine ulaştığında durdurulmuştur [119].

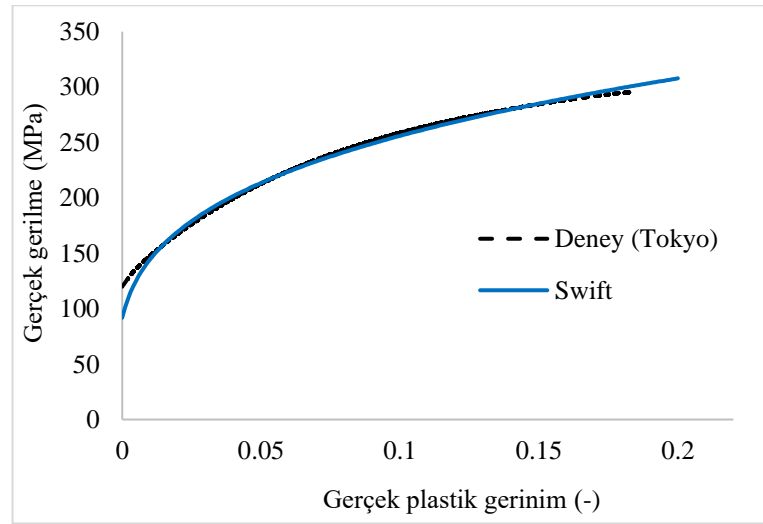
5.1.5.1. AA6016-T4 alüminyum alaşımının malzeme karakterizasyonu

Standart çekme testleri 15° aralıklarla yedi farklı yön için gerçekleştirilmiştir (Haddelene yönünden hadde yönüne dik olan yöne kadar). Çekme test numuneleri 50 mm ölçüm mesafesine ve 12,5 mm'lik genişliğe sahip standart numuneler olmakla birlikte, hassas bir gerinim ölçümü yapabilmek adına mekanik ekstansometre kullanılmıştır [119]. Alüminyum alaşımının, farklı malzeme doğrultuları için elde edilen anizotropik özellikleri Tablo 5.19'da özetlenmiştir.

Tablo 5.19. AA6016-T4 alüminyum alaşımasının anizotropik özellikleri [119].

θ	0	15	30	45	60	75	90	Ç.E.Ç.
r_θ	0.526	0.344	0.301	0.253	0.294	0.393	0.601	0.854
σ_θ / σ_0	1	0.944	0.913	0.908	0.898	0.928	0.983	0.991

Alüminyum alaşımasının pekleşme davranışı için, haddeleme (0°) doğrultusunda gerçekleştirilen çekme testi dikkate alınmıştır. Bu doğrultudaki kuvvet deplasman eğrisinden yola çıkılarak akma eğrisi (gerçek gerilme – gerçek plastik gerinim eğrisi) hesaplanmış olup, bu veriler üzerinde eğri uydurma yöntemi kullanılmıştır. Bu işlem için MATLAB yazılımında cftool modülü kullanılmıştır ve elde edilen pekleşme eğrisi Şekil 5.38’de verilmiştir. Akma eğrisi parametreleri ise Tablo 5.20’de verilmiştir.



Şekil 5.38. AA6016-T4 alaşımasının akma eğrisi.

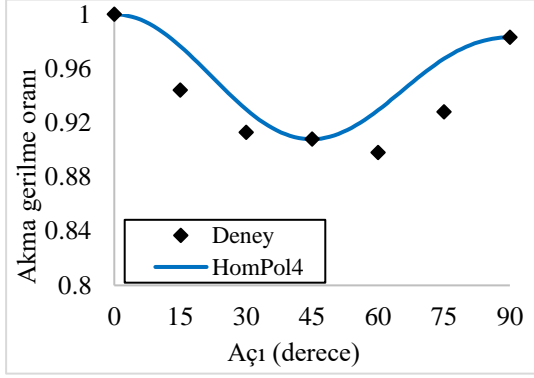
Tablo 5.20. AA6016-T4 alaşımasının pekleşme parametreleri.

	C (MPa)	p	ϵ_0
AA6016-T4	474.1	0.2703	0.002299

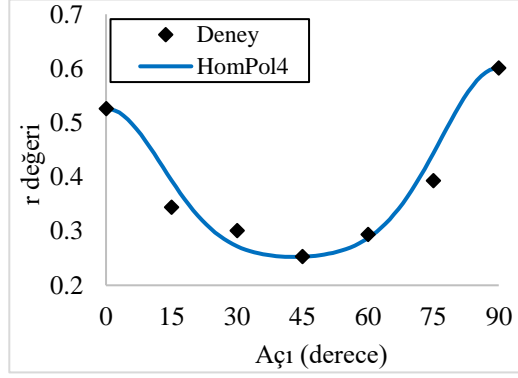
HomPol4 verileri de, Tablo 5.19’da verilen parametreler kullanılarak elde edilmiştir. Elde edilen HomPol4 katsayıları ve bu katsayılardan elde edilen analitik tahminler sırasıyla Tablo 5.21 ve Şekil 5.39’da verilmiştir.

Tablo 5.21. AA6016-T4 alüminyum alaşımı için elde edilen HomPol4 katsayıları.

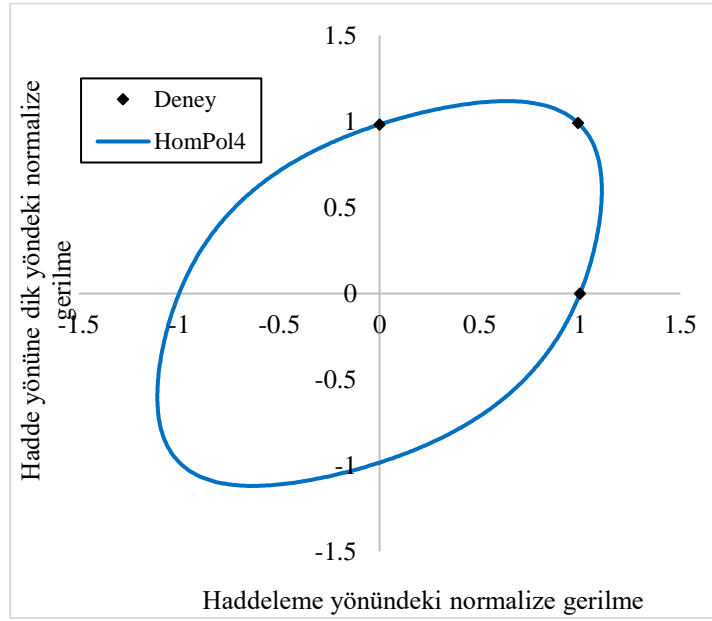
	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9
AA6016-T4	1	-1.38	1.95	-1.61	1.07	7.41	1.55	7.76	5.79



(a)



(b)

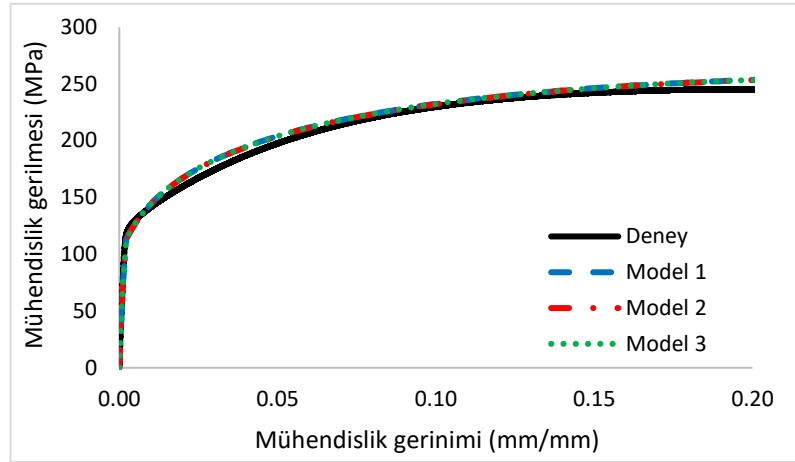


(c)

Şekil 5.39. AA6016-T4 alaşımı için elde edilen analitik HomPol4 tahminleri: (a) r değeri. (b) Akma gerilme oranları. (c) Akma yüzeyi.

Diğer uygulamalarda da olduğu gibi plastik iş kriteri için KHP değeri çekme testi simülasyonu kullanılarak kalibre edilmiştir. Bu hesaplama için oluşturulan ağ yapıları Bölüm 5.1.2.1 ve Bölüm 5.1.4.1’de verilen düzlemsel ağ yapıları ile aynıdır (Çeyrek model için). Ancak bu çalışmada amaç zımba ile kalıp arasındaki boşluğun belirlenmesi üzerine olduğu için kalınlık yönündeki eleman sayıları farklılık

göstermektedir. Bu açıdan ağ yapılarından elde edilen sayısal kuvvet deplasman eğrileri Şekil 5.40'ta, ağ yapılarının eleman sayıları ve elde edilen KHP değerleri ise Tablo 5.22'de verilmiştir.



Şekil 5.40. Farklı ağ modellerinin sayısal kuvvet deplasman sonuçları.

Tablo 5.22. Ağ yapısı hassasiyet çalışması için oluşturulan modellerin eleman sayıları ve KHP değerleri.

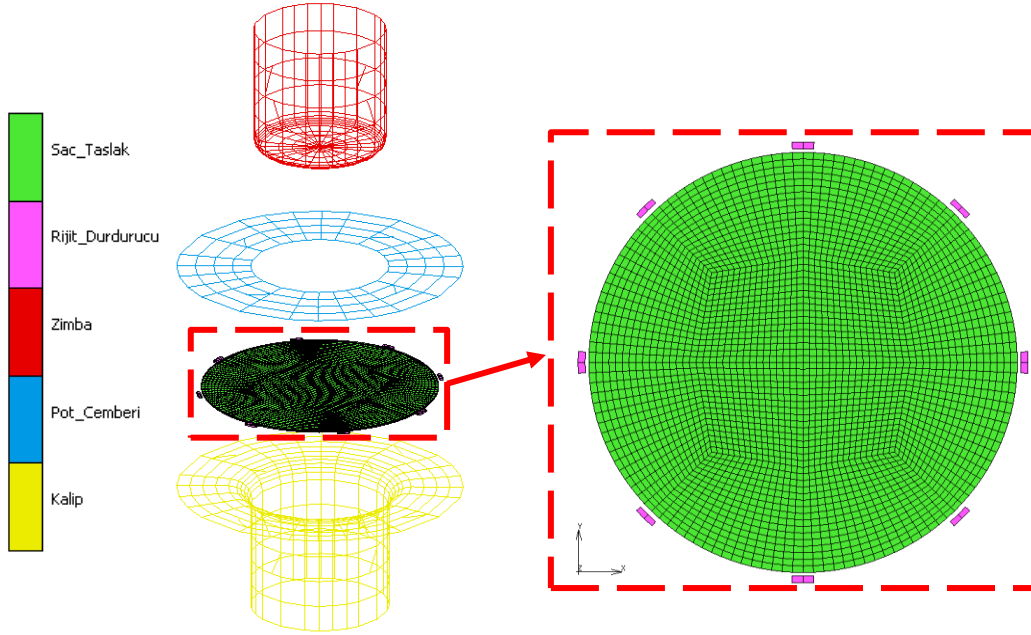
	Toplam eleman sayısı	Kalınlık yönündeki eleman sayısı	KHP [C_F] (MPa)	Çözüm Süresi (s)
Model 1	318	1	44.456	718.95
Model 2	1350	2	43.985	4262.83
Model 3	4752	4	44.317	10203.83

Şekil 5.40'ta görüldüğü üzere üç ağ yapısından elde edilen veriler deneysel kuvvet-deplasman cevabıyla çok büyük ölçüde uyumaktadır. Bununla birlikte farklı modellerden elde edilen eğrilerde neredeyse hiçbir fark yoktur. Tablo 5.22'de bu ağ yapılarındaki çözüm süreleri de verilmiştir. Sayısal kuvvet deplasman verilerinde neredeyse hiçbir fark olmamasına rağmen çözüm sürelerinde ciddi bir fark mevcuttur. Bu sebeple AA6016-T4 alüminyum alaşımının sac modeli için Model 1'deki ağ yapısı dikkate alınarak derin çekme işleminin sayısal modellenmesi yapılmıştır.

5.1.5.2. İdeal zımba-kalıp boşluğunun (clearance) belirlenmesi

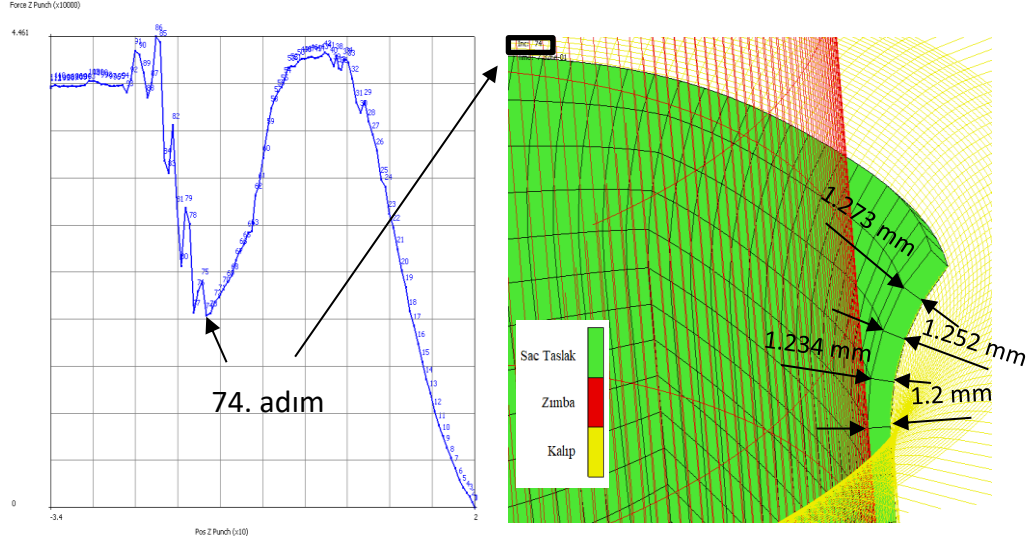
Modelin ilk olarak sonlu elemanlar modeli oluşturulmuştur. Bu modelde, rijit durdurucular da modellenmiş olup, sac taslak kalıp boşluğuna tamamen çekildiğinde, pot çemberi ile kalıp arasındaki mesafenin korunması sağlanmıştır. Kalıp ile zımba arasındaki boşluk mesafesi için 1,2 mm, 1,3 mm ve 1,4 mm olmak üzere 3 farklı değer

düşünülmüştür. Ağ hassasiyet çalışmasında kullanılan Model 1 için belirlenen eleman boyutları ile uyumlu bir ağ yapısı, sac taslak için oluşturulmuştur. Segment-segment temas algoritması ve geliştirilmiş Lagrange optimizasyonu penetrasyonu azaltmak amacıyla kullanılmıştır. 40 kN'luk bir pot çemberi kuvveti, sac taslağa uygulanmıştır ve sonrasında zımba dikey yönde (z eksen yönünde) hareket ederek sacı şekillendirmiştir. Modelin SE modeli Şekil 5.41'de gösterilmiştir.



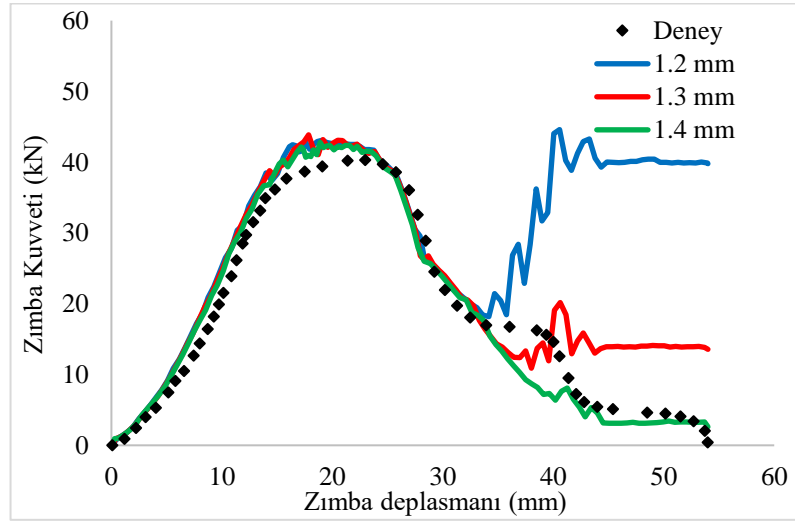
Şekil 5.41. ESAFORM 2021 AA6016-T4 alaşımının derin çekme işleminin Marc programında oluşturulmuş SE modeli.

Oluşturulan model, tez kapsamında kullanılan HomPol4 akma kriteri ile birlikte geliştirilmiş plastik iş kriteri kullanılarak çözülmüştür. Çözümler için ilk olarak 1,2 mm boşluk mesafesi dikkate alınmıştır ve Habraken ve arkadaşlarının'da [119] belirttiği gibi bir ütüleme problemiyle karşılaşmıştır. Ütüleme olgusunun başlangıcı için bir simülasyon adımı seçilmiş olup (74. adım) daha detaylı bir irdeleme yapılmıştır. Bu incelemede, ilgili simülasyon adımında sac taslak zımba – kalıp boşluğuna girmek üzereyken, sacın etek bölgesindeki kalınlıkları incelenmiştir (Şekil 5.42).



Şekil 5.42. Zimba-kalıp boşluğuna girmemiş sac etek bölümünün kalınlık değerleri (İlgili simülasyon adımı için).

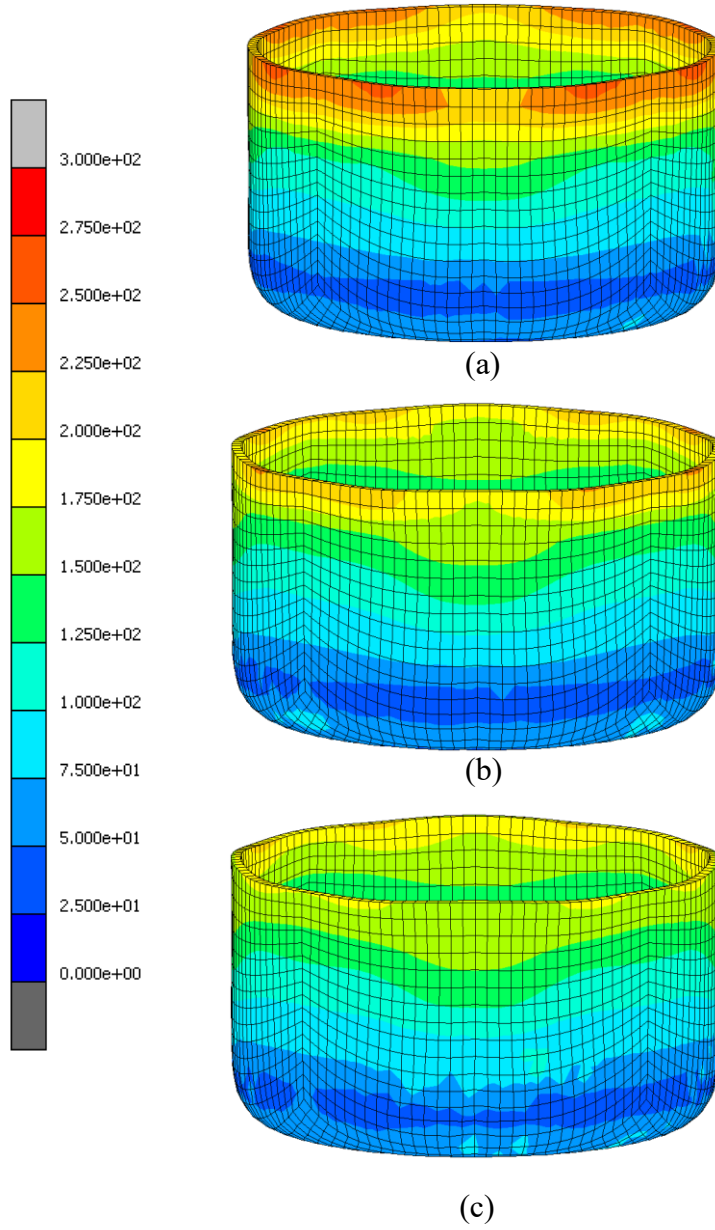
Şekil 5.42’de görüldüğü üzere, sacın henüz zimba-kalıp boşluğuna girmemiş olan etek bölümünde kalınlık değerlerinin, zimba-kalıp boşluk mesafesinin üzerinde olduğu görülmüş ve kuvvetteki ani artışın sebebinin bu olduğu anlaşılmıştır. Sonrasında ise diğer zimba-kalıp boşlukları için de SE analizleri gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sayısal zimba kuvvet-deplasman grafikleri Şekil 5.43’te verilmiştir.



Şekil 5.43. Farklı zimba-kalıp boşluk mesafeleri için elde edilen zimba kuvvet – deplasman grafikleri.

Yukarıdaki grafikten de görüldüğü üzere, zimba-kalıp boşluk mesafesi arttıkça ütüleme durumundan kaynaklı zimba kuvvet artışı azalmaktadır. Bununla birlikte 1,4 mm zimba-kalıp mesafesinde ise ütüleme durumu tamamen ortadan kalkmaktadır. Farklı

zımba-kalıp mesafeleri için elde edilen plastik iş dağılımları ise Şekil 5.44'te gösterilmektedir.



Şekil 5.44. (a) 1,2 mm. (b) 1,3 mm. (c) 1,4 mm zımba-kalıp mesafesi için plastik iş dağılımları.

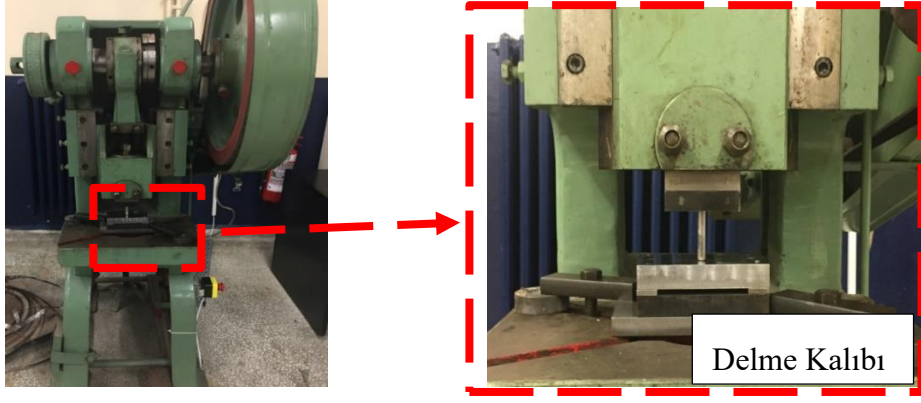
Tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP dikkate alındığında isabetli bir hasar tahmini yapmak, derin çekme işlemi için pek mümkün olamamaktadır. Bunun sebebi, yırtılmanın genellikle zımba omzuna denk gelen sac bölgesinde meydana gelmesidir. Şekil 5.44 incelendiğinde bütün zımba-kalıp mesafeleri için sacın zımba omzuna denk gelen bölgelerinde plastik iş değerinin 80 MPa'nın üzerinde olduğu (54 mm zımba strok değeri için) görülmektedir. Tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP ise

44,456 MPa'ydı. Bu sebeple bütün modellerde zımba omzunda yırtılma başlangıcı görülmüştür ancak bu tahmin isabetli bir tahmin değildir. Zımba omzuna denk gelen sac bölgesinin çift eksenli çekme yüklemesine maruz kaldığı düşünüldüğünde, KHP değerinin çift eksenli çekme testinden elde edilmesi durumunda daha isabetli bir yırtılma başlangıç tahmini yapılabilir. Bununla birlikte plastik iş dağılımları incelendiğinde sac etek bölgelerinde dikkate değer farklar olduğu da görülmüştür. Bu bölgedeki plastik iş değerinin artışın sebebi, sacın bu bölgelerinde kalınlığın yüksek olması ve kalıp ile zımba arasında sıkışan sacın plastik iş değerinin yükselmesidir. Zımba-kalıp mesafesi minimum olduğunda bu sıkışmanın şiddeti de yüksek olduğu için plastik iş değeri de bu bölgede yükselmiştir (Şekil 5.44a). Zımba-kalıp mesafesi arttıkça bu bölgedeki sıkışmanın şiddetinin ve plastik iş değerinin azaldığı görülmüştür. Şekil 5.43 ve Şekil 5.44'teki veriler dikkate alındığında en uygun zımba kalıp mesafesinin 1,4 mm olduğu görülmüştür. Ayrıca ilgili referans çalışmasında sac kalınlıkları da ölçülmüş olup zımba-kalıp mesafesi 1,2 mm olarak belirtilmesine rağmen sac kalınlığının kulak bölgesine doğru 1,3 mm'nin üzerine çıktığı da kaydedilmiştir. Kalıptaki aşınmalar da ayrıca incelenmiş ve aşınmanın, kalıbın belirli bölgelerinde çap değerini arttırdığı da görülmüştür. Bu açıdan optimize edilen zımba-kalıp mesafesinin, bu bulgularla örtüştüğü de görülmektedir.

5.2. DP600 ve DP800 Çeliklerinin Deneysel ve Sayısal Olarak Kenar Yırtılma Hasarının İncelenmesi (Konik Zımba Konfigürasyonlu Delik Genişletme Testleri)

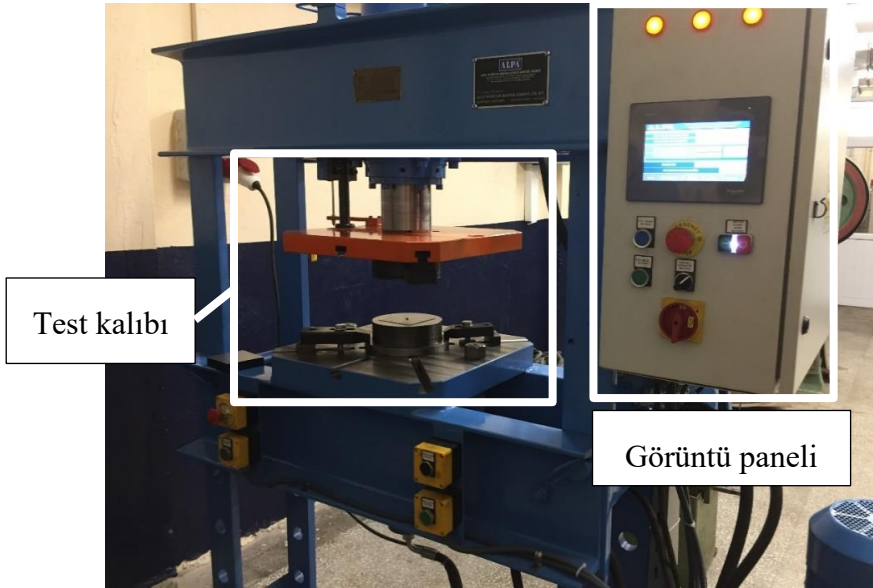
Çift fazlı çeliklerin iç yapısı hakkında bilgi Bölüm 5.1.1'de verilmişti. Bu uygulamada, HomPol4 akma kriteri ve genelleştirilmiş plastik iş kriterini içeren teorik modelin kenar yırtılma tahmin performansı çift fazlı çeliklerden DP600 ve DP800 çelikleri üzerinde incelenmiştir.

Konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi bu amaçla gerçekleştirilmiş olup deneyler 30 ton kapasiteli hidrolik bir preste gerçekleştirilmiştir. Deneyde kuvvet ve deplasmanı kontrol edebilmek için programlanabilir mantıksal denetleyici (PLC) kullanılmıştır. Uygulamada kullanılan DP600 çeliğinin kalınlığı 0,7 mm iken DP800 çeliğinin kalınlığı 1,17 mm'dir. 100 mm x 100 mm kare şeklinde kesilmiş sacların merkezine, öncelikle eksantrik preste 10 mm çapında delikler delinmiştir (Şekil 5.45).

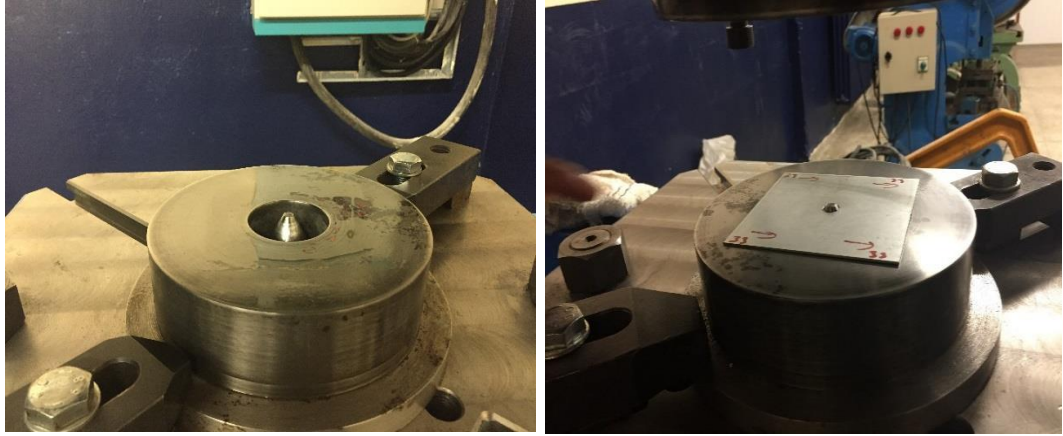


Şekil 5.45. Delik delme işleminde kullanılan eksantrik pres ve delme kalıbı.

DP600 ve DP800 saclarının kalınlıkları farklı olduğu için iki farklı delme kalıbı kullanılmıştır. Kalıp boşluğu, sac kalınlığının %12 olacak şekilde belirlenmiştir. Delinen numuneler delik genişletme test cihazına yerleştirilmiştir (Şekil 5.46). Sonrasında ise deplasman kontrollü olarak testler yürütülmüştür. Delik genişletme testinin yapıldığı test cihazı ve kalıp bileşenleri Şekil 5.46 ve 5.47’de gösterilmektedir. Delik genişletme testinin kalıp ölçüleri de Şekil 5.48’de verilmektedir.



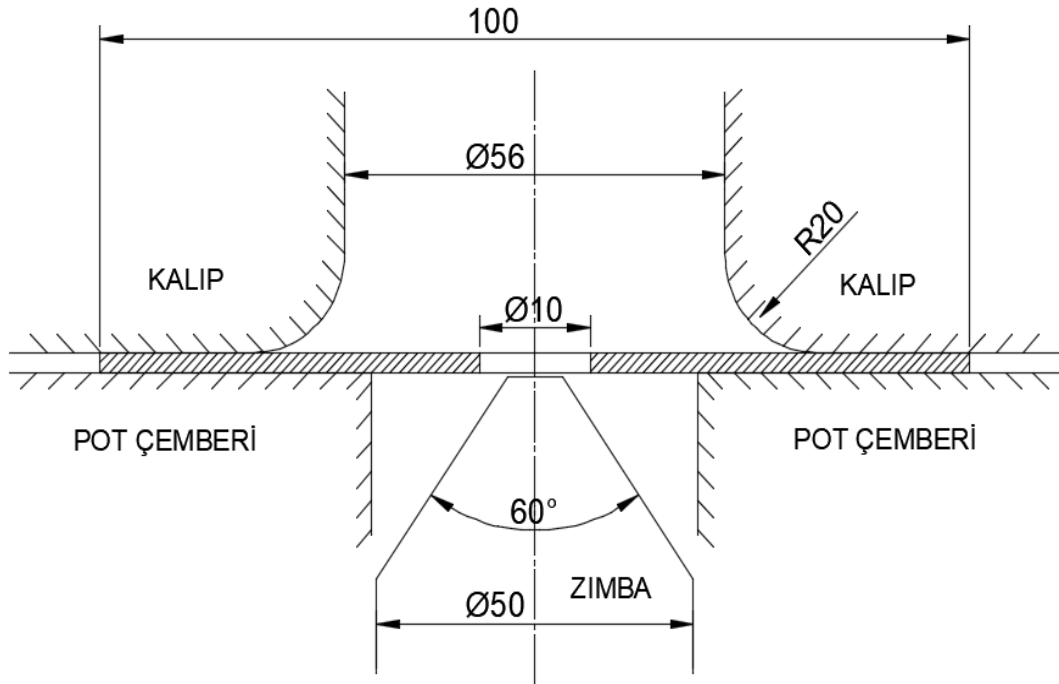
Şekil 5.46. Delik genişletme test cihazı.



(a)

(b)

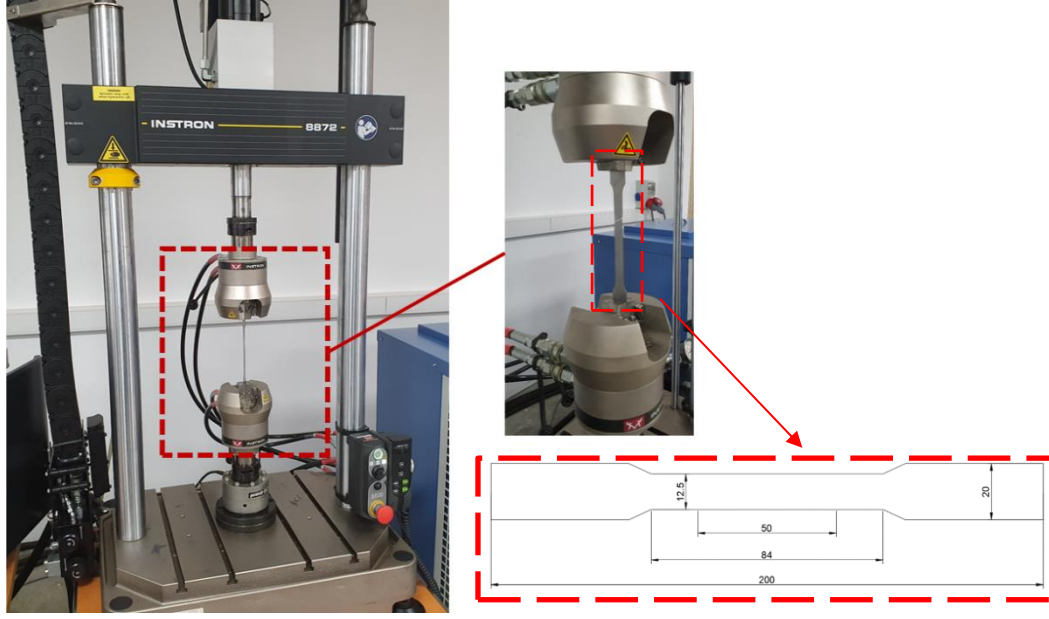
Şekil 5.47. (a) Zimba ve kalıp. (b) Numunenin kalıba yerleştirilmesi.



Şekil 5.48. Delik genişletme test kalıplarının ölçüleri.

5.2.1. DP600 ve DP800 çeliklerinin malzeme karakterizasyonu

İki çelik için de sac malzemeler haddeme yönünden itibaren 15°'lik malzeme oryantasyonlarında kesilerek standart çekme testi numuneleri elde edilmiş ve bu numunelerin testleri gerçekleştirilmiştir. Testler 25 kN kapasiteye sahip Instron 8872 test cihazında gerçekleştirilmiştir. Test cihazı ve numunenin ölçüleri Şekil 5.49'da verilmektedir.



Şekil 5.49. Instron çekme testi cihazı ve test numunesinin ölçüleri.

Kesilen numunelerin ölçüm uzunlukları 90 mm olmakla birlikte bütün numunelerin testleri sabit 1.10^{-4} s^{-1} hızında gerçekleştirilmiştir. Testler sonucunda çeliklerin farklı oryantasyonlarındaki akma gerilme değerleri ve r-değerleri hesaplanmış olup bu değerler Tablo 5.23 ve 5.24'te sırasıyla verilmiştir. Kırılan numuneler ise Ek D'de gösterilmiştir.

Tablo 5.23. Çift fazlı çeliklerin akma gerilme oranları.

	σ_0	σ_{15}	σ_{30}	σ_{45}	σ_{60}	σ_{75}	σ_{90}	σ_b
Malzeme	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)
DP600	1.000	1.005	0.957	0.946	0.951	0.932	0.940	0.841
DP800	1.000	1.001	1.023	1.022	1.027	1.011	1.025	1.014

Tablo 5.24. Çift fazlı çeliklerin farklı malzeme yönlerindeki r-değerleri.

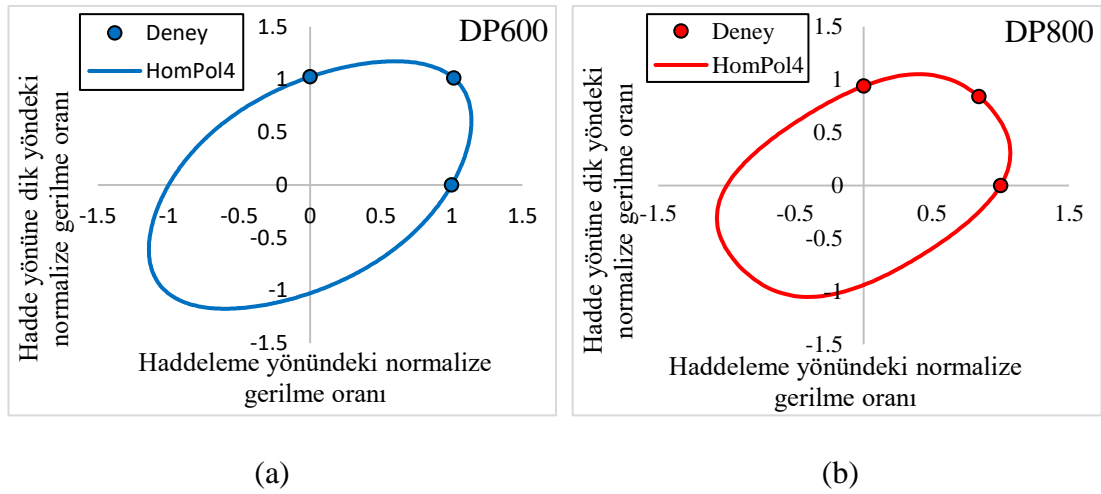
Malzeme	r_0	r_{15}	r_{30}	r_{45}	r_{60}	r_{75}	r_{90}
DP600	0.86	0.85	0.74	0.96	0.76	0.6	1.02
DP800	0.75	0.89	0.98	0.74	0.70	0.85	0.84

Yukarıda elde edilen deneysel veriler ışığında HomPol4 kriterinin parametreleri kalibre edilmiştir. Kalibre edilen bu parametreler ise Tablo 5.25'te verilmektedir.

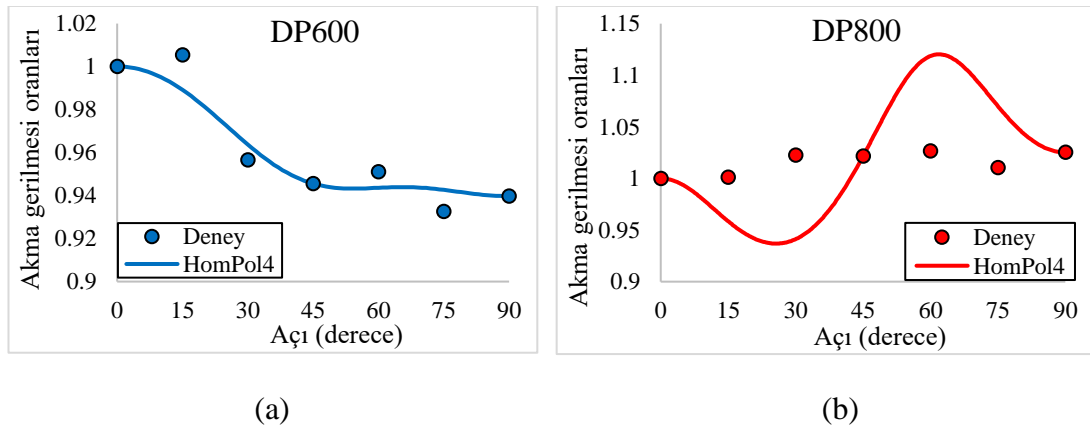
Tablo 5.25. DP600 ve DP800 çeliklerinin HomPol4 parametreleri.

	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9
DP600	1	-1.85	3.62	-2.87	1.42	9.99	-6.81	6.73	13.34
DP800	1	-1.71	2.33	-1.49	0.82	12.64	-5.98	0.33	7.51

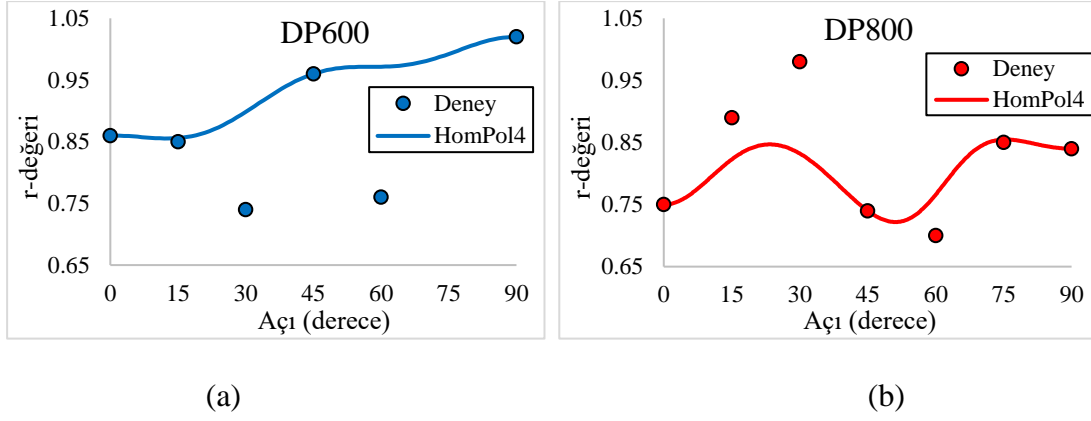
Tablo 5.25'te hesaplanan parametrelere bağlı olarak elde edilen akma yüzeyleri Şekil 5.50'de verilmiştir. Ayrıca bu parametrelerden elde edilen akma gerilme oranlarının ve r-değerlerinin analitik tahminleri de sırasıyla Şekil 5.51 ve 5.52'de gösterilmektedir.



Şekil 5.50. HomPol4 kriteri ile tahmin edilen akma yüzeyleri: (a) DP600. (b) DP800.



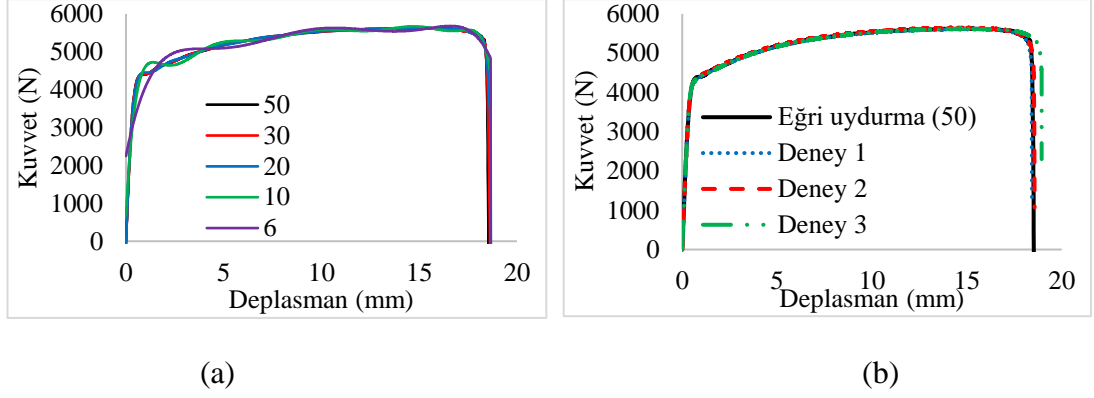
Şekil 5.51. HomPol4 kriterinin akma gerilme oranları için analitik tahminleri: (a) DP600. (b) DP800.



Şekil 5.52. HomPol4 kriterinin r-değerleri için analitik tahminleri: (a) DP600. (b) DP800.

İki çelik için de çift eksenli çekme etkisi altındaki akma gerilmeleri başarılı bir şekilde yakalanmıştır. DP600 çeliği için akma gerilme oranları isabetli bir şekilde tahmin edilmiştir ancak r-değerlerinin analitik tahminlerinde, ara değerlerde sapmalar görülmektedir. DP800 çeliği için ise r-değerleri tahmin edilebilirken akma gerilme oranlarının tahminlerinde, ara açılarda sapmalar mevcuttur. Ancak iki çelik için de HomPol4 akma kriteri genel olarak başarılı bir tahmin performansı sergilemiştir.

Uygulamada standart çekme testleri verilerinden ayrıca Matlab yazılımında cftool kullanılarak eğri uydurma yöntemiyle Swift pekleşme eğrileri elde edilmiştir. Pekleşme parametrelerinin kalibrasyonu için haddelene yönü referans yön olarak kabul edilmiştir. Deneysel her bir yön için üç test gerçekleştirilmiştir. Bu sebeple haddelene yönü için gerçekleştirilen testlerde kuvvet-deplasman eğrilerinin ortalaması alınmıştır ve bu ortalama kuvvet-deplasman eğrisinden elde edilen akma eğrisi üzerinde eğri uydurma yöntemi uygulanmıştır. Kuvvet-deplasman eğrilerinde ciddi ölçüde ani değişimler mevcut olabilir ve bu durum eğri uydurma yönteminde olumsuzluklara sebep olabilir. Bu sebeple yüksek derecelerden polinomsal eğri uydurma yöntemi ile önce ortalama kuvvet - deplasman eğrisi tanımlanmaya çalışılmıştır. Bu kapsamda 6, 10, 20, 30 ve 50. dereceden polinomsal eğri uydurma yapılmıştır. DP600 çeliği için haddelene yönü doğrultusunda elde edilen sonuçlar aşağıda verilmiştir.

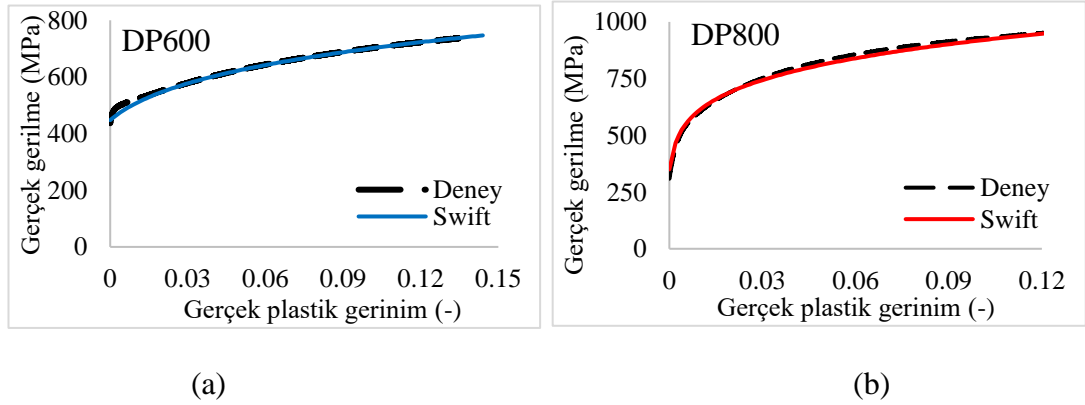


Şekil 5.53. (a) DP600 çeliğinin farklı derecelerden polinomsal eğri uydurma yöntemiyle gerçekleştirilen kuvvet-deplasman tahminleri. (b) 50. dereceden eğri uydurma yöntemiyle gerçekleştirilen tahminin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.

Şekil 5.53'te düşük derecelerde gerçekleştirilen polinomsal eğri uydurma tahminlerindeki dalgalanmalar deneysel verilerdeki ani değişimlerden ve bu değişimlerin fazlalığından kaynaklanmaktadır. Bu durum polinom derecesi yükseltildikçe azalma eğilimi göstermiştir ve 50. dereceden polinomsal eğri uydurma metoduyla elde edilen sonuçlarda bu problem tamamen ortadan kalkmıştır. Sonrasında ise bu sonuçlar üzerinden pekleşme parametreleri tayin edilmiştir. Eğri uydurma yöntemiyle elde edilen pekleşme parametreleri Tablo 5.26'da sunulmuştur. Bu parametreler ile elde edilen pekleşme eğrileri ise Şekil 5.54'te gösterilmektedir.

Tablo 5.26. Çift fazlı çeliklerin pekleşme parametreleri.

Malzeme	C (MPa)	p	ϵ_0
DP600	1071	0.1935	0.0110
DP800	1375	0.1754	0.0001

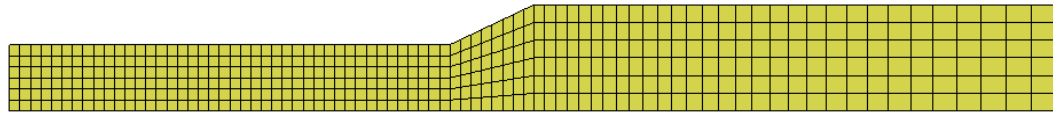


Şekil 5.54. Eğri uydurma yöntemiyle elde edilen akma eğrileri: a) DP600. (b) DP800.

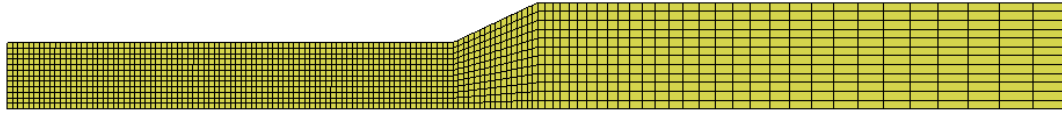
Burada elde edilen pekleşme parametreleri uniform uzama sınırına kadar kabul edilebilir ancak boyun verme sonrası deformasyon davranışı için de kontrol edilecektir. KHP değerinin hassas bir şekilde hesaplanabilmesi ve sonlu elemanlar analizlerinin güvenilirliği açısından ağ hassasiyet çalışması bu uygulamalar için de yürütülmüştür. Önceki uygulamalara benzer şekilde üç farklı ağ yapısı oluşturulmuştur. Bu ağ yapılarına ait toplam eleman sayıları ve ilgili ağ yapıları sırasıyla Tablo 5.27 ve Şekil 5.55'te verilmiştir.

Tablo 5.27. Ağ hassasiyet çalışması için oluşturulan modellerin eleman sayıları.

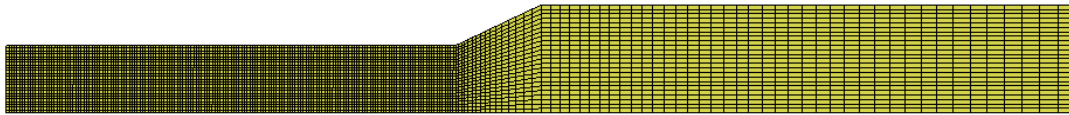
	Toplam eleman sayısı	Kalınlık yönündeki eleman sayısı
Model 1	960	2
Model 2	6240	4
Model 3	43008	8



(a)



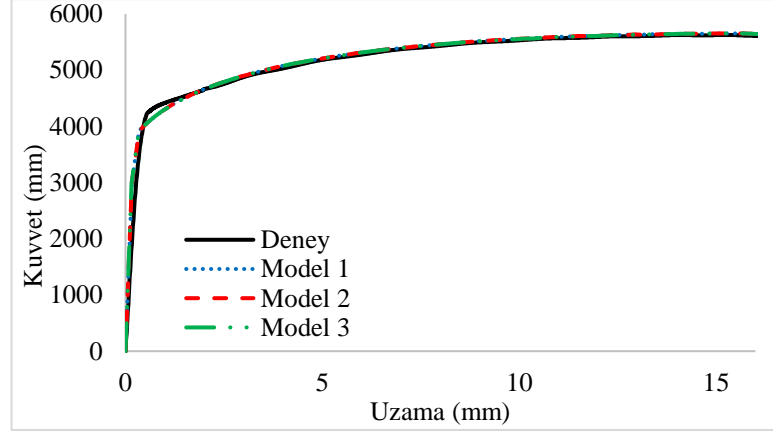
(b)



(c)

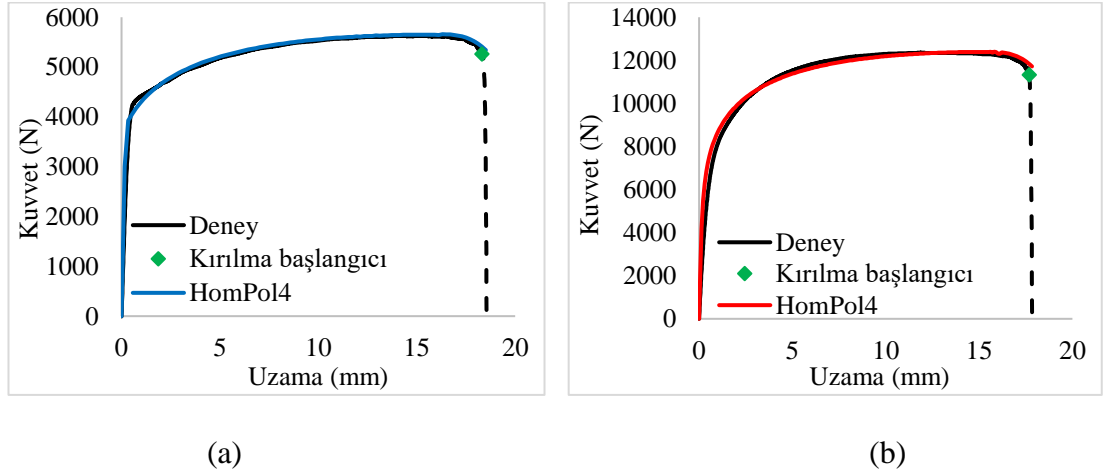
Şekil 5.55. Çekme testi analizleri için oluşturulan ağ yapıları: (a) 960. (b) 6240. (c) 43008 eleman.

Ağ hassasiyet analizlerinde sadece DP600 çeliği dikkate alınmıştır. Üç farklı ağ yapısından elde edilen veriler aşağıda gösterilmektedir.



Şekil 5.56. Ağ yapısı hassasiyet çalışmasından elde edilen kuvvet-uzama eğrileri.

Şekil 5.56’da görüldüğü üzere sonuçlar birbiriyle ve deneysel eğriyle uyumludur. Kırılma başlangıç bölgesinin hassas bir şekilde tahmin edilebilmesi amacıyla Model 2 seçilmiştir. Pekleşme parametrelerinin boyun verme sonrası deformasyon davranışını tahmin etmesi açısından güvenilirliğinin de incelenmesi gerekmektedir. Bu sebeple Model 2’deki ağ yapısı kullanılarak hem DP600 çeliğinin hem de DP800 çeliğinin çekme testleri, numunelerin kırılma uzamalarına kadar simüle edilmiştir. Sonuçlar aşağıdaki şekilde gösterilmektedir.



Şekil 5.57. Sayısal ve deneysel kuvvet-uzama eğrilerinin karşılaştırılması: (a) DP600. (b) DP800.

DP600 ve DP800 çelikleri için sayısal olarak elde edilen kuvvet-uzama eğrilerinin deneysel eğrilerle tamamen uyumlu olduğu görülmüştür. Bu durum, bu iki çelik için elde edilen pekleşme parametrelerinin güvenilirliğini de göstermiştir. Standart tek eksenli çekme testlerinin analizlerinden iki çelik için de eşdeğer gerilme – gerinim

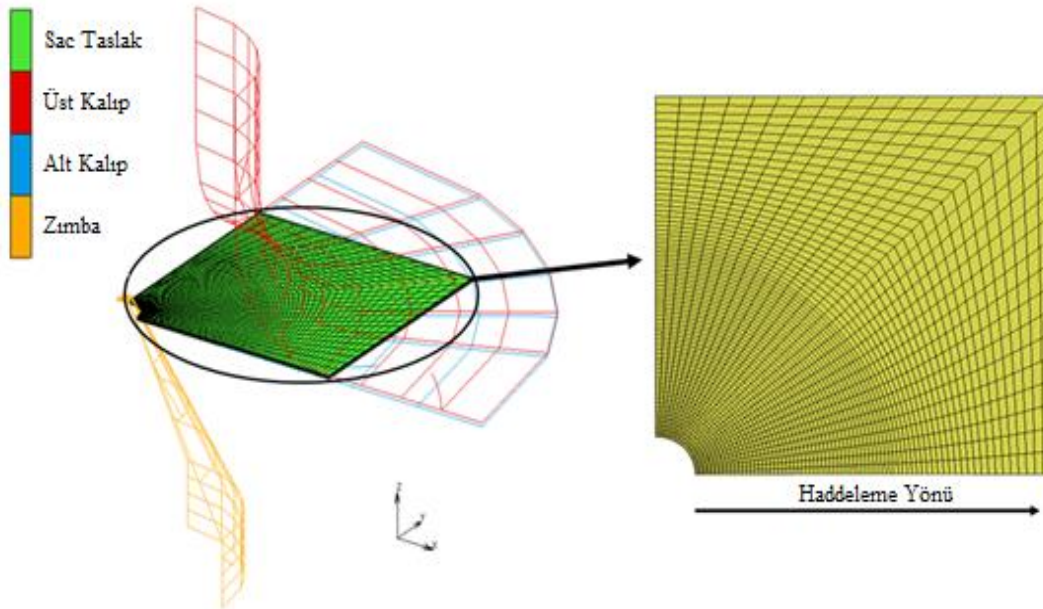
verileri elde edilmiş ve bu eğrilerin altında kalan alanlar KHP değerleri olarak hesaplanmıştır (Tablo 5.28).

Tablo 5.28. DP600 ve DP800 çeliklerinin kritik hasar parametreleri.

Malzemeler	KHP [C _F] (MPa)
DP600	426.900
DP800	497.569

5.2.2. DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme analizleri

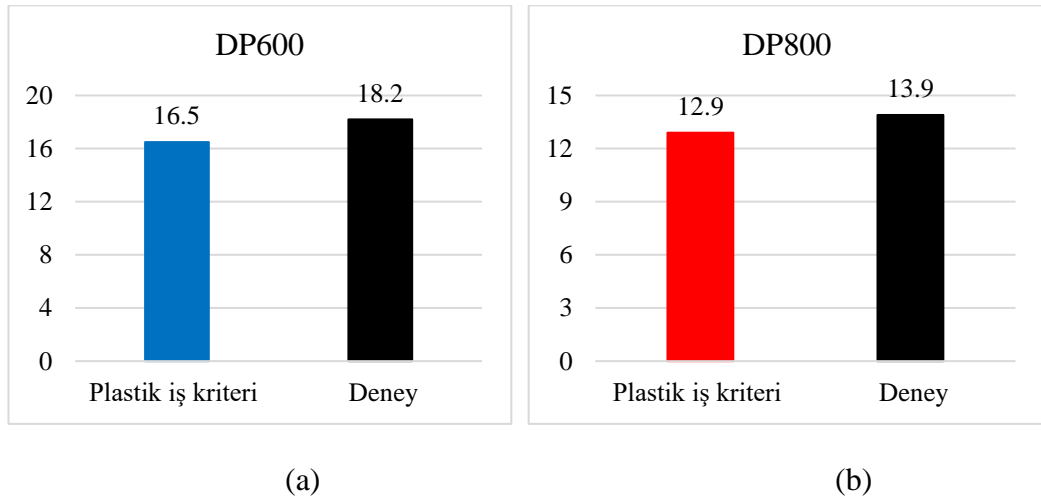
DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme testleri, ticari Marc programında Hypela2 kullanıcı tanımlı alt program kullanılarak yürütülmüştür. Önceki uygulamalarla benzer şekilde Hex7 eleman tipi kullanılmış olup, ağ hassasiyet çalışmasında belirlenen Model 2'nin uniform bölgesinde oluşturulan ağ yapısının benzeri, delik genişletme testinde sacın delik kenarındaki ağ yapısının oluşturulmasında kullanılmıştır. DP600 ve DP800 çelikleri için oluşturulan SE modeli Şekil 5.58'de gösterilmektedir. Bu çeliklerin saclarının ağ yapısı da Apex programında oluşturulmuş olup detaylı gösterimi Ek B'de verilmiştir.



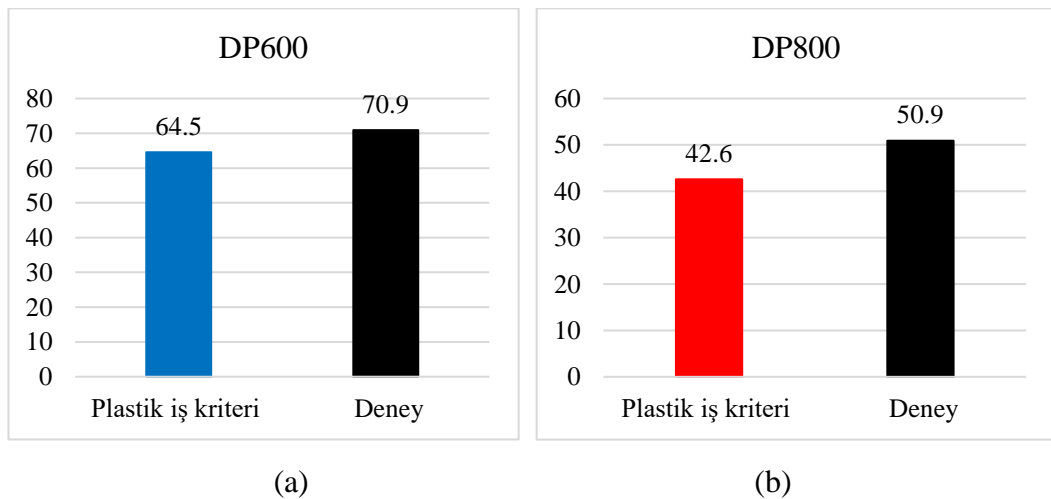
Şekil 5.58. DP600 ve DP800 çelikleri için gerçekleştirilen delik genişletme testinin sonlu elemanlar modeli.

Sac taslağın ağ yapısı oluşturulurken delik kenarı ve yakın bölgesindeki eleman yoğunluğu yüksek tutulmuştur. Sac taslağın dış çeperine yaklaştıkça eleman yoğunluğu da çözüm süresini düşürmek amacıyla azaltılmıştır. İki çelik için ortak

olarak, sac taslakların çevresi yönünde 32, kalınlığı yönünde 4 eleman kullanılmıştır. Zımba, alt ve üst kalıplar ise rijit yüzeyler olarak modellenmiştir. Fiziksel test kuru koşullarda, herhangi bir yağlama yapılmadan gerçekleştirildiği için sac taslak ve kalıp öğeleri arasında 0,1'lik bir sürtünme katsayısı varsayılmıştır. Sürtünme modeli olarak ise Coulomb sürtünme modeli kullanılmıştır. Temas algoritması segment – segment olarak uygulanmıştır. Bu uygulamada ilk olarak gözle görünür çatlakların meydana geldiği zımba yükseklikleri ve DGO değerleri analizlerden elde edilmiş ve deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Kaydedilen zımba yükseklikleri ve bu zımba yüksekliklerinde elde edilen DGO değerlerinin, fiziksel deneyde elde edilen bulgularla karşılaştırma grafikleri Şekil 5.59 ve Şekil 5.60'ta sırasıyla verilmiştir.

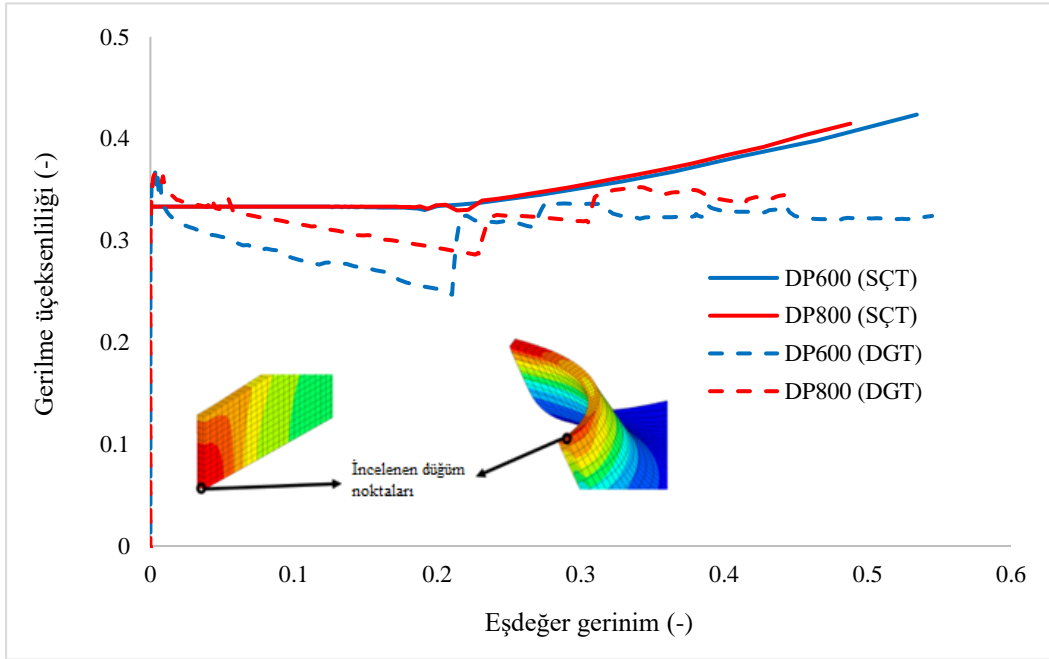


Şekil 5.59. Çatlakların meydana geldiği zımba yükseklikleri: (a) DP600. (b) DP800.



Şekil 5.60. Delik genişleme oranları (DGO) (a) DP600. (b) DP800.

Çatlağın görüldüğü yükseklikler dikkate alındığında, sayısal verilerle deneysel sonuçlar arasındaki hatanın %10'un altında olduğu görülmektedir. Kullanılan malzeme modeli iki çelik için de deneysel verilere göre daha düşük bir yükseklik tahmini yapmıştır. Bununla birlikte bu tahminlerin daha emniyetli tahminler olduğu da söylenebilir. Benzer bir durum DGO değerlerinin tahminlerinde de görülmektedir. Plastik iş kriteri ve HomPol4 akma fonksiyonu birlikte deneysel sonuçlara göre daha düşük bir zımba yüksekliği tahmin ettiği için yine deneysel verilere göre daha düşük bir DGO değeri de görmüştür. DP600 çeliği dikkate alındığında hata değeri %9,17 iken DP800 çeliği için %16,31'dir. Buna göre kullanılan malzeme modeli DP600 çeliği için daha isabetli sonuçlar vermiştir. Plastik iş kriterinin zımba yüksekliklerini tutturamamasının temel sebebi ise önceki uygulamada karşılaşılan durumla benzer şekilde KHP değerlerinin standart çekme testinden (SÇT) elde edilmesidir. Bu durumu daha net göstermek amacıyla hem standart çekme testinin (SÇT) hem de delik genişletme testinin (DGT) sayısal sonuçlarından elde edilen gerilme üçeksenlilikleri Şekil 5.61'de karşılaştırılmıştır.

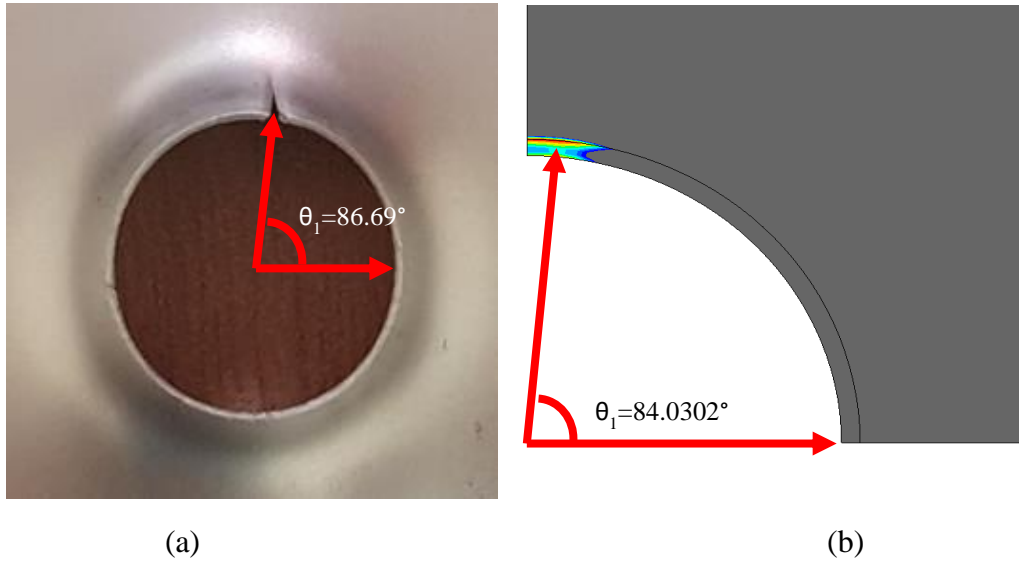


Şekil 5.61. DP600 ve DP800 çeliklerinin tek eksenli çekme ve delik genişletme testleri simülasyonlarından elde edilen gerilme üçeksenliliği – eşdeğer gerinim eğrileri.

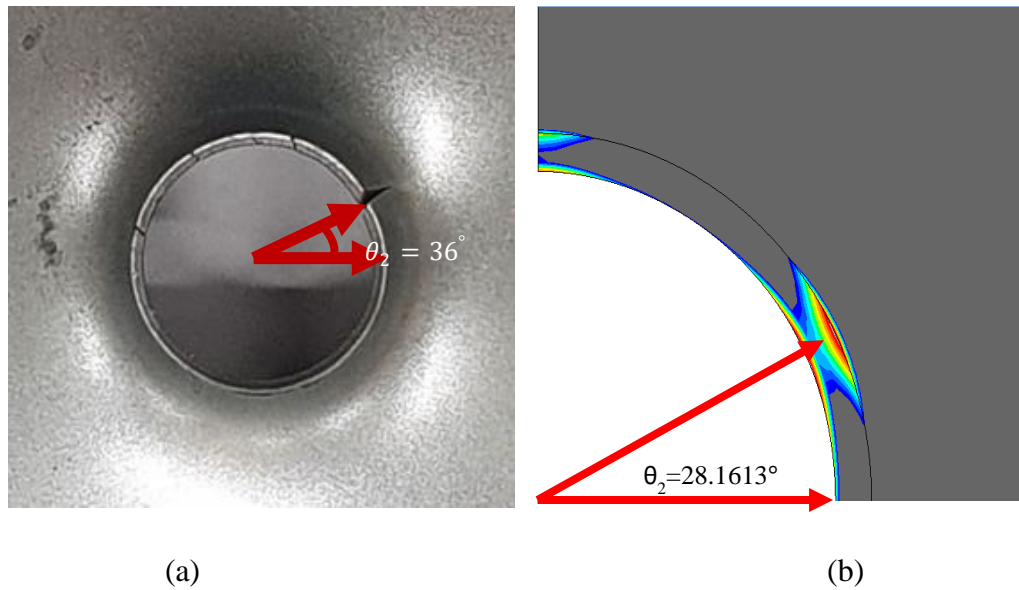
Şekil 5.61'de görüldüğü üzere, tek eksenli çekme testinde, belirli bir gerinim değerinden sonra iki çelik için de gerilme üç eksenliliği artmaktadır. Bu durum yayılı boyun verme kararsızlığından kaynaklanmaktadır. Diğer taraftan, delik genişletme

testinde gerilme üçeksenliliğinde bir düşüş gözükürken sonrasında bir artışla tek eksenli çekme mertebesine gelmekte ve burada çok küçük değişimler gözlemlenmekle birlikte genel olarak sabit kalmaktadır. Tek eksenli çekme analizinde gözlemlenen gerilme üçeksenliliğindeki bu artış çatlakın meydana geldiği yükseklik tahmininde de iki çelik için de bir farka sebep olmuştur.

Çift fazlı çeliklerin kenar yırtılma tahmininde ayrıca çatlakın görüldüğü bölgelerde SE analizlerinden elde edilmiş ve deneysel olarak hasara uğramış numunelerle karşılaştırılmıştır (Şekil 5.62 ve Şekil 5.63).



Şekil 5.62. DP600 çeliği için hasarın meydana geldiği açı değeri a) Deney, b) SEY.



Şekil 5.63. DP800 çeliği için hasarın meydana geldiği açı değeri: (a) Deney. (b) SEY.

İki çelik için de çatlak delik kenarında meydana gelmiştir. Delik kenarı tek eksenli çekme etkisi altındadır ancak bu etki çevresel yönde kendini göstermektedir. Delik kenarında, deliğin çevresi yönündeki gerilme maksimum değerdedir ve sacın dış çeperine doğru gidildikçe bu gerilme değerinde azalış görülmektedir. DP600 çeliğinde çatlak haddeleme yönüne dik yönde meydana gelmiş ve ilerlemiştir. Sonlu elemanlar analizlerinde ise fiziksel deneyde gözlemlenen bölgeye çok yakın bir açıda çatlağın meydana geldiği görülmüştür (Şekil 5.62). DP800 çeliğinde ise haddeleme yönüyle diyagonal yön arasında çatlak meydana gelmiştir. Sonlu elemanlar analizlerinde de fiziksel deneyde meydana gelen hasar bölgesine yakın bölgede çatlak oluşumu tahmin edilmiştir (Şekil 5.63). Ancak bu başarı DP600 çeliğinde daha yüksektir ve neredeyse çatlağın tam olarak yeri tahmin edilmiştir. Kullanılan malzeme modelinin çatlak oluşum bölgesinin tahmininde başarılı sonuçlar verdiği görülmüştür.

5.3. Değerlendirme

Bu bölümde, HomPol4 akma kriterini içeren bir plastisite modeli ile, temel bir sünek hasar modeli olan genelleştirilmiş plastik iş kriterinin birlikte kullanıldığı durumda isabetli bir yırtılma tahmini yapıp yapılamadığı irdelenmiştir. Bu amaçla literatürde farklı şekillendirilebilirlik testleri ve derin çekme işlemleri üzerine yapılan bazı çalışmalar seçilmiş ve teorik model test edilmiştir. Ayrıca bir konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testinde de çift fazlı çelikler üzerinde sayısal ve deneysel bir irdeleme yapılmıştır. Yırtılmanın açılma lokasyonunun tahmininde akma fonksiyonunun baskın olduğu ve bu açıdan HomPol4 akma kriterinin çok başarılı olduğu görülmüştür. Bununla birlikte yırtılmanın başladığı gerinim değeri tahmininde genelleştirilmiş plastik iş kriterinin tek eksenli çekme durumuna yakın yükleme koşullarında başarılı sonuçlar verebildiği görülmüştür. Daha farklı yükleme koşulları için KHP değerinin, benzer bir yükleme koşulundan elde edilmesi durumunda da tahmin performansının yükselebileceği de görülmüştür. Kenar yırtılma hasarında ise genelleştirilmiş plastik iş kriterinin tek eksenli çekme testinde belirli bir yayılı boyun verme sergilemeden kopan malzemelerin numunelerinden kalibre edilmesi durumunda isabetli tahminler yapabildiği görülmüştür.

6. GERİLME ÜÇEKSENLİLİĞİ VE LODE PARAMETRELERİNİN ETKİLERİNİ İÇEREN SÜNEK KIRILMA KRİTERLERİNİN KENAR YIRTIлма TAHMİN PERFORMANSI

Tezin 5. bölümünde, HomPol4 akma kriterinin, en temel ampirik sünek kırılma modellerinden birisi olan genelleştirilmiş plastik iş kriteri ile birlikte uygulandığında farklı şekillendirilebilirlik testleri ve derin çekme işlemlerindeki tahmin performansı incelenmiştir. Teorik model yırtılma başlangıcının açılal lokasyonunun tahmininde isabetli sonuçlar elde etmiştir. Ayrıca DP600 çeliği için ŞSE'nin sol tarafında özellikle tek eksenli çekme hattına yakın bölgede başarılı gerinim tahminleri de yapmıştır. Delik genişletme testinde ise, TWIP940 çeliğinde olduğu gibi gözle görülür bir yayılı boyun verme gözlemlenmeden kopan tek eksenli çekme testlerinden kalibre edilen plastik iş modelinin, zımba stroku ve delik genişleme oranı (DGO) açısından başarılı sonuçlar verdiği kaydedilmiştir. Bununla birlikte, net bir yayılı boyun verme durumu gözlemlenen ve sonrasında numune kopana kadar geçen sürede önemli ölçüde deforme olan çekme test numunelerinden kalibre edilen modelin, aynı malzemenin delik genişletme testinde stoku ve DGO açısından isabetli sonuçlar elde edemediği görülmüştü. Yırtılmanın açılal lokasyon tahmininin yanında yırtılma başlangıcının gözlemlendiği gerinim değerinin tespiti de sac metallerde yırtılma hasarının tahmininde önemlidir. Plastik iş kriterinin bu açığı gidermek için yırtılma geriniminin hidrostatik basınç etkisine ve gerilme durumuna bağlılığının da dikkate alınması gerekmektedir. Hidrostatik basınç etkisi gerilme üçeksenliliği ile (η), yırtılma geriniminin gerilme durumuna bağlılığı ise Lode parametresi (L) ile hesaplamalara dahil edilmektedir.

Bu bölümde, gerilme üçeksenliliğinin etkisini içeren VGM kriteri ve hen gerilme üçeksenliliğinin hem de Lode parametresinin etkilerini içeren DF2012 sünek kırılma kriterlerinin delik genişletme testindeki kenar yırtılma tahmin performansları incelenmiştir. Bu kriterlerden elde edilen sayısal sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırılmış olmakla birlikte tahmin performansındaki gelişimi görebilmek adına plastik iş kriteri kullanılarak elde edilen sonuçlarla da karşılaştırılmıştır. Kullanılan akma fonksiyonu (HomPol4) önceki uygulamalar ile aynı kalmakla beraber, iki farklı

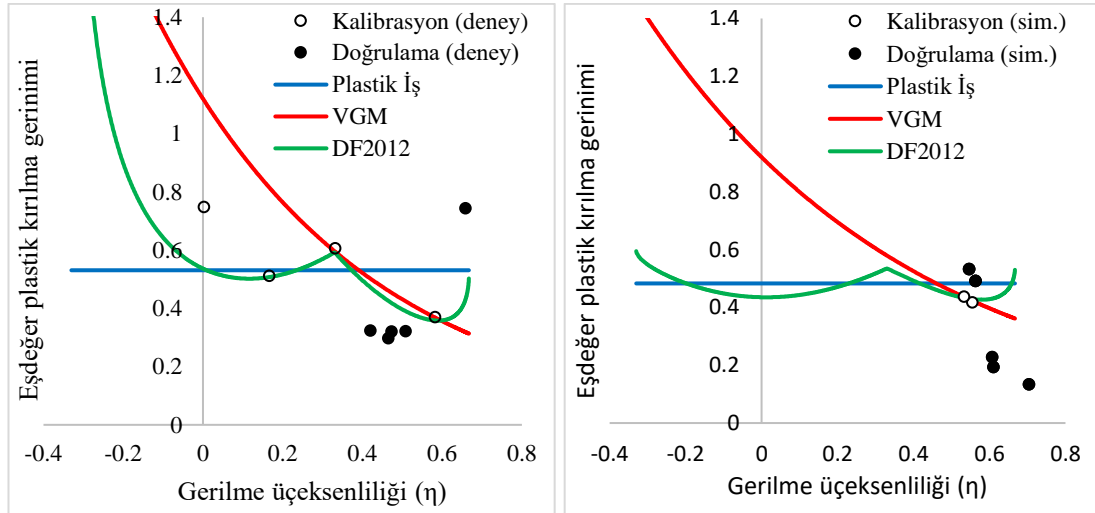
sünek kırılma kriteri kalibre edilmiş ve malzeme modeline entegre edilmiştir. Hypela2 alt programı bu kriterlerin de simülasyonlara dahil edilmesi amacıyla kullanılmıştır. Böylece akma fonksiyonunun, gerilme üçeksenliliğinin ve Lode parametresinin DGT’de zımba stroğu, yırtılma başlangıç bölgesi ve DGO tahminlerindeki başarısı incelenmiştir.

6.1. Gerilme Üçeksenliliği ve Lode Parametrelerinin Etkilerini Dikkate Alan Sünek Kırılma Kriterlerinin Kalibrasyonu ve Analitik Tahminleri

Çift fazlı çeliklerin kenar yırtılma tahmini uygulamasının genişletilmesi kapsamında, plastik iş kriterinin yanı sıra iki farklı sünek kırılma kriteri daha kullanılmıştır. Bu kriterler Rice ve Tracey’nin [90] önerdiği boşluk büyüme modeli (VGM) ve Lou ve arkadaşlarının [11] önermiş olduğu DF2012 modelidir. Gerilme üçeksenliliği ve Lode parametresini dikkate alan modeller için farklı çentik geometrilerine sahip numunelerin tek eksenli çekme testleri gerçekleştirilmelidir. Ancak bu numunelerin süreksizlik bölgelerinde meydana gelen gerilme şartları, standart tek eksenli çekme test numunesinin uniform bölgesinde meydana gelen şartlardan farklılık göstermektedir. Söz konusu çentikli numunelerde çekme işlemi, her bir numuneye özgü olarak süreksizlik bölgelerinde basit kayma, düzlem gerinim çekme gibi farklı yükleme şartlarına sebep olabildiği gibi, standart çekme testine oranla yüksek üçeksenlilik etkisine sahip bir üç eksenli gerilme durumuna da sebep olabilmektedir. Tüm bu farklı yükleme şartları için çentik geometrileri özel olarak seçilmektedir. Ayrıca bu sünek kırılma kriterlerinin kalibrasyonu için çift eksenli çekme testi, yığılma testi veya ilgili yükleme şartlarına karşılık gelen muadil testler de hasar tahmini incelenen uygulama için gerekebilmektedir. Bu testler analizlerle desteklenerek sayısal ortamda elde edilen kuvvet-deplasman eğrileri deneysel verilerle karşılaştırılır ve analizlerin güvenilirliği değerlendirilir. Bu karşılaştırma, elde edilecek olan eşdeğer plastik kırılma gerinimi, gerilme üçeksenliliği ve Lode parametresi değerlerinin güvenilirliği açısından önemlidir ve sayısal olarak elde edilen kuvvet-deplasman verilerinin deneysel eğrilerle büyük oranda uyumlu olması beklenir. Gerilme üçeksenliliği ve Lode parametresi ayrıca çentikli numunelerin deformasyonu esnasında da sabit kalmamakta, değişim göstermektedir. Bu sebeple, testlerin sayısal ortamdaki çözümleri gerçekleştirilirken bu değerlerin çekme işlemi boyunca ortalaması alınmaktadır. Çentikli çekme test numunelerinin çekme işlemlerinden elde edilen eşdeğer plastik gerinim, gerilme üçeksenlilik ve Lode parametresi değerleri

kullanılarak malzemeye ait iki boyutlu kırılma yüzeyleri oluşturulur. İki boyutlu kırılma yüzeyi, farklı yükleme şartları için kırılma başlangıcının gözlemlendiği eşdeğer plastik kırılma gerinim değerlerini belirtmektedir. Bu yüzey üzerinde kalibrasyon amacıyla gerçekleştirilen testlerin simülasyonlarından elde edilen veriler çentikli numunelere ait olmakla birlikte sayıları sınırlıdır. Kırılma yüzeyleri oluşturulurken farklı ampirik sünek kırılma kriterlerinin tüm bu verileri yakalaması beklenir. Ancak sünek kırılma kriterleri gerilme üçeşsenliliğini veya Lode parametresini dikkate almayabilir ve bu sebeple isabetli tahmin yapamayacağı bölgeler olabilir. Ayrıca kırılma kriterlerinin içerdiği parametre sayısı da isabetli tahmin yapabilmeleri açısından önemlidir.

Bu uygulamada, sünek kırılma kriterlerini kalibre etmek için gerekli olan farklı çentik geometrilerine sahip numunelerin çekme testlerinden elde edilecek eşdeğer plastik kırılma gerinimleri, gerilme üçeşsenlilikleri ve Lode parametreleri literatür çalışmalarından alınmıştır [39, 120]. Sonrasında ise sünek hasar kriterleri kalibre edilmiştir. Şekil 6.1’de plastik iş, VGM ve DF2012 kriterlerinin kalibre edilmesiyle elde edilen iki boyutlu kırılma yüzey tahminleri gösterilmektedir. Kriterlerin parametreleri ise Tablo 6.1’de verilmektedir.



(a)

(b)

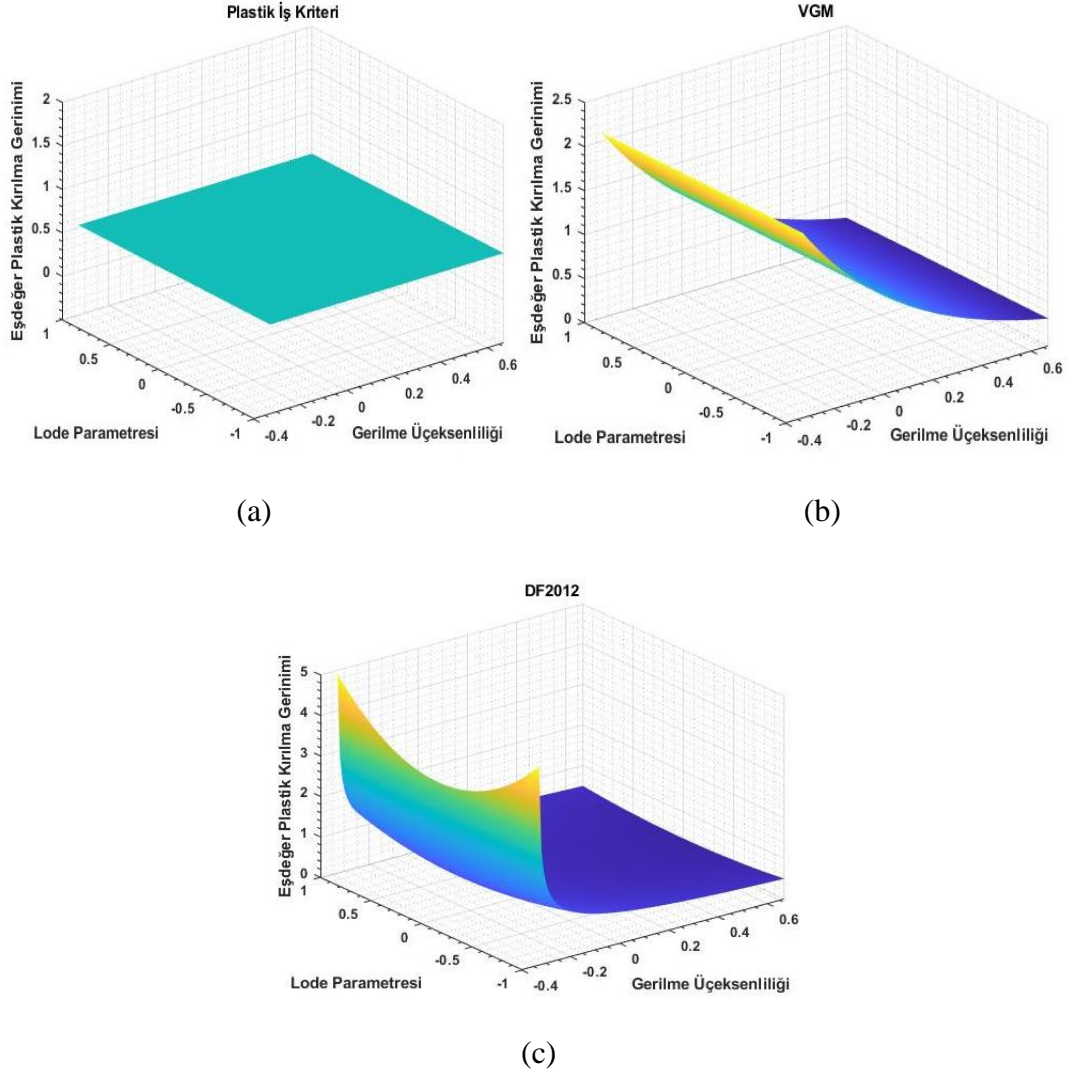
Şekil 6.1. Çift fazlı çeliklerin iki boyutlu kırılma yüzeyleri: (a) DP600. (b) DP800.

Tablo 6.1. Sünek hasar kriterlerinin parametreleri.

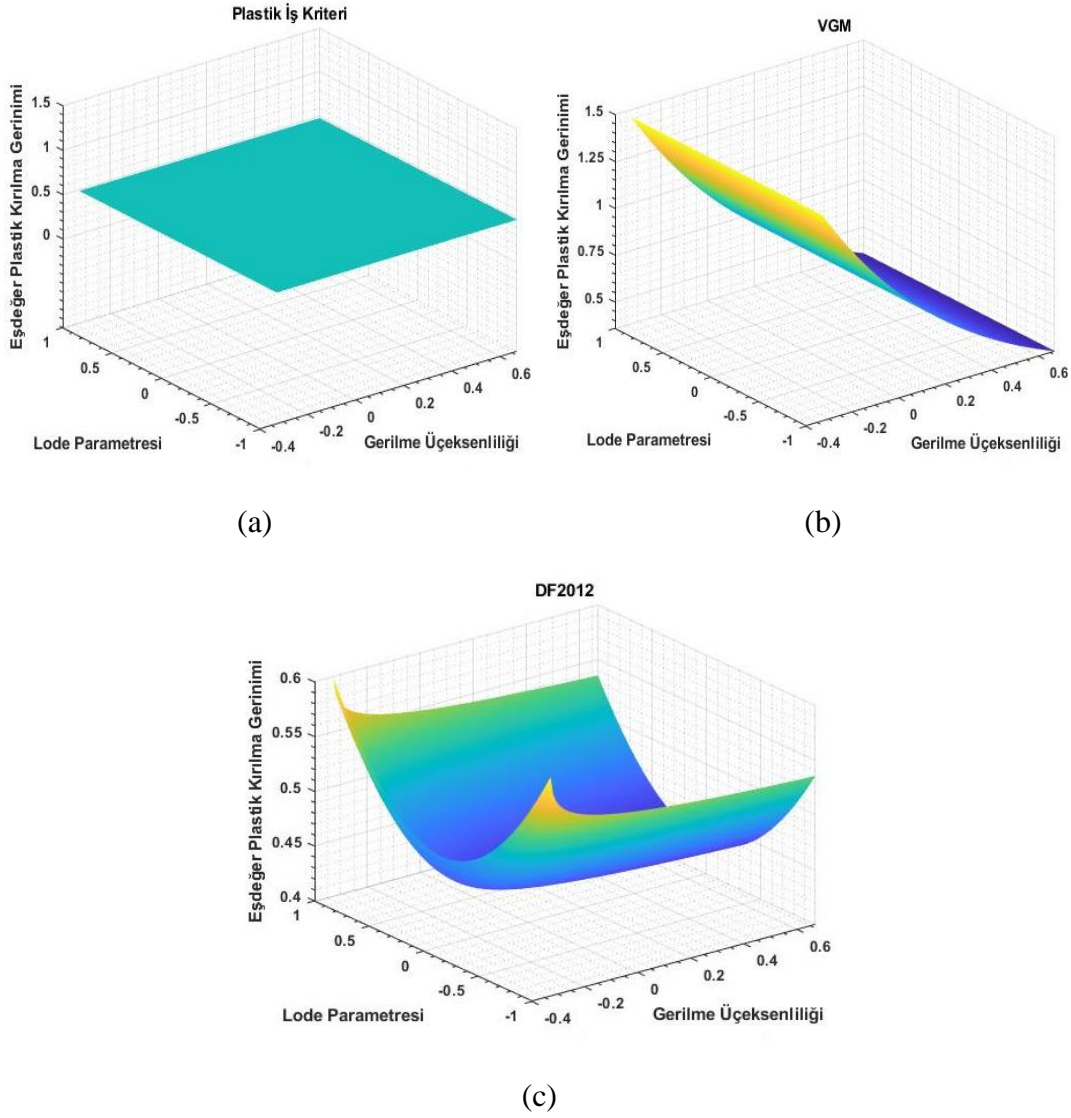
Kriter	Parametre	DP600	DP800
Plastik iş	C (MPa)	426.90	497.57
VGM	a ₁	1.12	0.92
	a ₂	1.91	1.40
DF2012	c ₁	2.60	1.53
	c ₂	0.40	0.02
	c ₃	0.59	0.54

İki boyutlu kırılma yüzeyleri, üç boyutlu kırılma yüzeyleri üzerinde dengeli çift eksenli çekme şartı ile tek eksenli basma şartı arasındaki yolu tanımlamaktadır. Malzemelerde düzlem gerinim çekme durumundan tek eksenli çekme durumuna doğru, eşdeğer plastik kırılma gerinim tahmininde bir artış görülmektedir. Bu açıdan VGM bu bölgede uygun bir tahmin yapabilmektedir. Ancak tek eksenli çekme durumundan tek eksenli basma durumuna doğru, kırılma mekanizmasında değişim gözlenmektedir ve eşdeğer plastik kırılma geriniminde bir düşüş görülmektedir. VGM ise bu düşüşü görememekte, tersine bir artış tahmini yapmaktadır çünkü bu düşüş Lode parametresini dikkate alabilen kriterler ile tahmin edilebilmektedir. Benzer şekilde düzlem gerinim durumundan dengeli çift eksenli çekme durumuna doğru da eşdeğer plastik kırılma geriniminde bir artış mevcuttur. VGM Lode parametresini dikkate almadığı için bu bölgede de bir düşüş görmektedir. Bununla birlikte DF2012 kriteri hem gerilme üçeksenliliği hem de Lode parametresinin etkisini içermektedir. Bu sebeple dengeli çift eksenli yükleme ile tek eksenli basma şartı arasında makul bir tahmin yapabilmektedir.

Sünek hasar kriterleri iki boyutlu kırılma yüzey tahmini yapabildikleri gibi, üç boyutlu kırılma yüzey tahminleri de yapabilmektedirler. Burada üçüncü boyut Lode parametresini ifade etmektedir. Şekil 6.2 ve Şekil 6.3'te sünek kırılma kriterlerinin üç boyutlu yüzey tahminlerini sırasıyla DP600 ve DP800 çelikleri için verilmektedir.



Şekil 6.2. Sünek hasar kriterlerinin DP600 çeliği için üç boyutlu kırılma yüzey tahminleri: (a) Plastik iş. (b) VGM. (c) DF2012.



Şekil 6.3. Sünek hasar kriterlerinin DP800 çeliği için üç boyutlu kırılma yüzey tahminleri: (a) Plastik iş. (b) VGM. c) DF2012.

Plastik iş kriteri gerilme üçeşenliliğini veya Lode parametresini dikkate almadığı için düz bir yüzey tahmini yapmaktadır. Bu sebeple bütün yükleme şartları için sabit bir plastik kırılma gerinim değeri öngörmektedir. VGM kriteri sadece gerilme üçeşenliliğini dikkate aldığı için eşdeğer plastik kırılma geriniminin düşük üçeşenlilik bölgesinden yüksek üçeşenlilik bölgesine doğru azalışını tahmin edebilmektedir. Ancak düzlem gerinim çekme ve basit kayma bölgelerindeki eşdeğer plastik gerinim düşüşünü öngörememektedir. DF2012 kriteri bu bölgelerdeki düşüşü de öngörebilmiştir. Böylece, hem düşük üçeşenlilikten yüksek üçeşenlilik bölgesine doğru gözlemlenen artışı, hem de düzlem gerinim ve basit kayma hattındaki ($L=0$) katlanmayı iki malzeme için de öngörmüştür.

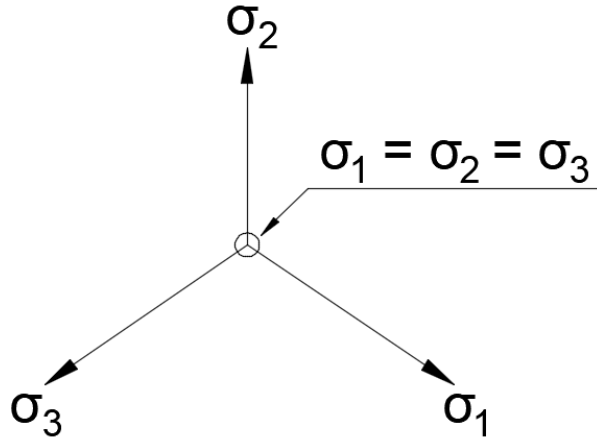
Sünek kırılma kriterlerinin farklarını daha net bir şekilde ortaya koyabilmek için, kriterlerin plastik gerinim yüzey tahminlerinin deviatorik (π) düzlem üzerindeki izdüşümleri analitik olarak elde edilmiş ve birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Bu izdüşümler belirli bazı gerilme üçeksenlilik katmanları için ayrı ayrı elde edilmiştir. Sünek kırılma kriterlerinin tahmin ettiği eşdeğer plastik gerinim değerleri dikkate alınarak öncelikle plastik gerinimin asal bileşenleri elde edilmiştir. Asal plastik gerinim bileşenleri denklem 6.1, 6.2 ve 6.3 kullanılarak elde edilebilmektedir.

$$\varepsilon_1^p = \frac{3-L}{2\sqrt{L^2+3}} \bar{\varepsilon}^p \quad (6.1)$$

$$\varepsilon_2^p = \frac{2L}{2\sqrt{L^2+3}} \bar{\varepsilon}^p \quad (6.2)$$

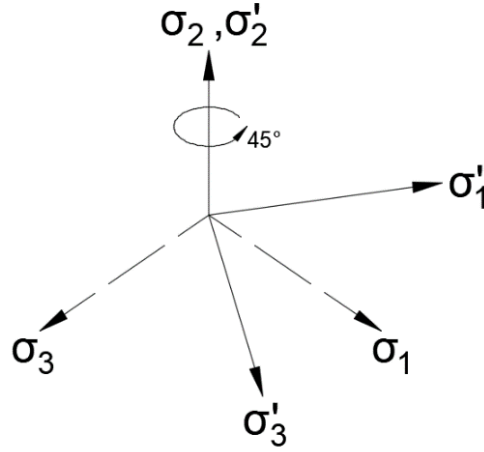
$$\varepsilon_3^p = \frac{-3-L}{2\sqrt{L^2+3}} \bar{\varepsilon}^p \quad (6.3)$$

Elde edilen plastik gerinim bileşenleri deviatorik düzlem üzerine yansıtılmıştır. Plastik gerinim bileşenlerini deviatorik düzlem koordinatlarında ifade edebilmek için önce kartezyen koordinat sistemi ile deviatorik düzlem koordinatları arasında bir transformasyon matrisine ihtiyaç vardır. Şekil 6.4'teki koordinat sistemi dikkate alındığında deviatorik düzlem tüm asal eksenlere eşit açıda bir doğrultudan bakıldığında görülen düzlemdir.



Şekil 6.4. Asal gerilme eksen takımlarının ilk pozisyonu ve hidrostatik eksen ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$).

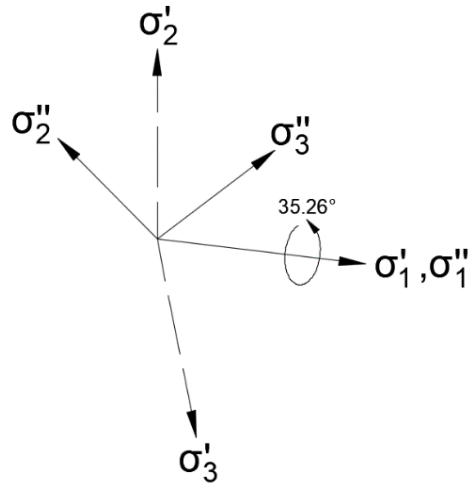
Bu düzlem üzerindeki eksenleri elde etmek için eksen takımı önce σ_2 eksenini etrafında 45° kadar saat yönünün tersinde döndürülmüştür (Şekil 6.5). Bunun sonucunda elde edilen transformasyon matrisi denklem 6.4'te verilmiştir.



Şekil 6.5. Asal eksen takımının σ_2 eksenini etrafında 45° döndürülmesi.

$$T_1 = \begin{bmatrix} \cos 45^\circ & 0 & -\sin 45^\circ \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin 45^\circ & 0 & \cos 45^\circ \end{bmatrix} \quad (6.4)$$

Elde edilen yeni koordinat sistemi σ'_1 eksenini etrafında, saat yönünde 35.26° kadar döndürülmüştür (Şekil 6.6). Bu işlem için transformasyon matrisi denklem 6.5'te verilmiştir.



Şekil 6.6. Asal eksen takımının σ'_1 eksenini etrafında 35.26° döndürülmesi.

$$T_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos 35,26^\circ & \sin 35,26^\circ \\ 0 & -\sin 35,26^\circ & \cos 35,26^\circ \end{bmatrix} \quad (6.5)$$

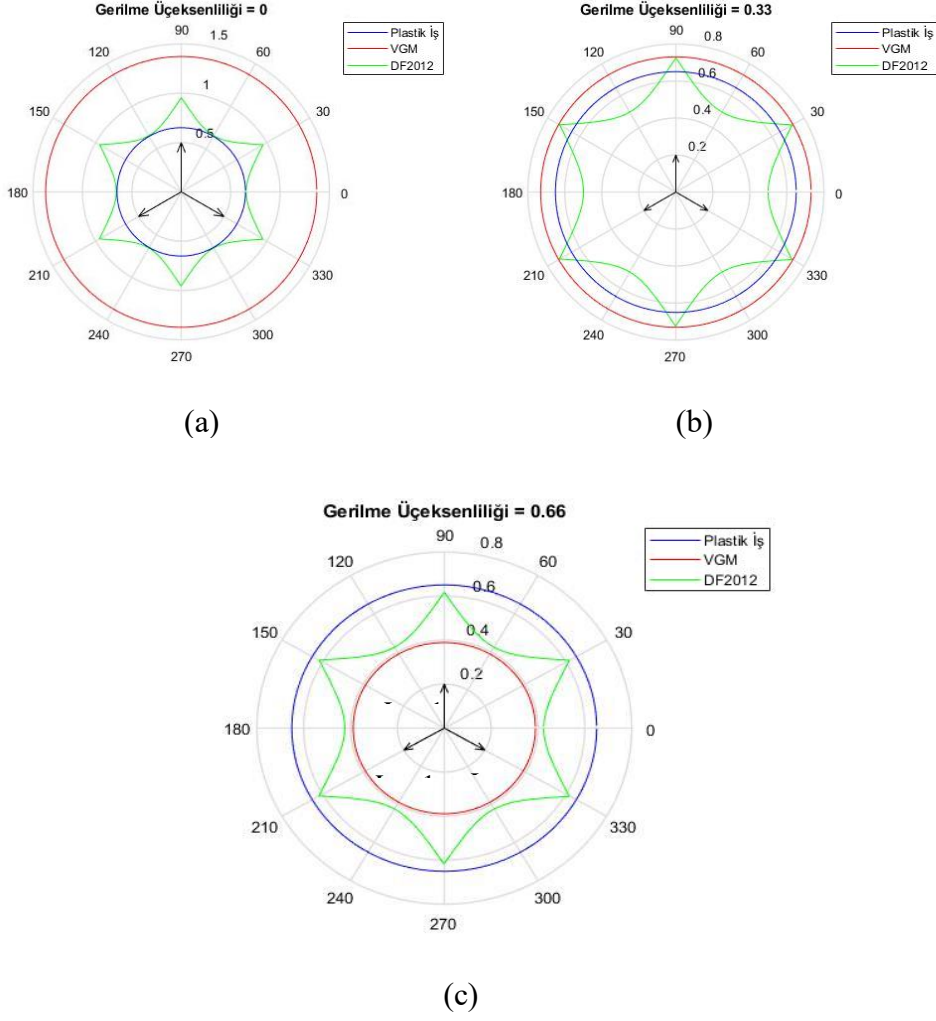
Böylece elde edilen genel transformasyon matrisi denklem 6.6'da verilmektedir.

$$\begin{aligned} T = T_2 T_1 &= \begin{bmatrix} \cos 45^\circ & 0 & -\sin 45^\circ \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin 45^\circ & 0 & \cos 45^\circ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos 35,26^\circ & \sin 35,26^\circ \\ 0 & -\sin 35,26^\circ & \cos 35,26^\circ \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{2}}{2} & 0 & -\frac{\sqrt{2}}{2} \\ -\frac{1}{\sqrt{6}} & \sqrt{\frac{2}{3}} & -\frac{1}{\sqrt{6}} \\ \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (6.6)$$

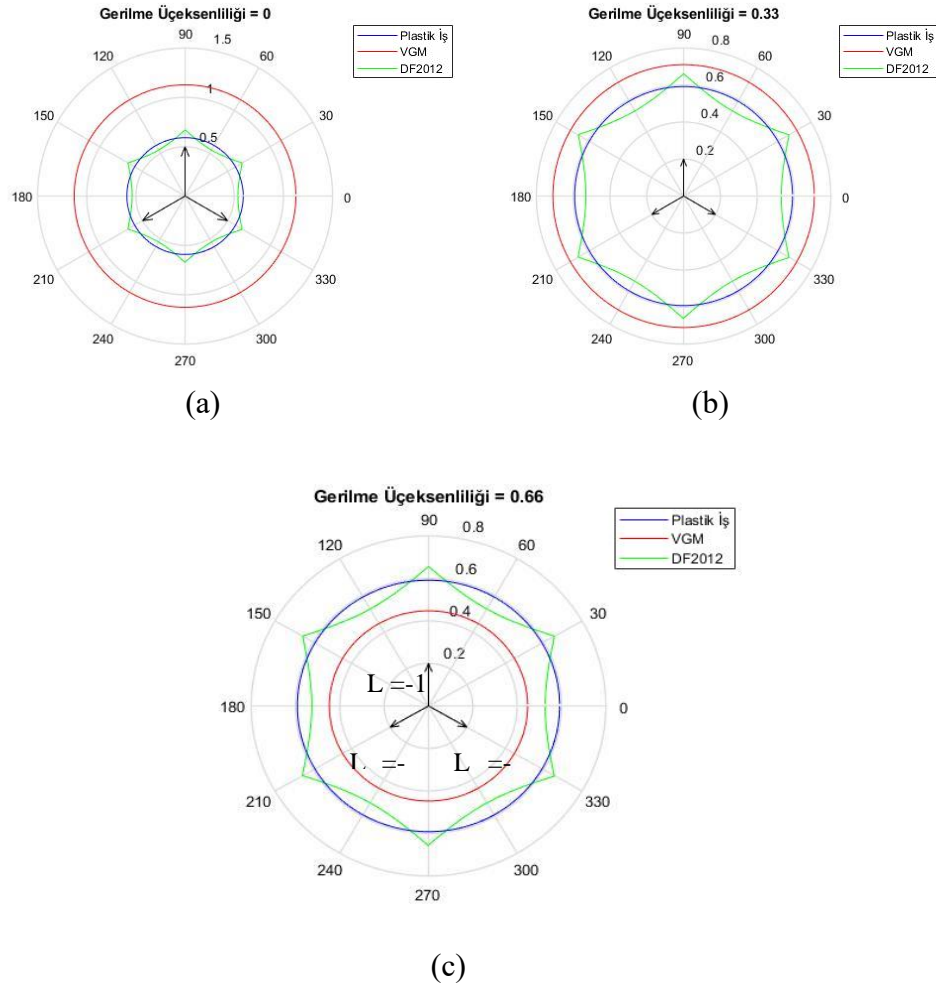
Deviatorik düzlem üzerindeki kartezyen eksen takımının, orijinal asal eksen takımı cinsinden ifadesi denklem 6.7'de verilmektedir.

$$\begin{bmatrix} \sigma_1'' \\ \sigma_2'' \\ \sigma_3'' \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{2}}{2} & 0 & -\frac{\sqrt{2}}{2} \\ -\frac{1}{\sqrt{6}} & \sqrt{\frac{2}{3}} & -\frac{1}{\sqrt{6}} \\ \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

Şekil 6.7 ve 6.8 sırasıyla DP600 ve DP800 çelikleri için plastik kırılma gerinim bileşenlerinin deviatorik (π) düzlemi üzerindeki izdüşümlerini 0, 0.33 ve 0.66 gerilme üçeşsenlilik katmanları için göstermektedir.



Şekil 6.7. Sünek kırılma kriterlerinin DP600 çeliği için farklı gerilme üçeksenslilik katmanlarında π düzlemi üzerinde tahmin ettiği kırılma gerinim yüzeyleri: (a) $\eta=0$. (b) $\eta=0.33$. (c) $\eta=0.66$.

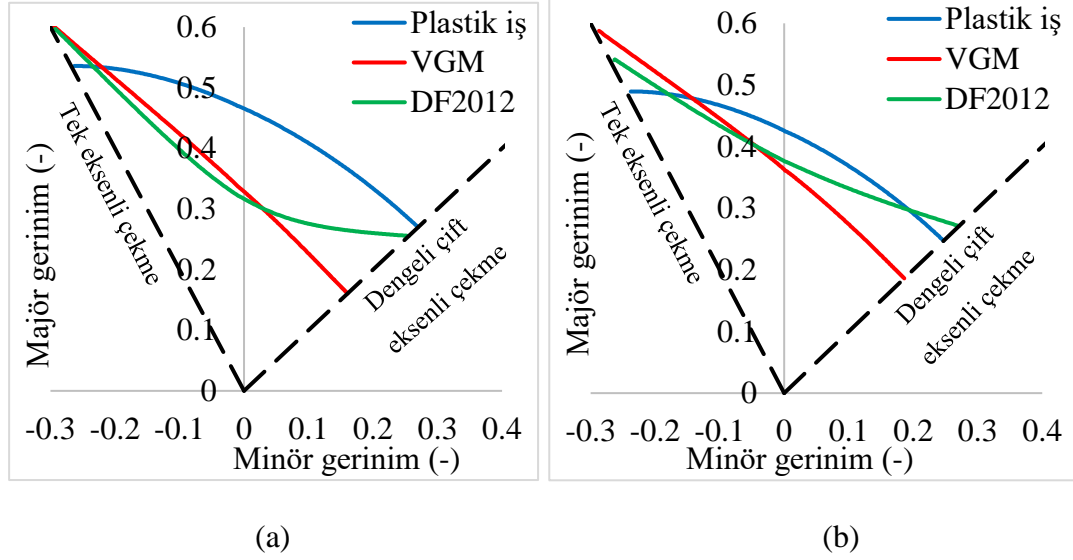


Şekil 6.8. Sünek kırılma kriterlerinin DP800 çeliği için farklı gerilme üçeksenslilik katmanlarında π düzlemi üzerinde tahmin ettiği kırılma gerinim yüzeyleri: (a) $\eta=0$. (b) $\eta=0.33$. (c) $\eta=0.66$.

Şekil 6.7 ve 6.8’de görülebildiği üzere, Lode parametresini dikkate alan DF2012 kriteri altı köşeli bir yıldız profil tahmini yapmaktadır. Burada yıldız profilinin dış köşe noktaları Lode parametresinin $L = 1$ ve $L = -1$ olduğu yükleme şartlarına denk gelirken, iç köşe noktalar ise $L = 0$ yükleme şartlarına denk gelmektedir. Ayrıca gerilme üçeksensliliğini dikkate alan VGM ve DF2012 kriterinin plastik gerinim yüzey sınırları da farklı gerilme üçeksensliliği katmanları için değişim göstermektedir. Farklı olarak VGM kriteri farklı katmanlar için yarıçap değeri değişen daire profilleri öngörmüştür. Plastik iş kriteri ise iki parametreyi de dikkate almadığı için bütün gerilme üçeksensliliği katmanları için sabit bir yarıçapa sahip bir daire öngörmektedir.

İki boyutlu kırılma yüzeyleri tek eksenli basma yüklemesinden dengeli çift eksenli yükleme şartına kadar farklı yüklemeleri kapsadığı için sünek kırılma kriterlerinin ŞSE tahminleri de analitik olarak yapılabilmektedir. Bu uygulama kapsamında kullanılan

kriterleri ŞSE tahminleri açısından da karşılaştırılmıştır ve karşılaştırma eğrileri DP600 ve DP800 çelikleri için tek eksenli çekme hattından dengeli çift eksenli çekme hattına kadar Şekil 6.9’da verilmektedir.



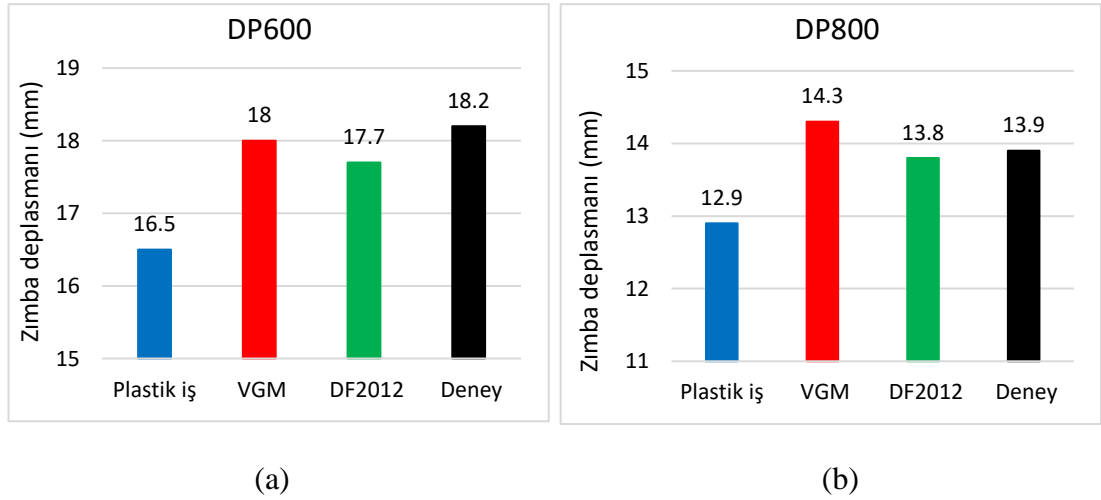
Şekil 6.9. Sünek hasar kriterlerinin çift fazlı çelikler için tahmin ettiği şekillendirme sınır eğrileri: (a) DP600. (b) DP800.

Plastik iş kriteri, iki çelik için de tek eksenli çekme hattından dengeli çift eksenli yükleme hattına doğru lineer olmayan bir azalış sergilemektedir. Plastik iş kriteri için gerekli hasar parametresi tek eksenli çekme testinin simülasyonundan elde edilmişti. Standart çekme testinde yayılı boyun verme durumu dikkate alınmadığı takdirde bir adet gerilme bileşeni mevcuttur ve plastik iş değeri bu gerilmeyi ve bu gerilme doğrultusundaki gerinim değişimini dikkate almaktadır. Ancak dengeli çift eksenli yükleme hattına doğru ikinci asal yöndeki gerinim de oluşur ve artarak gelişir. Böylece iki farklı doğrultudaki gerilme bileşenleri tek eksenli çekme durumunda ulaşılan plastik iş değerine sayısal olarak daha çabuk ulaşmaktadır. Ayrıca ikinci asal yöndeki artışın yanı sıra ikinci asal yöndeki gerinim değeri de değişim göstermekte ve artmaktadır. Bu sebeple plastik iş kriteri lineer olmayan bir azalış görmektedir. VGM kriteri ise iki boyutlu kırılma yüzeyinde olduğu gibi tek eksenli çekme hattından dengeli çift eksenli çekme hattına doğru bir azalış sergilemiştir. ŞSE'nin sol tarafı için hem VGM hem de DF2012 kriteri lineer bir azalış tahmini yapabilmıştır. Bununla birlikte VGM kriteri ŞSE'nin sağ tarafında da azalış trendini devam ettirmiştir. DF2012 kriteri ise Lode parametresinin de etkisini dikkate aldığı için şekillendirme

sınır diyagramının sağ tarafındaki davranışını modelleyebilmek adına uygun bir tahmin yapabilmektedir.

6.2. Sünek Kırılma Kriterlerinin Kenar Yırılma Tahmin Performansı

Bu bölümde çift fazlı çeliklerin kenar yırtılma tahmin performansı gerilme üçeşenliliğini dikkate alan VGM ve hem gerilme üçeşenliliğini hem de Lode parametresini dikkate alan DF2012 kriterleri kullanılarak incelenmiştir. Tahmin performansındaki gelişmeyi göstermek açısından sonuçlar Bölüm 5.3'te elde edilen plastik iş kriterinin sonuçlarıyla da karşılaştırılmıştır. HomPol4 akma fonksiyonu bütün hasar kriterleriyle ortak olarak simülasyonlara entegre edilmiştir. İlk olarak çatlağın oluştuğu zımba strok değerleri simülasyonlardan elde edilmiş ve karşılaştırılmıştır (Şekil 6.10).

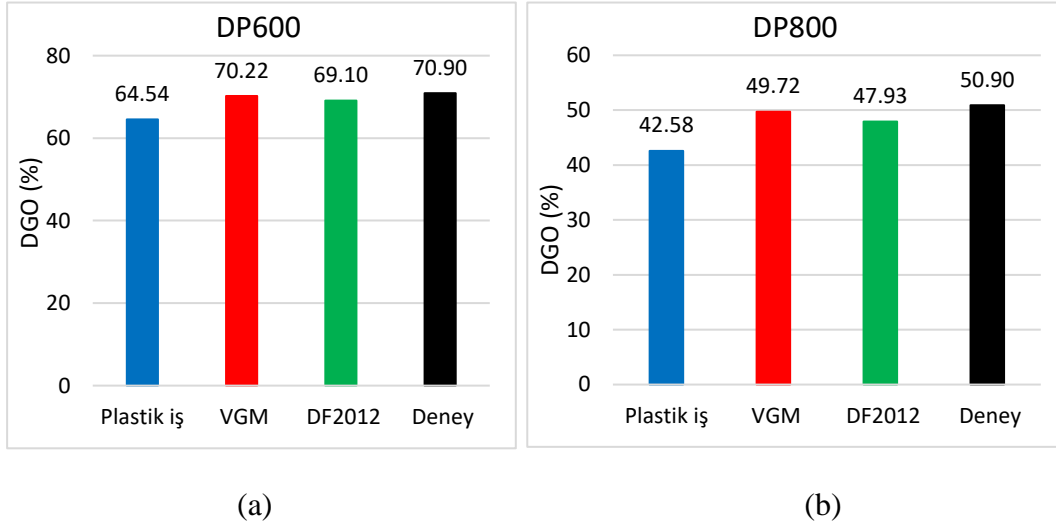


Şekil 6.10. (a) DP600. (b) DP800 için elde edilen zımba stroke değerleri.

Delik genişletme testinde delik kenarında tek eksenli çekme durumu mevcuttur [18] ve plastik iş kriteri de tek eksenli çekme testi simülasyonunda elde edilmişti. Tek eksenli çekme testinde yayılı boyun verme durumu da gözlemlenmektedir ancak delik genişletme testinde delik kenarında boyun verme durumu gecikmektedir veya hiç gözlemlenmemektedir [24]. Çekme test numunesinin boyun vermesi esnasında boyun bölgesinde üç eksenli gerilmeler meydana gelmektedir ve bu durum plastik iş kriterinin tahmin performansını olumsuz yönde etkilediği için plastik iş kriteri iki çelik sac için de düşük bir zımba strok tahmini yapmıştı. Bununla birlikte hem VGM hem de DF2012 kriterleri strok değerlerini deneysel sonuçlara yakın elde etmiştir. DP800 çeliği için VGM deneysel sonuçtan daha yüksek bir strok tahmini yapmıştır ancak bu

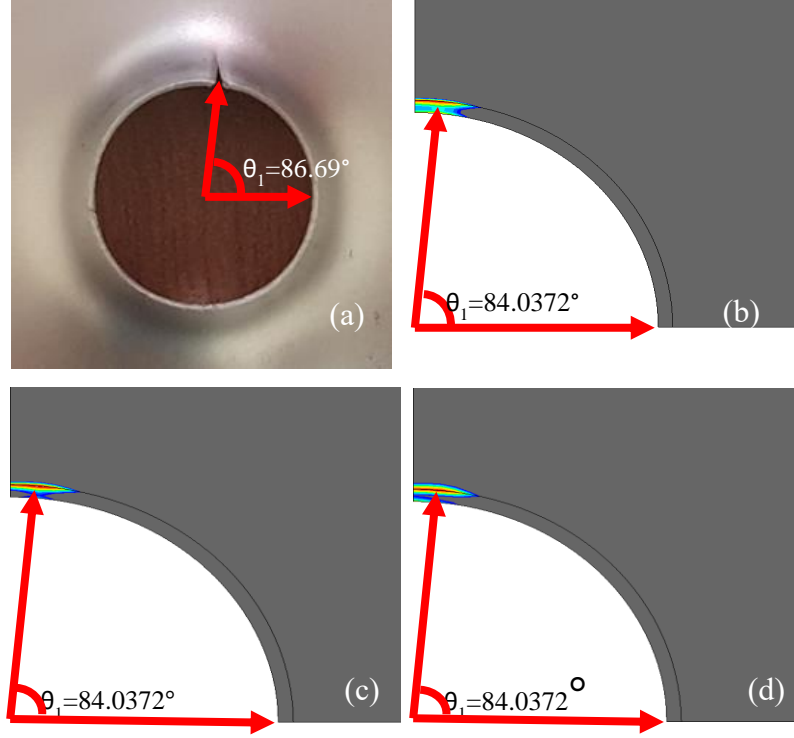
durum kalibrasyon esnasında DP800 çeliği için tek eksenli çekme hattına ait bir verinin olmamasından kaynaklanmaktadır. VGM kriteri iki boyutlu kırılma yüzey tahmininde artan bir eğri tahmini yapmıştı. DF2012 kriteri ise Lode parametresini de dikkate aldığı için tek eksenli çekme hattında VGM kriterine göre daha düşük bir kırılma gerinim tahmini yapmıştı. Bu sebeple DP800 çeliği için daha başarılı sonuçlar edilmiştir. Bununla birlikte hem VGM kriteri hem de DF2012 kriterinden elde edilen zımba strok sonuçlarında, plastik iş kriterine göre ciddi ölçüde bir iyileşme söz konusudur.

Kenar yırtılma tahmin performansını değerlendirmek için stroke tahmini tek başına yeterli değildir. Bu sebeple delik genişleme oranları da iki çelik malzeme için de sayısal olarak hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçlar Şekil 6.11'de birbirleriyle ve deneysel sonuçlarla da karşılaştırılmıştır.



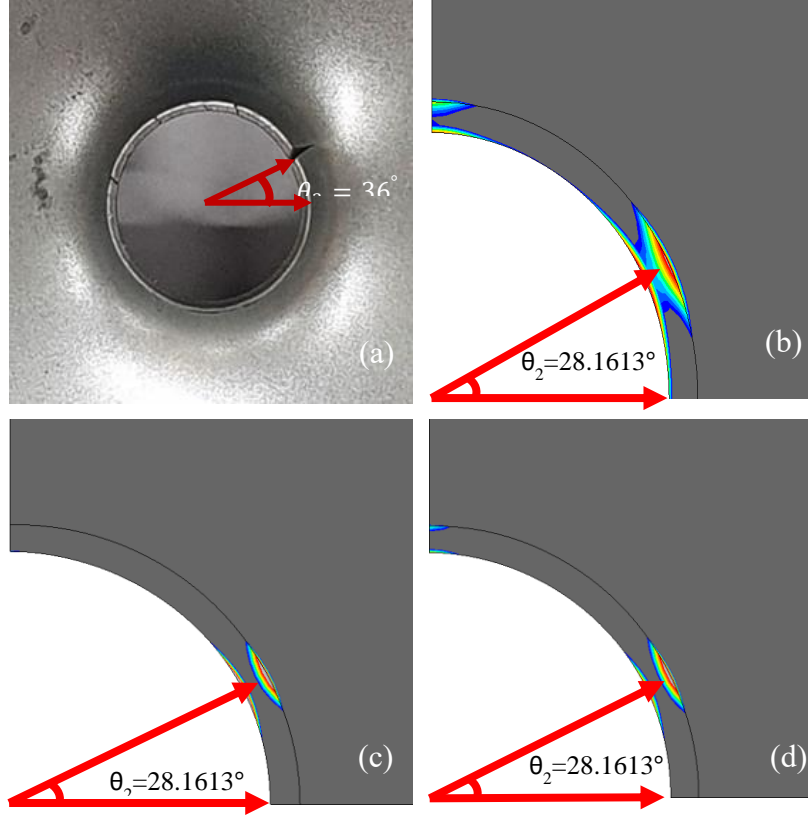
Şekil 6.11. (a) DP600. (b) DP800 için elde edilen DGO değerleri.

Delik genişleme oranlarında da VGM ve DF2012 kriterlerinden elde edilen sonuçlarda plastik iş kriterine göre önemli ölçüde bir iyileşme gözlemlenmektedir. Bu kriterlerden elde edilen DGO değerleri iki çelik için de deneysel verilerle uyumludur. Son olarak ise sünek hasar kriterlerinin çatlak oluşumu için yön tahminleri birbirleriyle ve fiziksel deneyde hasara uğramış numune ile karşılaştırılmıştır. Şekil 6.12, DP600 çeliği için kriterlerin yön tahminlerini göstermektedir.



Şekil 6.12. DP600 çeliği için elde edilen sayısal ve deneysel çatlak oluşum yönleri: (a) Deneysel, (b) Plastik iş. (c) VGM. (d) DF2012.

Sünek kriterlerden elde edilen çatlak oluşum yönleri DP600 çeliği için birbirleriyle tamamen aynı olmakla birlikte, sonuçlar deneysel numunedeki çatlak oluşum yönüyle de uyumludur. Çatlak deliğin kenarında başlamıştır. Sayısal olarak ise bütün kriterler için sacın dış yüzeyinde ve delik kenarında başlamıştır. VGM ve DF2012 kriterleri için ilgili bölgede meydana gelen yükleme şartına karşılık gelen eşdeğer plastik kırılma gerinim dağılımı üzerinden bir performans değerlendirmesi yapılmış olup, plastik iş kriteri için ise deformasyon sürecindeki plastik iş dağılımı dikkate alınmıştır. Ancak bütün sonuçlar aynı doğrultuyu işaret etmektedir. Bütün kriterlerin çözümlerinde HomPol4 akma fonksiyonu ortak olarak kullanıldığı için yırtılma başlangıç bölgesinin açısız lokasyonunun tahmininde akma fonksiyonunun oynadığı rolün daha belirgin olduğu gözlenmiştir.



Şekil 6.13. DP800 çeliği için elde edilen sayısal ve deneysel çatlak oluşum yönleri: (a) Deney. (b) Plastik iş. (c) VGM. (d) DF2012.

DP800 çeliği için elde edilen sonuçlarda da, DP600 çeliğinin sonuçlarına benzer şekilde sünek hasar kriterlerin tahmin ettiği yırtılma başlangıç yönleri birbirleriyle tamamen aynıdır. Dağılımlar arasında küçük farklar gözlemlense de çatlak başlangıç yönleri aynıdır ve bu durum akma fonksiyonunun yırtılma başlangıcının açısallık lokasyonunun tahminindeki etkisini ortaya koymaktadır. Ayrıca elde edilen sayısal sonuçlar fiziksel testte hasara uğramış numunedeki çatlak yönüne yakındır. Kullanılan HomPol4 akma fonksiyonu ve sünek kırılma kriterleri yırtılma başlangıcının açısallık lokasyonunun tahmininde iki çelik için de başarılı sonuçlar vermiştir. Ancak kenar yırtılma performansı, zımba yüksekliği, DGO ve çatlak başlangıç bölgesi açısından birarada ele alınmalıdır. Bu açıdan DF2012 kriteri en başarılı sonuçları vermiştir. Benzer şekilde VGM kriteri de başarılı sonuçlar vermiştir ve bu durum kenar yırtılma tahmin performansı açısından gerilme üçeksenliliğinin dikkate alınmasının Lode parametresinin dikkate alınmasına nazaran daha etkili olduğunu göstermektedir. Bununla yanısıra DF2012 kriteri Lode parametresini de dikkate almaktadır ve bu durum tahmin performansını olumlu yönde etkilemiş olabilir çünkü deliğe yakın bölgelerin deformasyon davranışının, delik kenarının deformasyon davranışını

etkilediği bilinmektedir [18, 20, 24]. Delik kenarı tek eksenli çekme etkisinde olsa bile deliğe yakın bölgelerde deformasyon davranışı belirli oranlarda farklılık gösterebilmektedir. Yine de Lode parametresinin etkisi, SSE'nin tahmininde veya derin çekme işleminde daha net görülebilir.

6.3. Değerlendirme

Tezin beşinci bölümünde, HomPol4 akma fonksiyonu ile birlikte geliştirilmiş plastik iş kriterinin kullanımının yırtılma tahmin performansı üzerindeki etkisi farklı şekillendirilebilirlik testleri ve derin çekme işleminde değerlendirilmiştir. Bu bölümde sadece hidrostatik basınç etkisini dikkate alan VGM ve hem hidrostatik basınç hem de Lode parametresinin etkilerini dikkate alan DF2012 ampirik sünek kırılma kriterleri kullanıldığında, iki etkiyi de dikkate almayan geliştirilmiş plastik iş kriteri kullanılarak sağlanan sonuçlara göre tahmin performansındaki değişim incelenmiştir. Bu amaçla, beşinci bölümde ele alınan DP600 ve DP800 çeliklerinin delik genişletme testleri ile ilişkili sayısal uygulama, belirtilen kriterleri de içerecek şekilde genişletilmiştir. VGM ve DF2012 kriterleri kullanıldığında iki çelik için de zımba stroku ve DGO değerlerinin tahmininde önemli ölçüde bir gelişme gözlemlenmiştir. Bununla birlikte delik genişletme testinde zımba stroku ve DGO değeri tahmin başarısında gerilme üçeksenliliğinin Lode parametresine göre daha baskın olduğu görülmüştür. Yırtılma başlangıcının açılmalokasyon tahmininde akma fonksiyonunun en baskın faktör olduğu da kaydedilmiştir.

7. DEĞERLENDİRME VE ÖNERİLER

Sac metalleri, otomotiv sanayisi, havacılık-uzay sanayisi, mutfak gereçleri ve içecek endüstrisi gibi birçok alanda yoğun bir biçimde kullanılmaktadır. Tüm bu sanayiler büyük oranda seri üretime bağlıdır. Bu sebeple sac şekillendirme proseslerinde meydana gelen herhangi bir hasar malzeme kaybına ve üretimde bir hız düşüşüne sebebiyet vermektedir. Bu durum ise üretim yapan firmalarda bir maliyet artışına sebep olmaktadır. Tüm bu durumlar dikkate alındığında sac şekillendirme proseslerinde meydana gelebilecek hasarın tahmininin önemi anlaşılmaktadır. Bu çalışma genel olarak sünek kırılma kriterlerini kullanarak, şekillendirilebilirlik testlerinde ve sac şekillendirme işlemlerinden derin çekme (kap çekme) prosesinde yırtılmanın başladığı gerinimin ve açılma lokasyonunun tahmini üzerine odaklanmıştır.

Bu çalışma kapsamında ilk olarak dördüncü dereceden homojen polinom tipi bir akma fonksiyonu (HomPol4) ile geliştirilmiş plastik iş kriterinin kırılma başlangıç tahmin performansı farklı mekanik test ve şekillendirme prosesleri açısından değerlendirilmiştir. Bu kapsamda sac malzemelerin Nakajima testleri, delik genişletme testleri ve derin çekme işlemi ele alınmıştır. Bu prosesler genel olarak farklı yükleme şartlarını içermektedir. Nakajima testlerinde farklı yükleme şartları meydana gelecek şekilde bir çok numune mevcutken, delik genişletme testi ve derin çekme işleminde sacın farklı bölgeleri farklı yükleme şartlarına maruz kalmaktadır. Bu yükleme şartları ve malzeme anizotropisi yırtılma başlangıç bölgesini etkilemektedir. Bir sonraki aşamada ise çift fazlı çeliklerin kenar yırtılma tahmin performansı gerilme üçeksenliliğini dikkate alan VGM ve hem gerilme üçeksenliliğini hem de Lode parametresini dikkate alan DF2012 sünek kırılma kriterleri kullanılarak değerlendirilmiştir. Bu uygulamada da HomPol4 akma fonksiyonu, malzeme anizotropisini tanımlamak için kullanılmıştır.

Yırtılma başlangıç bölgesinin açılma tahmini için geliştirilmiş bir akma fonksiyonuna ihtiyaç vardır. Tez çalışmasında kullanılan akma fonksiyonu, muadili lineer transformasyon tabanlı fonksiyonlara göre daha basit formda olup, basit bir formda olup daha kolay türevi alınabildiği için, gerinim artımının yönünün hesaplanabilmesi

açısından uygulaması daha kolay ve sonlu elemanlar analizleri açısından daha kısa çözüm süresine ihtiyaç duyan bir fonksiyondur. Ayrıca bu fonksiyon malzemenin plastik özelliklerinin yöne bağlı değişimini ve dengeli çift eksenli yükleme altındaki akma gerilmesini dikkate almaktadır. Bununla birlikte bu fonksiyon bütün malzemeler için konveks bir akma yüzeyi oluşturabilmektedir ki bu durum her bir yükleme noktası için gerinim artımının yönünün tek olması ve plastik bölgeye doğru olması bakımından çok önemlidir.

Kırılma başlangıç tahmini için gerekli bir diğer faktör ise bir hasar kriteridir. Bu açıdan analitik modeller, mikroyapı temelli modeller, deneysel modeller ve ampirik modeller mevcuttur. Bunlar arasından ise ampirik modeller, özellikle sonlu elemanlar yazılımlarına kolay entegre olabilmesi ve mekanik testlerden kalibre edilebilmesi açısından endüstriyel uygulamalarda büyük oranda tercih edilmektedir. Bu açıdan geliştirilmiş plastik iş kriteri temel bir kriterdir ve sadece tek bir mekanik test verileri kullanılarak kalibre edilebilmektedir. Tez kapsamında farklı şekillendirme uygulamalarında geliştirilmiş plastik iş kriteri kullanılmış ve gelişmiş bir anizotropik akma fonksiyonu ile uygulandığında hasar tahmini açısından performansı değerlendirilmiştir. Sonrasında ise VGM ve DF2012 kriterleri kalibre edilmiş ve aynı polinom tipi akma fonksiyonu kullanıldığında kenar yırtılma tahmini performansının ne kadar iyileştiği incelenmiştir. Bu kapsamda elde edilen bulgular aşağıda özetlenmiştir.

- Geliştirilmiş plastik iş kriteri DP600 çeliğinin ŞSE tahmininde, tek eksenli çekme hattı ve düzlem gerinim çekme hattı arasında başarılı sonuçlar vermiştir. Özellikle tek eksenli çekme ve yakın bölgelerinde sayısal çözümler ve deneysel sonuçlar birbiriyle büyük ölçüde örtüşmüştür. Ancak düzlem gerinim çekme hattının sağ tarafına doğru gidildikçe sayısal sonuçlarla deneysel sonuçlar arasındaki sapmalarda artış görülmüştür. Bu durumun temel sebebi, eğrinin sağ tarafına doğru gidildikçe yükleme şartının giderek değişmesi (Tüm ŞSE boyunca tek eksenli çekme durumundan dengeli çift eksenli çekme durumuna doğru değişim gözlemlenmektedir) ve düzlem gerinim çekme hattından itibaren eğrinin sağ tarafında boyun verme olgusunun ötelenmesidir. Bu sebeple fiziksel deneylerde ŞSE'nin sağ tarafında majör gerinim değerlerinde bir artış gözlemlenmektedir. Geliştirilmiş plastik iş kriteri ise, dengeli çift eksenli çekme hattına doğru kırılma başlangıcını belirten gerinim değerlerinde

bir azalış tahmini yapmaktadır. Bu azalışın sebebi ise, tek eksenli çekme hattında bir adet gerilme bileşeni plastik iş üretirken, eğrinin sağına doğru gidildikçe ikinci bir gerilme bileşeninin meydana gelmesi ve giderek artmasıyla plastik iş değerine etki eden iki farklı gerilmenin mevcut olmasıdır. Kritik hasar parametresi tek eksenli çekme testinden elde edilen plastik iş değeri olduğundan dolayı, iki yönde birden mevcut olan gerilme değerlerinin ürettiği plastik iş değeri, kalibre edilen kritik hasar parametresine daha erken ulaşmaktadır.

- HomPol4 kriteri TRIP590 ve TWIP940 çeliklerinin anizotropik davranışlarını isabetli bir şekilde tahmin etmiştir. İki çelik malzeme için de dengeli çift eksenli yükleme durumunda elde edilmiş akma gerilme verisini yakalamış ve konveks akma yüzeyleri elde etmiştir. Genelleştirilmiş plastik iş kriterinin kritik hasar parametresi ise çekme testi simülasyonlarından elde edilmiş ve Hypela2 kullanıcı tanımlı malzeme alt programına işlenmiştir. Tahmin performansları incelendiğinde TWIP940 çeliği için çatlağın başladığı zımba yüksekliği yüksek bir hassasiyetle elde edilmiştir. Bununla birlikte TRIP590 çeliği için deneysel zımba yüksekliği ile sayısal sonuç arasında bir fark mevcuttur. Bu durumun sebebi incelendiğinde TWIP940 çeliğinin çekme testinde neredeyse hiç boyun verme olgusunu göstermediği, bu sebeple üç eksenli gerilme hali oluşmadığı için tahmin performansının yüksek olduğu kaydedilmiştir. Bu durumun temel göstergesi TWIP940 çeliğinin çok yüksek bir Swift pekleşme üsteli değerine sahip olmasıdır. Yüksek pekleşme üsteli değeri deformasyonun belirli bir bölgede yoğunlaşması durumu ötelemekte ve boyun verme olgusunu geciktirmektedir [5]. Bununla birlikte TRIP590 çeliğinin çekme testinde boyun verme durumu gözlemlenmiştir. Meydana gelen üç eksenli gerilmeler tahmin performansı üzerinde olumsuz etki yapmıştır.
- Genelleştirilmiş plastik iş kriterinin, çekme testinde boyun verme olgusunu göstermeyen veya yayılı boyun verme ile lokal boyun verme ve kırılma uzamaları arasında çok az fark olan malzemeler için başarılı sonuçlar verebileceği görülmüştür. Ancak yayılı boyun verme ve kırılma uzaması arasındaki uzama değeri farkı arttıkça bu kriterin kırılma tahmin performansı düşmektedir.

- DP600 ve DP800 çeliklerinin tek eksenli çekme testlerinin simülasyonlarından kritik hasar parametreleri hassas bir şekilde elde edilerek Hypela2 alt programına işlenmiştir. Yedi yönde elde edilen çekme testi plastik verileri ve dengeli çift eksenli çekme verisi de kullanılarak HomPol4 anizotropi katsayıları elde edilmiştir. Akma fonksiyonunu analitik tahminleri başarılı olmakla birlikte DP600 çeliğinde r-değerlerinin tahmininde, DP800 çeliğinde ise gerilme oranlarının tahmininde bazı sapmalar gözlemlenmiştir. Bununla birlikte iki çelik için de konveks bir akma yüzeyi elde edilmiştir. Çeliklerin gerçekleştirilen delik genişletme test simülasyonlarının sonuçları fiziksel testlerin sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. SE metoduyla elde edilen zımba deplasman değerlerinin, deneysel verilerin altında kaldığı görülmüştür. Bunun temel sebebi ise, bu çeliklerin gözle görülür bir boyun verme olgusu göstermesi ve kırılma başlangıç tahmin kabiliyetinin bu sebeple düşmesidir. Bununla birlikte çatlak iki çelik için de delik kenarında meydana gelmiştir ve HomPol4 kriteri ile birlikte kullanılan plastik iş kriteri, çatlak başlangıç bölgesinin açılma tahmini bakımından çok başarılı sonuçlar vermiştir. DP600 çeliği için kırılma başlangıç lokasyonu isabetli bir şekilde tahmin edilirken, DP800 çeliği için açılma olarak küçük bir fark mevcuttur. Buna rağmen malzeme modeli DP800 çeliği için de başarılı bir tahmin yapmıştır.
- HomPol4 kriteri, AISI304 çeliği için konveks bir yüzey üretmiş ve anizotropik özelliklerini başarılı bir şekilde tanımlamıştır. AISI304 çeliğinin kritik hasar parametresi de tek eksenli çekme testi analizinden ve literatürde kullanılan bir şişirme testinden [118] ayrı ayrı elde edilmiş ve Marc programına alt program ile tanımlanmıştır. Çeliğin derin çekme işlemi ise deneysel ve sayısal olarak gerçekleştirilmiştir. Fiziksel deneyde yırtılma, sacın zımba köşesinde denk gelen bölümünde başlamıştır. HomPol4 akma fonksiyonu ve plastik iş kriteri ise yırtılmanın meydana geldiği sac bölgesini ve doğrultusunun açısını başarılı bir şekilde tahmin etmiştir. Yırtılma derin olduğu için ve fiziksel test deplasman tabanlı yürütüldüğü için çatlağın başladığı deplasman değerini tespit etmek mümkün olmamıştır ancak şişirme testinden kalibre edilen plastik iş KHP değerinin tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP değerine göre daha yüksek bir strok tahmininde bulunduğu gözlemlenmiştir. AISI304 çeliğinin tek eksenli çekme testinde kayda değer bir boyun verme gözlemlenmemiştir. Malzeme yüksek bir pekleşme üsteline de sahip olduğu

için, sayısal olarak çekme testi modellendiğinde gözle görünür bir boyun verme gözlemlenmeden numunenin kırıldığı noktaya kadar plastik iş değeri hesaplanmış ve KHP isabetli bir şekilde tahmin edilmiştir. Ancak derin çekme işleminde yırtılma başlangıcının görüldüğü zımba radyus bölgesi tek eksenli çekmeden farklı olarak çift eksenli çekmeye zorlanmaktadır ve yükleme durumundaki bu fark hasar mekanizmasını etkilemektedir.

- DP600 ve DP800 çeliklerinin kenar yırtılma tahminleri için sayısal simülasyonlar, sadece gerilme üçeksenliliğini dikkate alan VGM ve hem Lode parametresini hem de gerilme üçeksenliliği dikkate alan DF2012 sünek kırılma kriterlerini de ihtiva edecek şekilde genişletilmiştir. DP600 çeliği için DF2012 kriteri iki boyutlu kırılma yüzeyinde basit kayma ve tek eksenli basma hatlarını da tahmin edebilecek şekilde makul bir tahmin yapabilirken VGM kriteri tek eksenli çekme ile düzlem gerinim çekme hatları arasında makul bir tahmin yapabilmiştir. DP800 çeliği için ise yüksek gerilme üçeksenliliğine ait deneysel verilerden kalibrasyon yapılmıştır ve kriterler bu bölgedeki analiz verilerini yakalayabilecek şekilde kalibre edilmiştir. İki çelik için de, plastik iş kriteri sabit bir plastik kırılma gerinimi öngörürken, VGM kriteri üçeksenliliğin süneklik üzerindeki negatif etkisini dikkate alacak şekilde yüksek üçeksenlilik bölgesine doğru azalan bir eğri tahmini yapmıştır. DF2012 kriteri ise bu etkinin yanında ayrıca basit kayma ve düzlem gerinim çekme durumlarındaki plastik gerinim düşüşünü modelleyebilmiştir. Bu kriterlerin plastik gerinim tahminlerinin deviatorik düzlem üzerindeki projeksiyonları dikkate alındığında VGM kriteri yüksek gerilme üçeksenlilik katmanlarına doğru çapı azalan bir daire profili öngörürken, DF2012 kriteri her bir gerilme üçeksenlilik katmanı için altı köşeli yıldız profil tahmini yapabilmiştir. Ayrıca DF2012 kriteri bu yıldız profilinin farklı gerilme üçeksenlilik katmanlarındaki genişleme ve daralma davranışlarını tahmin edebilmiştir.
- Sünek kırılma kriterlerinin öngördüğü SSE'ler incelendiğinde, iki çelik için de plastik iş kriteri için tek eksenli çekme hattı ile dengeli çift eksenli çekme hattı arasında lineer olmayan bir azalış görülmüştür. VGM kriteri, tek eksenli çekme hattı ile düzlem gerinim çekme hattı arasında lineer bir düşüş öngörürken, düzlem gerinim çekme ve dengeli çift eksenli çekme hattı arasında da bu lineer azalış devam etmiştir. Eğrinin sağ tarafında boyun verme olgusunun mekanizmasında değişim görüldüğü için eğrinin eğiminde bir artış olması

gerekmektedir. Ancak VGM kriteri eğrinin sol tarafını isabetli bir şekilde tahmin ederken, eğrinin sağ tarafı için başarısız bir tahmin yapmaktadır. Son olarak DF2012 kriteri hem ŞSE'nin sol tarafındaki linner azalışı hem de sağ tarafındaki eğrinin davranışını makul bir şekilde modelleyebilmiştir.

- Sünek kırılma kriterlerinin kenar yırtılma tahmin performansı incelendiğinde, plastik iş kriterinin DP600 ve DP800 çelikleri için düşük bir zımba deplasman tahmini yaptığı görülmüştü. Hem VGM hem de DF2012 kriterleri iki çelik için de deplasman tahmininde başarılı sonuçlar vermiştir. VGM kriteri DP600 çeliği için, DF2012 kriteri DP800 çeliği için en başarılı tahminleri yapmıştır. Sadece VGM kriteri DP800 çeliği için deneysel sonuca göre daha yüksek bir deplasman tahmini yapmıştır ancak bu durum DP800 çeliği için kalibrasyonda tek eksenli çekme hattı için bir deneysel verinin bulunmamasından kaynaklanmış da olabilir. Çünkü DP800 çeliği için kalibrasyon amaçlı kullanılan veriler tek eksenli çekme testinden çok daha yüksek üç eksenlilik bölgesine aitti. Genel olarak gerilme üçeksenliliğini dikkate alan sünek kırılma kriterlerinin delik genişletme testinde kenar yırtılma tahmini açısından başarılı sonuçlar verdiği görülmüştür. Yırtılma başlangıcının açısız konumu dikkate alındığında bütün sünek kırılma kriterlerinin aynı bölgeyi işaret ettiği görülmüştür. Bu durum, akma fonksiyonunun kırılma başlangıç tahmininde sünek kırılma kriterlerine nazaran daha belirleyici bir rol üstlendiğini ortaya koymaktadır. HomPol4 kriteri tez çalışması kapsamında bütün kırılma kriterleri ile ortak kullanılan bir akma fonksiyonuydu. HomPol4 akma fonksiyonunun kırılma tahmininde başarılı sonuçlar verdiği de görülmüştür. Özellikle DP600 çeliği için açısız konumun tam bölgesini bulurken, DP800 çeliği için ise deneysel çatlak açısına çok yakın bir bölgede çatlak tahmini yapmıştır.
- Tez kapsamında ayrıca ESAFORM 2021 benchmark çalışması incelenmiş olup mevcut malzeme modeli kullanılarak uygun bir zımba-kalıp boşluğu belirlenmeye çalışılmıştır. Bu kapsamda AA6016-T4 alüminyum alaşımı malzeme olarak düşünülmüş olup diğer uygulamalara benzer şekilde HomPol4 akma fonksiyonu ve plastik iş sünek kırılma kriteri kalibre edilmiştir. HomPol4 fonksiyonu alüminyum alaşımının anizotropik özelliklerini modelleyebilmek hususunda başarılı bir performans sergilemiştir. Farklı zımba-kalıp mesafeleri için modeller oluşturulmuş olup bu mesafelere bağlı kalıp ölçülerine göre

şekillendirilmiş sac numune üzerinde plastik iş dağılımları incelenmiştir. Kabın kulaklanma bölgesinde ütüleme ve bu duruma bağlı sıkışma sebebiyle plastik iş değeri ciddi oranda yükselmiştir. Ancak bu artış bu bölgede bir yırtılma olacağı anlamına gelmemektedir çünkü incelmenin aksine bu bölgede bir kalınlaşma gözlemlenmiştir. Yırtılmanın beklendiği zımba radyus bölgesinde ise, hasara uğramadan çekilen numunenin sayısal uygulamalarında, tek eksenli çekme testinden elde edilen KHP değerinin çok üzerinde plastik iş değerleri görülmüştür. Buradaki tahmin performansının düşük olmasının da sebebi, AISI304 çeliğinin derin çekme işleminde gözlemlenen duruma benzerdir. Zımba radyus bölgesinde çift eksenli bir çekme durumu mevcuttur ve tek eksenli çekme testinden sağlanan KHP bu değerlerin çok altında kalmıştır. Çift eksenli çekme durumunda boyun verme olgusu ötelendiği için malzeme daha yüksek bir plastik gerinim değerinde yırtılmaya başlamaktadır. Bununla birlikte zımba-kalıp mesafesinin değerlendirilmesi için sayısal olarak elde edilen kuvvet-deplasman verileri ve şekillendirilmiş kabın kulak bölgesindeki plastik iş dağılımları incelenmiştir. Düşük zımba-kalıp mesafesinde (1.2 mm) kulak bölgesinde daha yüksek bir plastik iş dağılımı mevcutken kuvvet-deplasman eğrisinde ise ani bir yükseliş gözlemlenmiştir. Bu yükseliş ütüleme durumundan kaynaklanmaktadır. En yüksek (1.4 mm) zımba-kalıp mesafesinde ise kuvvet-deplasman eğrisindeki ani yükseliş ortadan kalkmıştır. Ayrıca kabın kulak bölgesindeki plastik iş dağılımı da azalmıştır. Sonuçlar doğrultusunda en uygun zımba-kalıp mesafesinin 1.4 mm olduğu kaydedilmiştir.

Tez kapsamı genelinde literatürden alınan ve fiziksel deneyleri gerçekleştirilen endüstriyel uygulamalar üzerinde HomPol4 akma kriteri ve plastik iş sünek kırılma kriteri kullanılmıştır. Plastik iş kriterinin başarılı bir akma yüzeyi tanımlayan bir akma fonksiyonu kullanıldığında başarılı bir kırılma başlangıç tahmini yapıldığı görülmüştür. Özellikle hasarın açılma lokasyonunun tahmininde HomPol4 akma fonksiyonunun başarılı sonuçlar verdiği görülmüştür. Ancak kırılma gerinimi veya çatlağın meydana geldiği zımba deplasmanı tahmininde, malzemenin tek eksenli çekme testinde boyun verme olgusunu göstermesi ve yayılı boyun verme ile kırılma uzamaları arasındaki uzama mesafesinin artması sonucunda, tahmin performansının olumsuz yönde etkilendiği kaydedilmiştir. Ayrıca, tek eksenli çekme testi analizi ile

kalibre edilen kriterin farklı bir yükleme durumuna maruz bir malzeme için veya bir sacın farklı bir yükleme şartına maruz bölgesinde meydana gelen bir yırtılmanın tahmininde kullanımının yeterli olmadığı da görülmüştür. Bununla birlikte gerilme üçeksenliliğini dikkate alan sünek kırılma kriterlerinin delik genişletme testinde malzemenin kenar yırtılma tahmininde başarılı sonuçlar verdiği de kaydedilmiştir. Bu bilgiler doğrultusunda, gelecekte yürütülebilecek çalışmalar için aşağıda belirtilen yenilikler düşünülebilir.

- Boyun verme davranışı sergileyen ve yayılı boyun verme ile kırılma uzaması arasındaki farkın fazla olduğu malzemeler için, plastik iş kriteri bu bölgedeki malzeme davranışını dikkate alabilecek şekilde geliştirilebilir. Bu kapsamda, bu bölgede artan gerilme üçeksenliliği ile plastik iş değeri arasında bir korelasyon kurulabilir.
- Endüstriyel uygulamalarda, farklı yükleme şartlarına maruz kalan sac malzemelerin yırtılma tahmininde plastik iş kritik hasar parametresi, hasarın meydana geldiği sac bölgesinin yükleme şartını yansıtan bir mekanik testten elde edilebilir. Bu şekilde hasar tahmin performansı artırılabilir.
- Tez kapsamında DP600 ve DP800 çeliklerinin kenar yırtılma tahmininde kullanılan DF2012 kriteri Lode parametresini de dikkate almaktadır. Delik genişletme testinin konik zımba konfigürasyonunda çatlak delik kenarında meydana gelmektedir ve delik kenarı tek eksenli çekme durumuna maruzdur. Plastik iş kriteri, tek eksenli çekme testinden numuneler boyun verme olgusu gösterdiği için isabetli bir zımba yükseklik tahmini yapamamıştır ancak VGM ve DF2012 kriteri bu kapsamda başarılı sonuçlar vermiştir. Yine de Lode parametresinin etkisini görmek için konik zımba konfigürasyonlu delik genişletme testi yeterli olmamaktadır çünkü tek eksenli çekme hattındaki plastik gerinim sınırı Lode parametresini dikkate alabilen ve alamayan kriterleri için de tahmin edilebilmektedir. Bu sebeple Lode parametresini dikkate alan kriterlerin hasar tahmin performansının, sadece gerilme üçeksenliliğini dikkate alan kriterlere göre daha net ayırt edilebilmesi için Nakajima testleri veya derin çekme işlemleri gibi farklı yükleme şartlarının kırılma başlangıcında önemli rol oynadığı endüstriyel uygulamalar için de karşılaştırma yapmak gerekmektedir.

Tez kapsamında genel olarak sac şekillendirme proseslerinde kullanılabilir pratik ve kolay bir şekilde kalibre edilebilen bir malzeme modeli önerilmiştir. Söz konusu malzeme modeli, Marc sonlu elemanlar yazılımına başarılı bir şekilde tanımlanmıştır. Bu malzeme modeli HomPol4 akma kriterini içeren bir plastisite modeline ve bu modelle birlikte çalışan farklı ampirik sünek kırılma kriterlerine sahiptir. Genel olarak HomPol4 kriterinin, yırtılmanın açışal lokasyonunun tahmininde çelik ve alüminyum alaşımı malzemeler için farklı şekillendirme işlemlerinde başarılı olduğu görülmüştür. Ayrıca HomPol4 kriteri gerilme üçeksenliliği ve Lode parametresinin etkisini içeren kriterlerle birlikte kullanıldığında, yırtılma başlangıcının gerinim değerinin farklı yükleme koşulları için başarılı bir şekilde tahmin edebileceği de görülmüştür.

KAYNAKLAR

- [1] Yoon, J.H., Cazacu, O., Yoon, J.W., & Dick, R.E. (2010). Earing predictions for strongly textured aluminum sheets. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52, 1563-1578. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2010.07.005>
- [2] Şener, B. (2017). *Çift gözlü kapların parçalı bastırıcı ile derin çekilmesinde en iyileme amaçlı bir algoritma geliştirilmesi* [Doktora Tezi] Yıldız Teknik Üniversitesi.
- [3] Yoon, J.I., Jung, J., Kim, J.G., Sohn, S.S., Lee, S., & Kim, H.S., (2017). Key factors of stretch-flangeability of sheet materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52, 7808-7823. <https://doi.org/10.1007/s10853-017-1012-y>
- [4] Öztürk, F. (2002). *Analysis of forming limits using ductile fracture criteria* [Doktora Tezi] Institute of Rensselaer Polytechnique.
- [5] Sadagopan, S., Urban, D., Chris, W., Mai, H. ve Benda, Y. (2003). *Formability Characterization of a new generation of High Strength Steels*. Erişim adresi <https://www.osti.gov/biblio/1001171>
- [6] Cheng, C., Wan, M., Wu, X.D., Cai, Z.Y., Zhao, R., & Meng, B. (2017). Effect of yield criteria on the formability prediction of dual-phase steel sheets. *International Journal of Mechanical Science*, 133, 28-41. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.08.033>
- [7] Paul, S.K., Mukherjee, M., Kundu, S., & Chandra, S. (2014). Prediction of hole expansion ratio for automotive grade steels. *Computational Materials Science*, 89, 189-197. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2014.03.040>
- [8] Vladimirov, I.N., Schwarze, M., & Reese, S. (2010). Earrings prediction by a finite strain multiplicative formulation for anisotropic elastoplastic materials. *GAMM-Mitteilungen*, 33(1), 116-129. <https://doi.org/10.1002/gamm.201010009>
- [9] Oyane, M. (1972). Criteria of ductile fracture strain. *Bulletin of JSME*, 15(90), 1507-1513. <https://doi.org/10.1299/jsme1958.15.1507>
- [10] Firat, M. (2008). A numerical analysis of sheet metal formability for automotive stamping applications. *Computational Materials Science*, 43, 802-811. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2008.01.068>
- [11] Lou, Y., Huh, Y., Lim, S., & Pack, K. (2012). New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*, 49(25), 3605-3615. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.02.016>
- [12] Bai, Y. (2008). *Effect of loading history on necking and fracture* [Doktora Tezi] Massachusetts Institute of Technology.

- [13] Bai, Y. ve Wierzbicki, T. (2010). Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture, *International Journal of Fracture*, 161(1), 1-20. <https://doi.org/10.1007/s10704-009-9422-8>
- [14] Park, S.J., Cerik, B.C., & Choung, J. (2020). Comparative study on ductile fracture prediction of high-tensile strength marine structural steels. *Ships and Offshore Structures*, 1-12. <https://doi.org/10.1080/17445302.2020.1743552>
- [15] Park, S.J., Lee, K., Cerik, B.C., & Choung, J. (2019). Comparative study on various ductile fracture models for marine structural steel EH36. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 33(3), 259-271. <https://doi.org/10.26748/KSOE.2019.038>
- [16] Kong, D.Y., Ren, L.M., Yang, B., Zhou, X.H., & Elchalakani, M. (2020). Comparative study of uncoupled ductile-fracture models on fracture prediction of structural steels under monotonic loading. *Journal of Engineering Mechanics*, 146(8), 1-18. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001807](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001807)
- [17] Parmar, A. ve Mellor, P. B. (1978). Plastic expansion of a circular hole in sheet metal subjected to biaxial tensile test. *International Journal of Mechanical Sciences*, 20, 707-720. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(78\)90057-7](https://doi.org/10.1016/0020-7403(78)90057-7)
- [18] Paul, S.K. (2019). Effect of punch geometry on hole expansion ratio. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 234, 671-676. <https://doi.org/10.1177/0954405419863222>
- [19] Paul, S.K. (2019). The effect of deformation gradient on necking and failure in hole expansion test. *Manufacturing Letters*, 21, 50-55. <https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2019.08.004>
- [20] Paul, S.K. (2020). A critical review on hole expansion ratio. *Materialia*, 9: 100566. <https://doi.org/10.1016/j.mtla.2019.100566>
- [21] Kuwabara, T., Hashimoto, K., Iizuka, E., & Yoon, J.W. (2011). Effect of anisotropic yield functions on the accuracy of hole expansion simulations. *Journal of Materials Processing Technology*, 211, 475-481. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.10.025>
- [22] Iizuka, E., Hashimoto, K., & Kuwabara, T. (2014). Effects of anisotropic yield functions on the accuracy of forming simulations of hole expansion. *Procedia Engineering*, 81, 2433-2438. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.346>
- [23] Kuwabara, T., Mori, T., Asano, M., Hakoyama, T., & Barlat, F. (2017). Material modeling of 6016-O and 6016-T4 aluminum alloy sheets and application to hole expansion forming simulation. *International Journal of Plasticity*, 93, 164-186. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2016.10.002>
- [24] Lee, J. Y., Lee, K. J., Lee M. G., Kuwabara, T., & Barlat, F. (2018). Numerical modeling for accurate prediction of strain localization in hole expansion of a steel sheet. *International Journal of Solids and Structures* 0, 1-12. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2018.08.005>

- [25] Bao, Y. (2003). *Prediction of ductile crack formation in uncracked bodies* [Doktora Tezi] Massachusetts Institute of Technology.
- [26] Lee, Y.W. (2005). *Fracture prediction in metal sheets* [Doktora Tezi] Massachusetts Institute of Technology.
- [27] Uthaisangsuk, V., Prah, U., & Bleck, W. (2009). Stretch-flangeability characterisation of multiphase steel using a microstructure based failure modelling. *Computational Materials Science*, 45, 617-623. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2008.06.024>
- [28] Mekonen, N.M., Steglich, D., Bohlen, J., Stutz, L., Letzig, D., & Mosler, J. (2013). Experimental and numerical investigation of Mg alloy sheet forming. *Materials Science and Engineering A*, 586, 204-214. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2013.07.088>
- [29] Chung, K., Ma, N., Park, T., Kim, D., Yoo, D., & Kim, C. (2011). A modified damage model for advanced high strength steel sheets. *International Journal of Plasticity*, 27, 1485-1511. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2011.01.007>
- [30] Björklund, B. (2012). *Modeling of failure in high strength steel sheets* [Doktora Tezi] Linköping University.
- [31] Yue, Z. (2014). *Ductile damage prediction in sheet metal forming processes* [Doktora Tezi] Universite de Technologie Troyes.
- [32] Lian, J. (2015). *A generalized hybrid damage mechanics model for steel sheets and heavy plates* [Doktora Tezi] Von der Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen.
- [33] Yoon, J.I., Jung, J., Joo, S.H., Song, T.J., Chin, K.G., Seo, M.H., Kim, S.J., Lee, S., & Kim, H.S. (2016). Correlation between fracture toughness and stretch-flangeability of advanced high strength steels. *Materials Letters*, 180, 322-326. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2016.05.145>
- [34] Park, N. (2017). *Anisotropic fracture limit for the failure prediction of advanced high-strength Steel sheets* [Doktora Tezi] Korea Advanced Institute of Science and Technology.
- [35] Dong, G.J., Chen, Z.W., Yang, Z.Y., & Fan, B.C. (2020). Comparative study on forming limit prediction of AA7075-T6 sheet with M–K model and Lou–Huh criterion. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 30, 1463-1477. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(20\)65311-0](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(20)65311-0)
- [36] Barnwal, K.V., Lee, S.Y., Yoon, S.Y., Kim, J.H. & Barlat, F. (2020). Fracture characteristics of advanced high strength steels during hole expansion test. *International Journal of Fracture*, 224, 217-233. <https://doi.org/10.1007/s10704-020-00458-y>
- [37] Aksen, T.A., Sener, B., & Firat, M. (2020). Failure prediction capability of generalized plastic work criterion. *Procedia Manufacturing*, 47, 1235-1240. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.190>
- [38] Aksen, T.A., Sener, B., Esener, M., & Firat, M. (2022). Failure prediction in hole expansion test using generalized plastic work criterion. *Procedia Structural integrity*, 35, 82-90. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2021.12.051>

- [39] Qin, S., ve Beese, A.M. (2020). Multiaxial fracture of DP600: Experiments and finite element modeling. *Materials Science & Engineering A*, 785, 139386. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139386>
- [40] Habibi, N., Ramazani, A., Sundararaghavan, V., & Prahl, U. (2018). Failure predictions of DP600 steel sheets using various uncoupled fracture criteria. *Engineering Fracture Mechanics*, 190, 367-381. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.12.022>
- [41] Zhang, S., Lu, Y., Shen, Z., Zhou, C., & Lou, Y. (2019). Prediction of ductile fracture for Al6016-T4 with a ductile fracture criterion: Experiment and simulation, *International Journal of Damage Mechanics*. 0, 1-23. <https://doi.org/10.1177/10567895198657>
- [42] Dzoja, M., Cvitanic, V., Safaei, M., & Opara, L.K. (2019). Modelling the plastic anisotropy evolution of AA5754-H22 sheet and implementation in predicting cylindrical cup drawing process. *European Journal of Mechanics / A Solids*, 77, 103806. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2019.103806>
- [43] Firat, M. (2012). Cyclic plasticity modeling and finite element analyzes of a circumferentially notched round bar under combined axial and torsion loadings. *Materials and Design*, 34, 842-852. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.07.022>
- [44] Firat, M. (2013). *Lineer olmayan kinematik pekleşme bünye denklemlerinin yorulma ömrü tahmininde uygulanması* [Doktora Tezi] Sakarya Üniversitesi.
- [45] Yoon, J.H., Cazacu, O., & Yoon, J.W. (2011). Strain-rate potential based elastic/plastic anisotropic model for metals displaying tension–compression asymmetry. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 200, 1993-2004. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2011.03.003>
- [46] Shi, Y., Jin, H., & Wu, P.D. (2018). Analysis of cup earing for AA3104-H19 aluminum alloy sheet. *European Journal of Mechanics / A Solids*, 69, 1-11. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2017.11.013>
- [47] von Mises, R. (1913). *Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand*, Nachrichten von der Königlichen Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen. Mathematisch-physikalische Klasse, 582–592, 1913.
- [48] Dieter, G.E. (1988). *Mechanical Metallurgy*. McGraw-Hill Book Company.
- [49] Hill, R. (1948). A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society A*, 193(1033), 281-297. <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0045>
- [50] Banabic, D. (2010). *Sheet metal forming processes constitutive modelling and numerical simulation*, Springer Berlin. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-88113-1>
- [51] Woodthorpe, J. ve Pearce, R. (1970). The anomalous behaviour of aluminium sheet under balanced biaxial tension. *International Journal of Mechanical Sciences*, 12(4), 341-347. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(70\)90087-1](https://doi.org/10.1016/0020-7403(70)90087-1)

- [52] Hershey, A.V. (1954). The plasticity of an isotropic aggregate of anisotropic face centered cubic crystal. *Journal of Applied Mechanics ASME*, 21, 241–249. <https://doi.org/10.1115/1.4010900>
- [53] Hosford, W.F. (1979). On yield loci of anisotropic cubic metals. *Proceedings of the 7th North American Metalworking Conference (NMRC)*, Dearborn, 191–197, 1979.
- [54] Bassani, J.L. (1977). Yield characterization of metals with transversely isotropic plastic properties. *International Journal of Mechanical Sciences*, 19(11), 651-660. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(77\)90070-4](https://doi.org/10.1016/0020-7403(77)90070-4)
- [55] Hill, R. (1979). Theoretical plasticity of textured aggregates. *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*, 85(1), 179-191. <https://doi.org/10.1017/S0305004100055596>
- [56] Hill, R. (1990). Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 38(3), 405-417, 1990. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(90\)90006-P](https://doi.org/10.1016/0022-5096(90)90006-P)
- [57] Hill, R. (1993). A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences*, 35(1), 19-25. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(93\)90061-X](https://doi.org/10.1016/0020-7403(93)90061-X)
- [58] Barlat, F., ve Lian, K. (1989). Plastic behavior and stretchability of sheet metals part I: a yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions. *International Journal of Plasticity*, 5(1), 51-66. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(89\)90019-3](https://doi.org/10.1016/0749-6419(89)90019-3)
- [59] Barlat, F., Lege, D.J., & Brem, J.C. (1991). A six component yield function for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, 7(7), 693-712. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(91\)90052-Z](https://doi.org/10.1016/0749-6419(91)90052-Z)
- [60] Chung, K., ve Shah, K. (1992). Finite element simulation of sheet metal forming for planar anisotropic metals. *International Journal of Plasticity*, 8, 453-476. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(92\)90059-L](https://doi.org/10.1016/0749-6419(92)90059-L)
- [61] Barlat, F., Becker, R.C., Hayashida, Y., Maeda, Y., Yanagawa, M., Chung, K., Brem, J.C., Lege, D.J., Matsui, K., Murthha, J., & Hattori, S. (1997). Yielding description for solution strengthened aluminum alloys. *International Journal of Plasticity*, 13(4), 385-401. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(97\)80005-8](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(97)80005-8)
- [62] Yoon, J.W., Barlat, F., Chung, K., Pourboghra, F., & Yang, D.Y. (1998). Influence of initial back stress on the prediction of drawn cups for planar anisotropic aluminum sheets. *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81, 433-437. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00148-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00148-4)
- [63] Yoon, J.W., Barlat, F., Chung, K., Pourboghra, F., & Yang, D.Y. (2000). Earing predictions based on asymmetric nonquadratic yield function. *International Journal of Plasticity*, 16(9), 1075-1104. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(99\)00086-8](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(99)00086-8)

- [64] Barlat, F., Brem, J.C., Yoon, J.W., Chung, K., Dick, R.E., Lege, D.J., Pourboghrat, F., Choi, S.-H., & Chu, E. (2003). Plane stress yield function for aluminum alloy sheet. Part I: Theory. *International Journal of Plasticity*, 19, 1297–1319. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(02\)00019-0](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(02)00019-0)
- [65] Barlat, F., Aretz, H., Yoon, J.W., Karabin, M.E., Brem, J.C., & Dick, R.E. (2005). Linear transformation-based anisotropic yield functions. *International Journal of Plasticity*, 21, 1009-1039. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2004.06.004>
- [66] Yoon, J.W., Barlat, F., Dick, R.E., & Karabin, M.E. (2006). Prediction of six or eight ears in a drawn cup based on a new anisotropic yield function. *International Journal of Plasticity*, 22, 174-193. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2005.03.013>
- [67] Soare, S.C. (2007). *On the use of homogeneous polynomials to develop anisotropic yield functions with applications to sheet forming* [Doktora Tezi] University of Florida.
- [68] Gotoh, M. (1977). A theory of plastic anisotropy based on a yield function of fourth order (plane stress state). *International Journal of Mechanical Sciences*, 19(9), 505-512. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(77\)90043-1](https://doi.org/10.1016/0020-7403(77)90043-1)
- [69] Soare, S.C., Yoon, J.W., & Cazacu, O. (2008). On the use of homogeneous polynomials to develop anisotropic yield functions with applications to sheet forming. *International Journal of Plasticity*, 24, 915-944. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.07.016>
- [70] Şener, B., Esener, E., & Fırat, M. (2021) Modeling plastic anisotropy evolution of AISI 304 steel sheets by a polynomial yield function. *SN Applied Sciences*, 3(181). <https://doi.org/10.1007/s42452-021-04206-2>
- [71] Drucker, D.C. ve Palgen, L. (1972) On the stress-strain relations suitable for cyclic or other loading. *Journal of Applied Mechanics*, 48, 479-485. <https://doi.org/10.1115/1.3157660>
- [72] Chaboche J.L. ve Rousselier, G. (1983). On the plastic and viscoplastic constitutive equations – Part I: Rules developed with internal variable concept. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 105, 153-164. <https://doi.org/10.1115/1.3264257>
- [73] Zang, S.L., Guo, C., Thuillier, S., & Lee, M.G. (2011). A model of one-surface cyclic plasticity and its application to springback prediction. *International Journal of Mechanical Sciences*. 53, 425-435. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2011.03.005>
- [74] Dunne, F. ve Petrinic, N. (2005). *Introduction to Computational Plasticity*. Oxford University Press.
- [75] Paul, S.K., Sivaprasad, S., Dhar, S., Tarafder, M., & Tarafder, S. (2010). Simulation of cyclic plastic deformation response in SA333 C–Mn steel by a kinematic hardening model. *Computational Materials Science*. 48, 662-671. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2010.02.037>

- [76] Yoshida, F. ve Uemori, T. (2003). A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 45, 1687-1702. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2003.10.013>
- [77] Kumlu, C. (2018). *DP ve TRIP yüksek mukavemetli çelikler için sonlu elemanlar tabanlı şekillendirilebilirlik tahmininin değerlendirilmesi* [Yüksek Lisans Tezi] Sakarya Üniversitesi.
- [78] Dilmeç, M. (2010). *2024-T4 alüminyum sacların şekillendirme sınır eğrilerinin kalınlığa göre değişimi* [Doktora Tezi] Selçuk Üniversitesi.
- [79] Stemmer imaging (2023, 10 Şubat). Hole expansion. <https://www.stemmer-imaging.com/en-be/applications/machine-vision-option-optimizes-sheet-metal-inspection>
- [80] Tu graz (2022, 08 Mart). Hole expansion. <https://www.tugraz.at/en/arbeitsgruppen/tf/services/material-characterization/#c39493>
- [81] Stamping Journal (2004, 8 Haziran). Derin çekme. <https://www.thefabricator.com/stampingjournal/article/stamping/sink-making-secrets> adresinden 10 Şubat 2022 tarihinde alınmıştır.
- [82] Izadpanah, S., Ghaderi, S.H., & Gerdooei, M. (2016). Material parameters identification procedure for BBC2003 yield criterion and earing prediction in deep drawing. *International Journal of Mechanical Sciences*, 115-116, 552-563. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.07.036>
- [83] Swift, H.W. (1952). Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1, 1-18. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(52\)90002-1](https://doi.org/10.1016/0022-5096(52)90002-1)
- [84] Hill, R. (1952). On discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheets. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1, 19-30. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(52\)90003-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(52)90003-3)
- [85] Marciniak, Z., ve Kuczynski, K. (1967). Limit strain in the processes of stretch-forming sheet metal. *International Journal of Mechanical Sciences*, 9, 609-620. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(67\)90066-5](https://doi.org/10.1016/0020-7403(67)90066-5)
- [86] Nielsen, K.B. (2000). *Sheet Metal Forming Simulation Using Explicit Finite Element Methods*, The Sheet Metal Forming Group.
- [87] Marciniak, Z., Duncan, J.L., & Hu, S.J. (1967). *Mechanics of sheet metal forming*. Butterworth-Heinemann.
- [88] Keeler, S.P., ve Brazier, W.G. (1977). Relationship between laboratory material characterization and pres shop formability. *Microalloying*, 75, 517-528.
- [89] McClintock, F.A. (1968). A criterion of ductile fracture by growth of holes. *Journal of Applied Mechanics*, 35: 363-371. <https://doi.org/10.1115/1.3601204>
- [90] Rice, J.R., ve Tracey, D.M. (1969). On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 17, 201-217. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(69\)90033-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(69)90033-7)

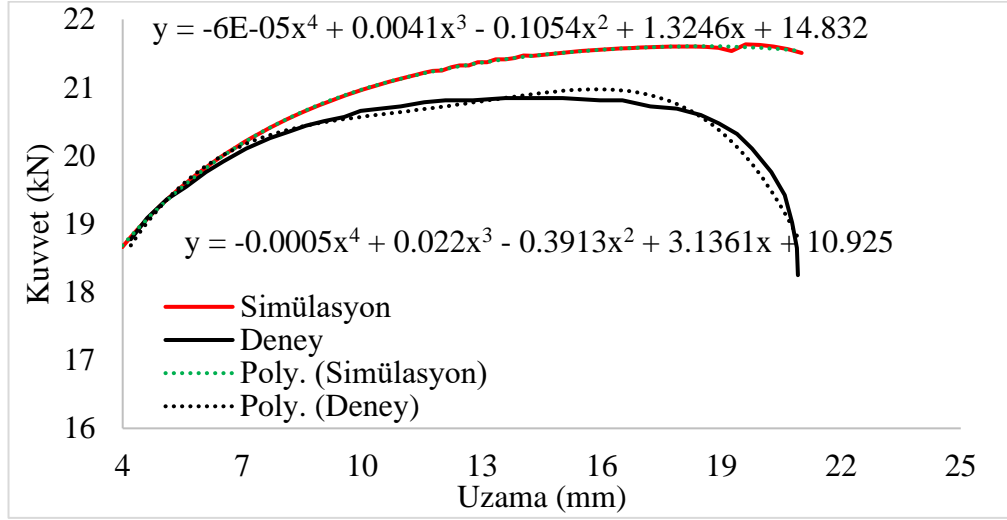
- [91] Tvergaard, V. ve Needleman, A. (1984). Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metall*, 32, 159-169. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(84\)90213-X](https://doi.org/10.1016/0001-6160(84)90213-X)
- [92] Gurson, A.L. (1977). Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Part I: yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology - Transactions of the ASME*, 99, 2-15. <https://doi.org/10.1115/1.3443401>
- [93] Tvergaard, V. (1981). Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions. *International Journal of Fracture*, 17, 389-407. <https://doi.org/10.1007/BF00036191>
- [94] Tvergaard, V. (1982). On localization in ductile materials containing spherical voids. *International Journal of Fracture*, 18, 237-257. <https://doi.org/10.1007/BF00015686>
- [95] Freudenthal, A. M. (1950). *The Inelastic Behavior of Engineering Materials and Structures*. John Wiley & Sons.
- [96] Cockcroft, M.G., ve Latham, D. J. (1968). Ductility and the Workability of Metals. *Journal of the Institute of Metals*, 96, 33-39.
- [97] Bridgman, P. W. (1952). *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*. Harvard University Press.
- [98] Brozzo, P., Deluca, B., & Rendina, R. (1972). A New Method for the Prediction of Formability in Metal Sheet. Sheet Metal Forming and Formability. *Proceedings of the 7th Biennial Conference of the IDDRG*.
- [99] Oh, S. I. , Chen, C. C., & Kobayashi, S. (1979). Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing. Part 2: Workability in extrusion and drawing. *Journal of Engineering for Industry*, 101(1), 36-44. <https://doi.org/10.1115/1.3439471>
- [100] Ghosh, A.K. (1976). A criterion for ductile fracture in sheets under biaxial loading. *Metalurgical Transactions A*, 7A, 523-533. <https://doi.org/10.1007/BF02643968>
- [101] Norris, D.M., Reaugh, J.E., Moran, B., & Quinones, D.F. (1978). A plastic strain, mean stress criterion for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 100, 279-286. <https://doi.org/10.1115/1.3443491>
- [102] Atkins, A.G. (1981). Possible explanation for unexpected departures in hydrostatic tension-fracture strain relations. *Metal Science*, 81-83. <https://doi.org/10.1179/msc.1981.15.2.81>
- [103] Osakada, K., Watadani, A., & Sekiguchi, H. (1977). Ductile fracture of carbon steel under cold metal forming conditions. *Bulletin of Japan Society of Mechanical Engineers*, 20, 1557-1565. <https://doi.org/10.1299/jsme1958.21.1236>
- [104] Xue, L. (2007). *Ductile fracture modeling – Theory, experimental investigation and numerical verification* [Doktora Tezi] Massachusetts Institute of Technology.

- [105] Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.W., & Bai, Y. (2005). Calibration and evaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(4-5), 719-743. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2005.03.003>
- [106] Ko, Y.K., Lee, J.S., Huh, H., Kim, H.K., & Park, S.H. (2007). Prediction of fracture in hub-hole expanding process using a new ductile fracture criterion. *Journal of Materials Processing Technology*, 187-188, 358-362. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.071>
- [107] Alaie A., Kadkhodapour, J., Rad, S.Z., Asadabad, M.A., & Schmauder, S. (2015). Formation and coalescence of strain localized regions in ferrite phase of DP600 steels under uniaxial tensile deformation. *Material Science and Engineering A*, 623(19), 133-144. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2014.11.042>
- [108] Aşık, E.E., Perdahçioğlu, P.S., & van den Boogard, A.H. (2019). Microscopic investigation of damage mechanisms and anisotropic evolution of damage in DP600. *Material Science and Engineering A*, 739(2), 348-356. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.10.018>
- [109] Toros, S., Polat, A., & Ozturk, F. (2012). Formability and springback characterization of TRIP800 advanced high strength steel. *Materials and Design*, 41, 298-305. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2012.05.006>
- [110] Cooman, B.C., Chin, K.G., & Kim, J. (2011). New trends and developments in automotive system engineering (pp. 101-128). The IntechOpen.
- [111] Grassel, O., Frommeyer, G., Derder, C., & Hofmann, H. (1977). Phase transformations and mechanical properties of Fe-Mn-Si-Al-TRIP-steels. *Journal de Physique IV Proceedings*, 07(C5), 383-388. <http://dx.doi.org/10.1051/jp4:1997560>
- [112] Grassel, O., Krüger, L., Frommeyer, G., & Meyer, L.W. (2000). High strength Fe-Mn-(Al, Si) TRIP/TWIP steels development – properties – applications. *International Journal of Plasticity*, 16(10, 11), 1391-1409. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(00\)00015-2](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(00)00015-2)
- [113] Prakash, A., Hochrainer, H., Reisacher, E., & Riedel, H. (2008). Twinning models in self-consistent texture simulations of TWIP steels. *Steel Research International*, 79(8), 645-645. <https://doi.org/10.1002/srin.200806178>
- [114] Xu, L., Barlat, F., & Lee, M.G. (2012). Hole expansion of twinning-induced plasticity steel. *Scripta Materialia*, 66, 1012-1017. <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2012.01.062>
- [115] Esener, E., Aksen, T.A., Unlu, A., & Firat, M. (2021). On the prediction of strength and deformation anisotropy of automotive sheets for stamping formability analysis. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 43. <https://doi.org/10.1007/s40430-021-03276-y>
- [116] Şener, B., Kılıçarslan, E.S., & Firat, M. (2020). Modelling anisotropic behavior of AISI 304 stainless steel sheet using a fourth-order polynomial yield function. *Procedia Manufacturing*, 47, 1456-1461. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.320>

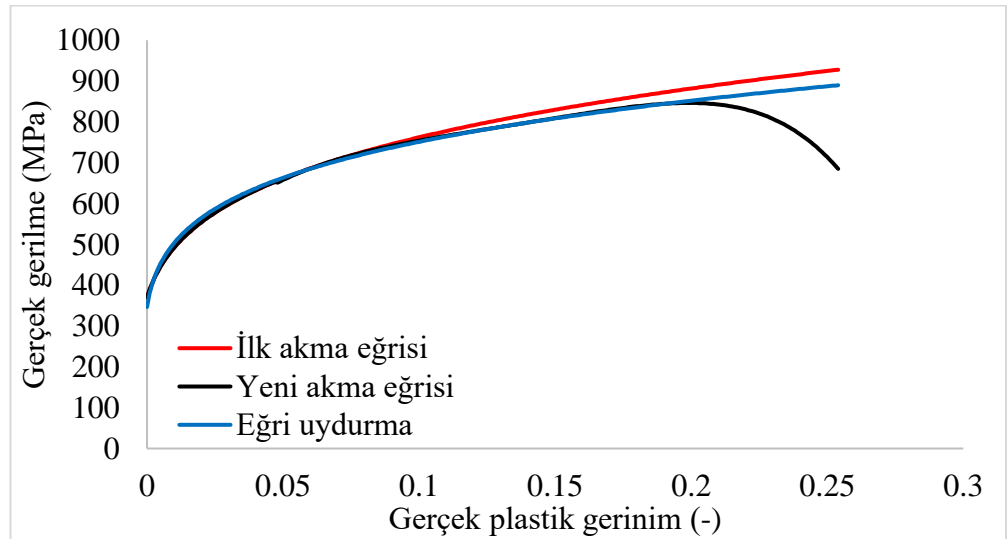
- [117] ASTM E8/E8M (2016). Standard test methods for tension testing of metallic materials. ASTM, West Conshohocken.
- [118] Yadav, A.D. (2008). Process analysis and design in stamping and sheet hydroforming [Doktora Tezi] The Ohio State University.
- [119] Habraken, A.M., Aksen, T.A., Alves, J.L., Amaral, R.L., Betaieb, E., Chandola, N., Corallo, L., Cruz, D.J., Duchene, L., Engel, B., Esener E., Firat, M., Sørensen, P.F., Lopez, J.G., Ghiabakloo, H., Kestens, L.A.I., Lian, J., Lingam, R., Liu, W., ... Vincze, G. (2022). Analysis of ESAFORM 2021 cup drawing benchmark of an Al alloy, critical factors for accuracy and efficiency of FE simulations. *International Journal of Material Forming*, 15, 61. <https://doi.org/10.1007/s12289-022-01672-w>
- [120] Kusche, C.F., Pütz, F., Münstermann, S., Samman, T.A., & Kerzel, S.K. (2021). On the effect of strain and triaxiality on void evolution in a heterogeneous microstructure – A statistical and single void study of damage in DP800 steel. *Materials Science & Engineering A*, 799, 140332. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140332>.

EKLER

EK A



Şekil A.1. Nakajima testlerinde kullanılan DP600 çeliğinin tersinir yöntem ile doğrulanmış akma eğrisinin tespitinde, sayısal ve deneysel verilerin arasındaki farkların tespiti için polinomsal eğri uydurma yönteminin kullanılması.



Şekil A.2. DP600 çeliğinin ŞS eğrisinin tahmininde elde edilen ilk ve doğrulanmış akma eğrisinin karşılaştırılması.

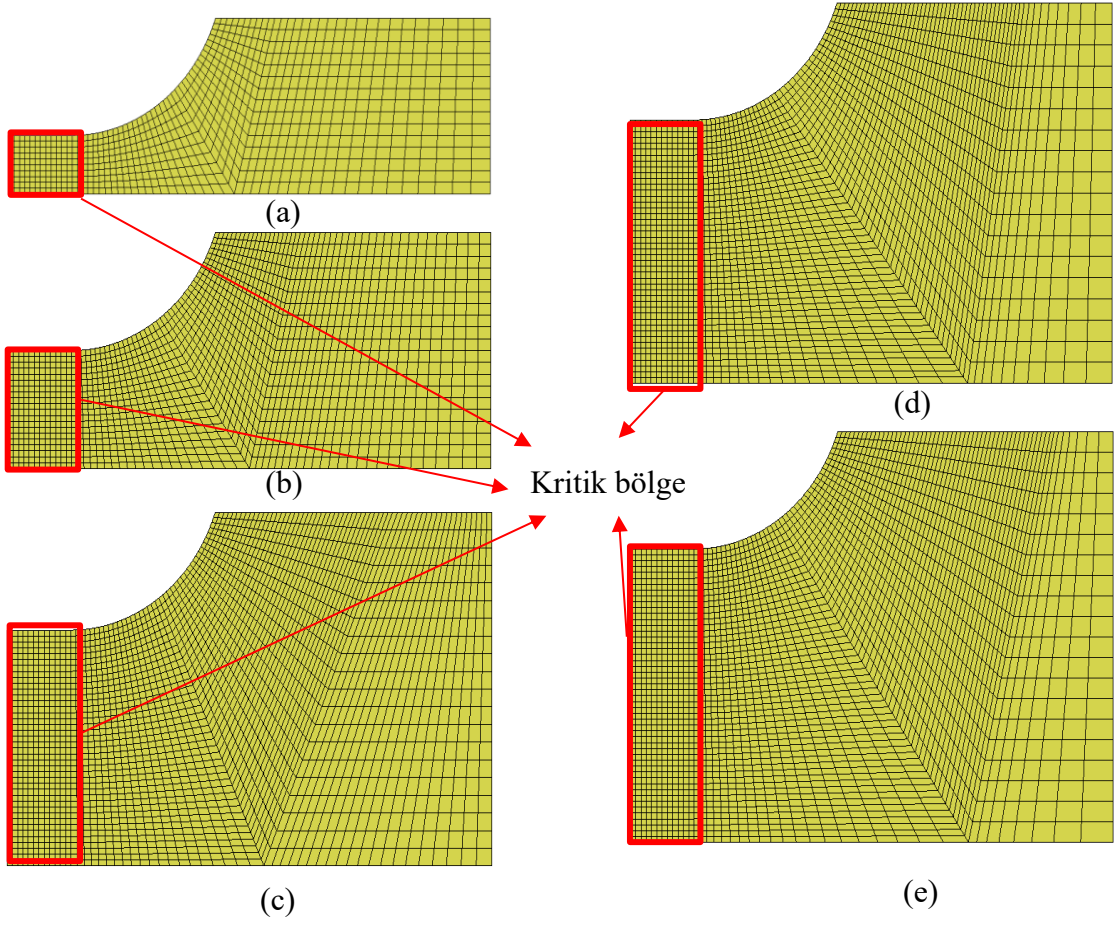
Tablo A.1. DP600 çeliğinin ilk ve doğrulanmış akma eğrisi parametreleri (Swift eşitliğine göre).

	İlk Akma Eğrisi	Doğrulanmış Akma Eğrisi
C	1243	1143
p	0.2157	0.1835
ϵ_0	0.00362591	0.0015

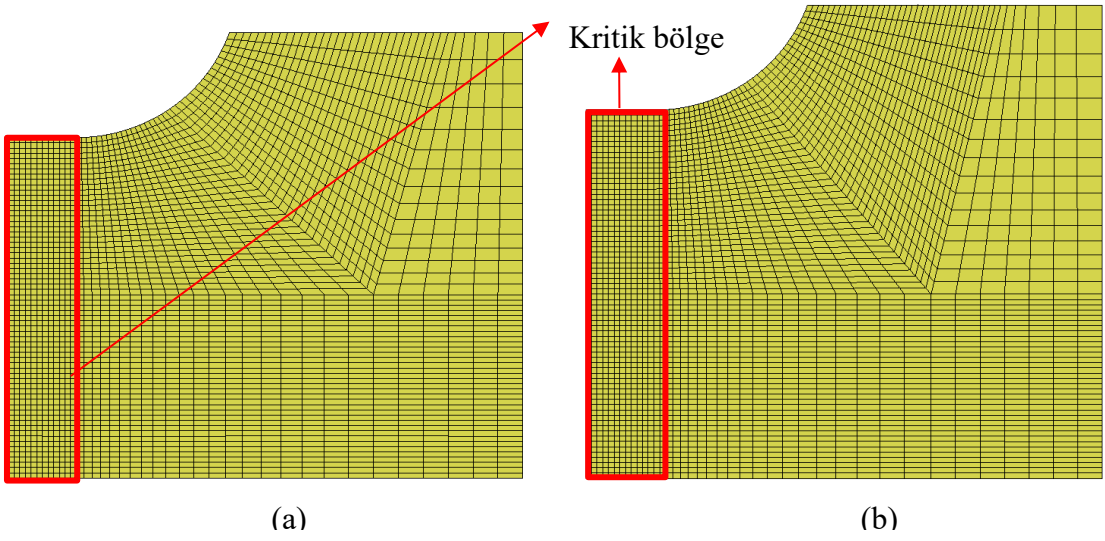
Tablo A.2. HomPol4 kriterinin izotropik şartlar için elde edilmiş katsayıları (von Mises kriterine eşitlenerek elde edilmiştir).

	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9
HomPol4	1	-2	3	-2	1	6	-6	6	9

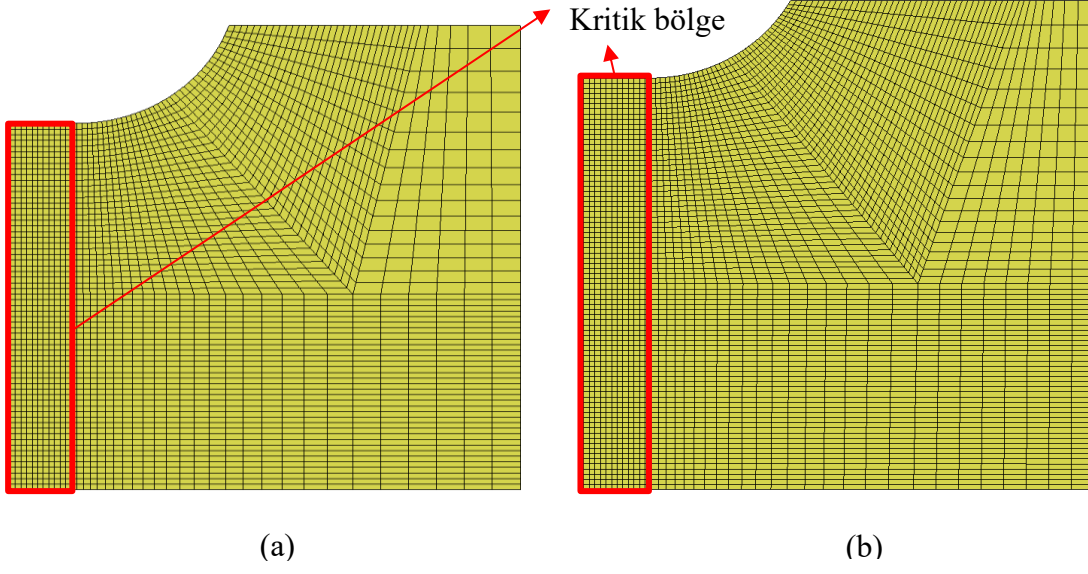
EK B



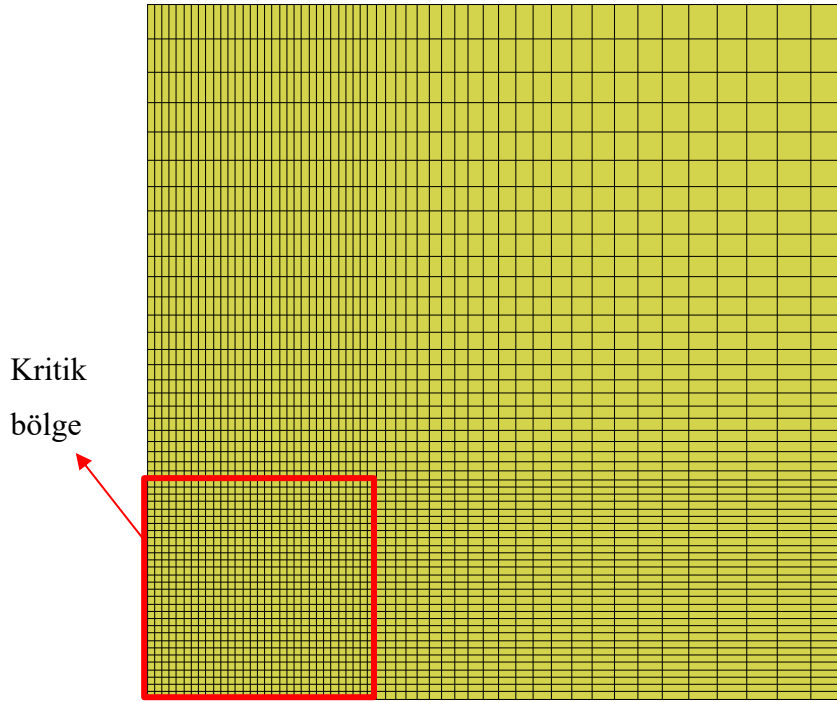
Şekil B.1. Nakajima testi numunelerinin ağ yapıları: (a) 20 mm. (b) 40 mm. (c) 80 mm. (d) 90 mm. (e) 100 mm genişliğe sahip.



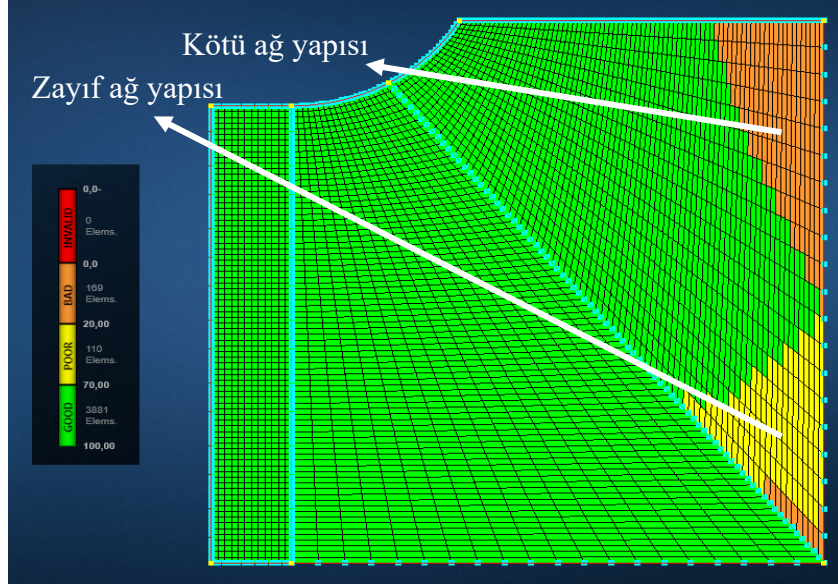
Şekil B.2. Nakajima testi numunelerinin ağ yapıları: (a) 130 mm. (b) 140 mm genişliğe sahip.



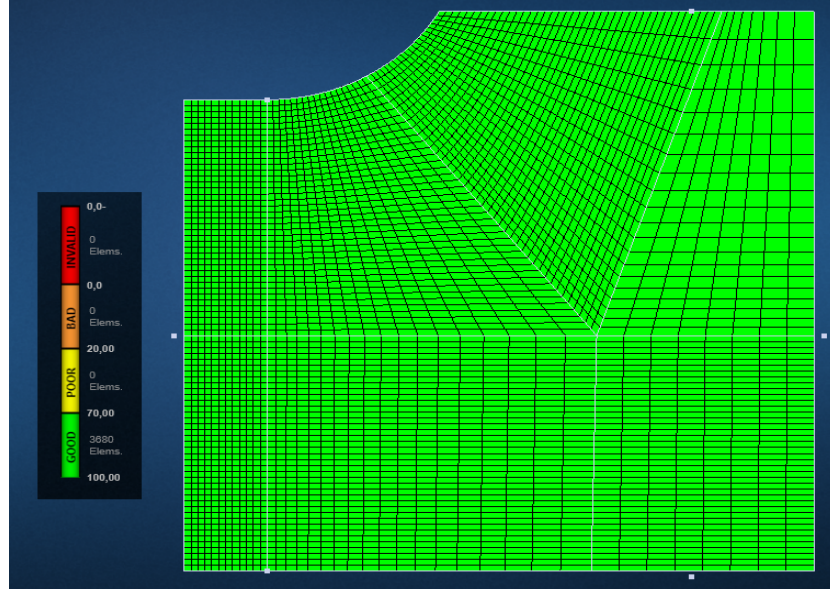
Şekil B.3. Nakajima testi numunelerinin ağ yapıları: (a) 150 mm. (b) 160 mm genişliğe sahip.



Şekil B.4. 190 mm genişliğe sahip Nakajima test numunesinin ağ yapısı.

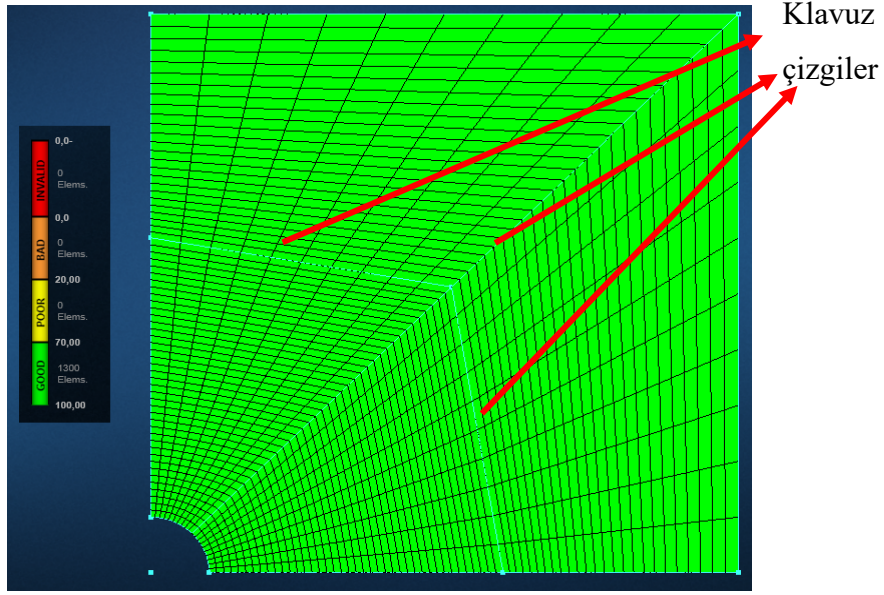


(a)

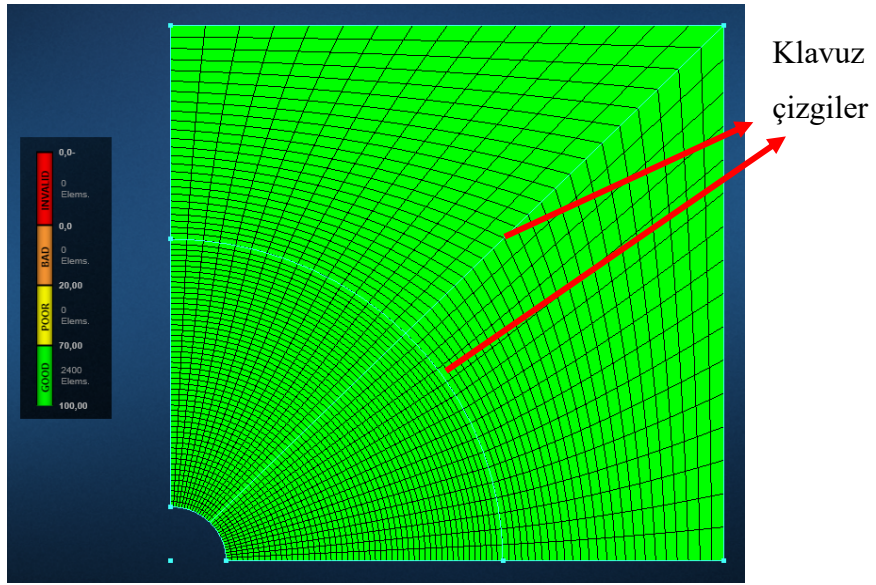


(b)

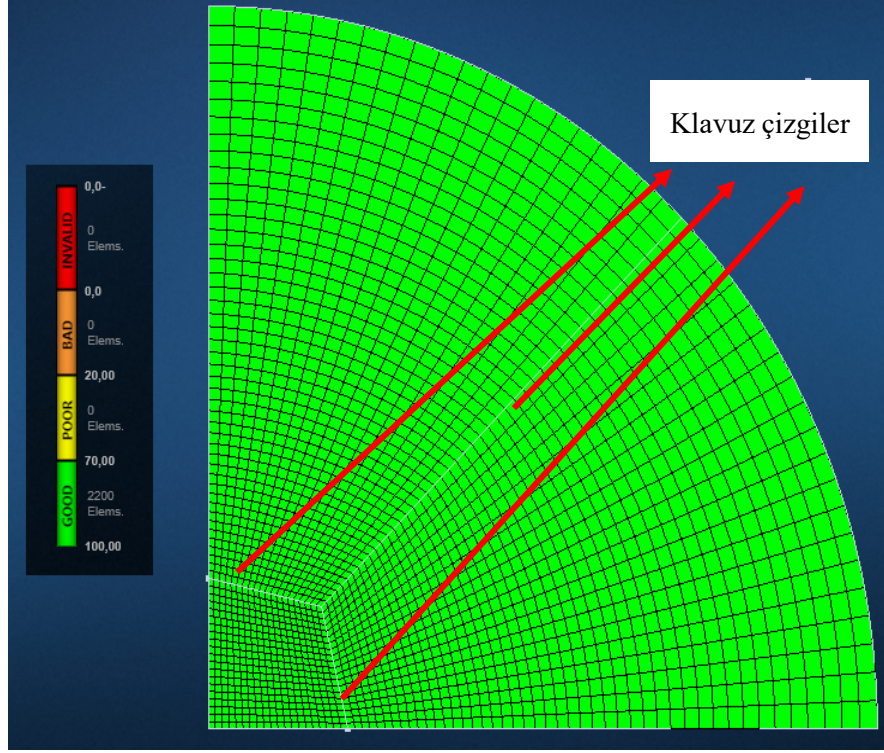
Şekil B.5. 130-160 mm genişliğe sahip Nakajima test numunelerinin ağ yapısında kullanılan yöntemin eleman kalitesinin karşılaştırması: (a) Sacın tutulan bölgesine doğru eleman kalitesinin düşmesi. (b) Ek klavuz çizgilerle ağ yapısının kalitesi.



Şekil B.6. TRIP590 ve TWIP940 çelikleri için hazırlanan ağ yapısının Apex programında oluşturulması, eleman kalitesi ve klavuz çizgileri.

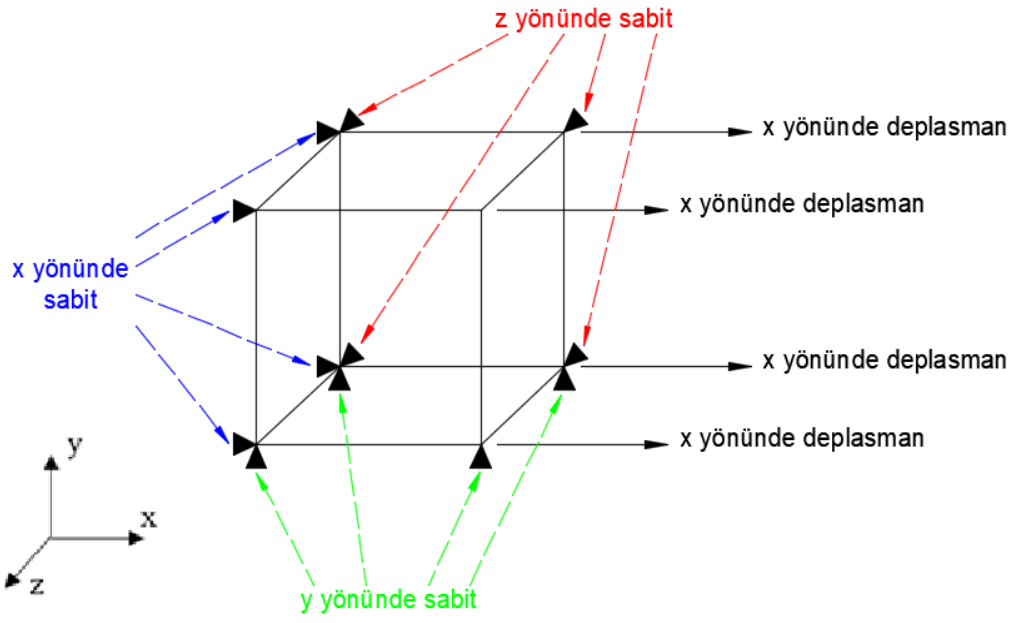


Şekil B.7. DP600 ve DP800 çelikleri için hazırlanan ağ yapısının Apex programında oluşturulması, eleman kalitesi ve klavuz çizgileri.



Şekil B.8. AISI304 çeliği için hazırlanan ağ yapısının Apex programında oluşturulması, eleman kalitesi ve klavuz çizgileri.

EK C



Şekil C.1. Tek eleman tek eksenli çekme testi için sınır koşulları.

EK D



Şekil D.1. Farklı oryantasyonlarda kesilen DP600 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.



Şekil D.2. 0° ve 15° açılı doğrultularda kesilen DP600 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.



Şekil D.3. 30° ve 45° açılı doğrultularda kesilen DP600 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.



Şekil D.4. 60°, 75° ve 90° açılı doğrultularda kesilen DP600 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.



Şekil D.5. Farklı oryantasyonlarda kesilen DP800 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.



Şekil D.6. 0° ve 15° açılı doğrultularda kesilen DP800 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.

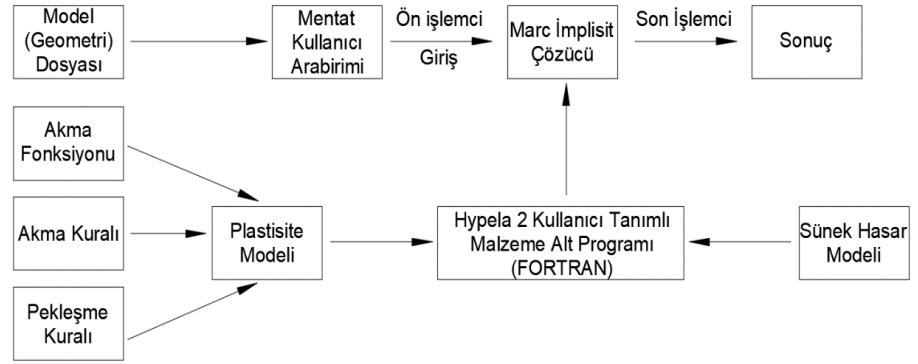


Şekil D.7. 30° ve 45° açılı doğrultularda kesilen DP800 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.



Şekil D.8. 60°, 75° ve 90° açılı doğrultularda kesilen DP800 test numunelerinin çekme testi sonrası kırılmış görüntüsü.

EK E



Şekil E.1. Marc implisit çözücü ve Hypela2 alt programı etkileşimi.

EK F

```
subroutine compute_DFunc_Trap(t,nstats,inc,indx_plstrain
*   ,indx_stress,indx_elstrain,indx_taccpls,indx_eqstress
*   ,indx_DamageEB,indx_taccpls_old,indx_eqstress_old
*   ,indx_DamageEB_old)
implicit none
integer  nstats,inc,indx_plstrain,indx_stress,indx_elstrain
*   ,indx_taccpls,indx_eqstress,indx_DamageEB,indx_taccpls_old
*   ,indx_eqstress_old,indx_DamageEB_old
real*8  t
dimension t(nstats)
real*8  DFunc_Trap,Damage_C_neck,Damage_C_frac,Inc_C_eqv
*   ,DamIndic_C,
Damage_C_neck = 102.72d0;
Damage_C_frac = 539.48d0
if (inc==0) then
DamIndic_C = 0.0d0;
t(indx_DamageEB + 1) = DamIndic_C;
t(indx_taccpls_old) = t(indx_taccpls);
t(indx_eqstress_old) = t(indx_eqstress);
t(indx_DamageEB_old+1) = DamIndic_C;
else
Inc_C_eqv = ((t(indx_eqstress) + t(indx_eqstress_old))
*   *(t(indx_taccpls)-t(indx_taccpls_old)))/2.0d0;
DamIndic_C = Inc_C_eqv + t(indx_DamageEB_old + 1);
t(indx_DamageEB + 1) = DamIndic_C;
```

```

if (DamIndic_C>Damage_C_neck) then
t(indx_DamageEB + 2) = 100.0d0;
else
t(indx_DamageEB + 2) = (DamIndic_C/Damage_C_neck) * 100.0d0;
endif

if (DamIndic_C>Damage_C_frac) then
t(indx_DamageEB + 3) = 100.0d0;
else
t(indx_DamageEB + 3) = (DamIndic_C/Damage_C_frac) * 100.0d0;
endif

t(indx_DamageEB + 9) = DamIndic_C-t(indx_DamageEB_old+1);
t(indx_DamageEB + 10)=t(indx_taccpls)-t(indx_taccpls_old);
t(indx_taccpls_old) = t(indx_taccpls);
t(indx_eqstress_old) = t(indx_eqstress);
t(indx_DamageEB_old+1) = DamIndic_C;

```

EK G

```
subroutine DucFrac(t,nstats,inc,indx_totstrain,indx_stress
*   ,indx_taccpls,indx_eqstress,indx_DamageDF)
implicit none
integer nstats,inc,indx_totstrain,indx_stress,indx_taccpls
*   ,indx_eqstress,indx_DamageDF
real*8 t,pv,r,v,str_pr_in,str_pr,pveps,reps,veps,eps_pr
dimension t(nstats),pv(3),r(3,3),v(6),str_pr_in(3)
*   ,str_pr(3),pveps(3),reps(3,3),veps(6),eps_pr(3)
real*8 c_lh1,c_lh2,c_lh3,c_rt1,c_rt2
real*8 str_mn,str_trx ,Lode_DF
*   ,Eps_LH1,Eps_LH2,Eps_LH, LH1_ctrl
*   ,Macauley, Eps_VGM,
c_lh1 = 8.215d0;
c_lh2 = 0.001d0;
c_lh3 = 0.415d0;
c_rt1 = 1.9d0;
c_rt2 = 5.55d0;
do i = 1,6
v(i) = t(indx_stress + i);
veps(i)=t(indx_totstrain + i);
enddo
call princv (pv,r,v,3,3,0,0,0)
do j = 1,3
str_pr_in(j) = pv(j);
If (str_pr_in(1) >= str_pr_in(2)) then
```

```

If (str_pr_in(1) >= str_pr_in(3)) then
    str_pr(1)=str_pr_in(1);
If (str_pr_in(2) >= str_pr_in(3)) then
    str_pr(2)=str_pr_in(2);
    str_pr(3)=str_pr_in(3);
else
    str_pr(2)=str_pr_in(3);
    str_pr(3)=str_pr_in(2);
endif
else
    str_pr(1)=str_pr_in(3);
    str_pr(2)=str_pr_in(1);
    str_pr(3)=str_pr_in(2);
endif
else
If (str_pr_in(3) >= str_pr_in(2)) then
    str_pr(1)=str_pr_in(3);
    str_pr(2)=str_pr_in(2);
    str_pr(3)=str_pr_in(1);
else If (str_pr_in(3) >= str_pr_in(1)) then
    str_pr(1)=str_pr_in(2);
    str_pr(2)=str_pr_in(3);
    str_pr(3)=str_pr_in(1);
else
    str_pr(1)=str_pr_in(2);
    str_pr(2)=str_pr_in(1);

```

```

        str_pr(3)=str_pr_in(3);
endif
endif
enddo
call princv (pveps, reps, veps, 3, 3, 0, 0, 0, 0)
do j = 1, 3
eps_pr(j) = pveps(j);
enddo

t(indx_DamageDF + 18) = veps(1);
t(indx_DamageDF + 19) = veps(2);
t(indx_DamageDF + 20) = veps(3);
str_mn = (str_pr(1) + str_pr(2) + str_pr(3))/3.0d0;
str_trx = str_mn / t(indx_eqstress);

t(indx_DamageDF + 8) = str_trx;
Lode_DF = ((2.0d0 * str_pr(2)) - str_pr(1) - str_pr(3))
* / (str_pr(1) - str_pr(3));
t(indx_DamageDF + 10) = Lode_DF;
Macauley = 1.0d0 + 3.0d0 * str_trx;
Eps_LH1 = 2.0d0 / dsqrt(3.0d0 + Lode_DF**(2.0d0));
LH1_ctrl = str_pr(1) - str_pr(3);
if (Macauley < 0.0d0) then
Eps_LH2 = 0d0;
else
Eps_LH2 = Macauley / 2.0d0;
endif

Eps_LH = c_lh3/((Eps_LH1**(c_lh1))*(Eps_LH2**(c_lh2)));

```



```
Eps_VGM = c_rt1 * dexp(-c_rt2 * str_trx);  
If (t(indx_taccpls) > Eps_LH) then  
t(indx_DamageDF + 1) = 100.0d0;  
else  
t(indx_DamageDF + 1) = (t(indx_taccpls)/Eps_LH) * 100.0d0;  
endif  
If (t(indx_taccpls) > Eps_VGM) then  
t(indx_DamageDF + 3) = 100.0d0;  
else  
t(indx_DamageDF + 3) = (t(indx_taccpls)/Eps_VGM) * 100.0d0;  
endif  
return  
end
```


ÖZGEÇMİŞ

Ad-Soyad :Toros Arda AKŞEN

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2012, Bursa Uludağ Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü
- **Yükseklisans** : 2017, Sakarya Üniversitesi, Makine mühendisliği Anabilim Dalı, Makine Tasarımı ve İmalat Bilim Dalı

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2012 yılında Bursa Uludağ Üniversitesi bitirme çalışması kapsamında Uludağ Üniversitesi ve Bursa Makine Mühendisleri Odasının düzenlediği sunum yarışmasında İkincilik Ödülü'nü kazandı.
- 2012-2014 yılları arasında ZT Mühendislik Proje Tesisat Taahhüt Elektrik İnşaat San. ve Tic. Ltd. Şti. firmasında makine mühendisi olarak çalıştı.

TEZDEN TÜRETİLEN ESERLER:

- Aksen, T.A., Sener, B. ve Firat, M. 2020. Failure Prediction Capability of Generalized Plastic Work Criterion, *Procedia Manufacturing*, 47, 1235-1240. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.190>
- Aksen T.A. ve Firat, M. 2021. Blank Thinning Predictions of An Aluminum Alloy in Hole Expansion Process Using Fnite Element Method, *SN Applied Sciences*, 3, 320. <https://doi.org/10.1007/s42452-021-04336-7>
- Aksen, T.A., Sener, B., Esener, E. ve Firat, M. 2022. Failure Prediction in Hole Expansion Test Using Generalized Plastic Work Criterion, *Procedia Structural Integrity*, 35, 82-90. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2021.12.051>
- Aksen T.A., Sener, B. ve Firat, M. 2023. A Numerical Evaluation of Forming Failure of an Aluminum Sheet due to Splitting Damage in Hole Expansion Process, *Journal of Testing and Evaluation*, 51(4). <https://doi.org/10.1520/JTE20220494>.

- Aksen T.A., Sener, B., Esener, E. ve Firat, M. 2023. Evaluation of Ductile Fracture Criteria in Combination with a Homogeneous Polynomial Yield Function for Edge Splitting Damage of DP Steels, *Material Testing*, 65(6), 824-843. <https://doi.org/10.1515/mt-2022-0359>.

DİĞER ESERLER:

- Aksen, T.A., Bakbak, O., Esener, E. ve Firat, M. (2018, 2-6, Mayıs). Investigation of Notch Root Strain Behaviors Under Combined Loadings. *4th International Conference on Engineering and Natural Science*, Kiev, Ukrayna.
- Bakbak, O., Aksen, T.A., Esener, E. ve Firat, M. (2018, 7-8, Mayıs). Dairesel Çentikli Bir Milin Orantısız Dinamik Yükleme Altındaki Davranışında Öteleme Gerilme Etkisinin Tespiti. *9th International Automotive Technologies Congress*, Bursa, Türkiye.
- Aksen, T.A., Sener, B., Esener, E. ve Firat, M. (2019, 17-21, Nisan). Earing Prediction of a Cup Drawing Process Based on The Quadratic Hill Yield Function. *3rd International Conference on Engineering Technology and Innovation*, Belgrad, Sırbistan.
- Sener, B., Aksen, T.A. ve Firat, M. 2021. On the Effect of Through-Thickness Integration for the Blank Thickness and Ear Formation in Cup Drawing FE Analysis, *European Mechanical Science*, 5(2), 51-55. <https://doi.org/10.26701/ems.781175>
- Esener, E., Aksen, T.A., Aysema, Ü. ve Firat, M. 2021. On the Prediction of Strength and Deformation Anisotropy of Automotive Sheets for Stamping Formability Analysis, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 43, 1-9. <https://doi.org/10.1007/s40430-021-03276-y>
- Melih, Ç., Aksen, T.A. ve Firat, M. 2021. Evaluating the Effectiveness of Combined Hardening Models to Determine the Behavior of a Plate with a Hole Under Combined Loadings, *European Mechanical Science*, 6(2), 97-104. <https://doi.org/10.26701/ems.1051057>
- Sener, B., Aksen, T.A., Esener, E. ve Firat, M. 2021. On the Use of Homogeneous Polynomial Yield Functions in Sheet Metal Forming Analysis, *Recent Advances in Polynomials*, IntechOpen, <https://doi.org/10.5772/intechopen.99412>
- Selek Kılıçarslan, E.S., Firat, M. ve Aksen, T.A. (2021, 1-3, Nisan). The Definition of the Anisotropic Behavior of Austenitic Stainless Steel with Hill48 Flow Criteria. *5th International Iron and Steel Symposium*, Karabük, Türkiye.
- Aysema, Ü., Aksen, T.A., Esener, E. ve Firat, M. (2021, 6-7, Eylül). Predictive Modeling Based on Angular Variations of Yield Stress Ratios and Lankford Parameters for DP800 Steel. *10th International Automotive Technologies Congress*, Bursa, Türkiye.

- İzzet, Ö., Aksen, T.A. ve Firat, M. (2021, 6-7, Eylül). Vibration Fatigue Damage Estimation and Evaluation of Damage Models in Metallic Structures. *10th International Automotive Technologies Congress*, Bursa, Türkiye.
- Aksen, T.A., Sener, B., Esener, E. ve Firat, M. (2021, 6-7, Eylül). Prediction of Earing Profile in Cup Drawing Test Using Hill48 Criterion. *10th International Automotive Technologies Congress*, Bursa, Türkiye.
- İzzet, Ö., Aksen, T.A. ve Firat, M. (2021, 20-22, Mayıs). A Method Development about Fatigue Damage Estimation at Metallic Structures Using PSD Technique. *2th International Conference on Innovative Engineering Application*, Muş, Türkiye.
- Sener, B., Aksen, T.A. ve Firat, M. (2021, 1-3, Nisan). Variation of Anisotropy with Plastic Strain and Its Effect on the Yield Surface Shape of Austenitic Stainless Steel. *5th International Iron and Steel Symposium*, Karabük, Türkiye.
- Aksen, T.A., Sener, B., Esener, E. ve Firat, M. (2021, 1-3, Nisan). Edge Thinning Prediction of a Hole Under Stretching. *5th International Iron and Steel Symposium*, Karabük, Türkiye.
- Habraken, A.M., Aksen, T.A., Alves, J.L., Amaral, R.L., Betaieb, E., Chandola, N., Corallo, L., Cruz, D.J., Duchene, L., Engel, B., Esener E., Firat, M., Sörensen, P.F., Lopez, J.G., Ghiabakloo, H., Kestens, L.A.I., Lian, J., Lingam, R., Liu, W., ... Vincze, G. (2022). Analysis of ESAFORM 2021 Cup Drawing Benchmark of an Al Alloy, Critical Factors for Accuracy and Efficiency of FE Simulations. *International Journal of Material Forming*, 15, 61. <https://doi.org/10.1007/s12289-022-01672-w>
- Firat, M., Sener, B., Aksen, T.A. ve Firat, M. 2022. Earing Prediction of 2090-T3 Aluminum-Cups Using a Complete Homogenous Fourth-order Polynomial Yield Function, *Materials Testing*, 64(10), 1480-1494. <https://doi.org/10.1515/mt-2022-0201>
- Sener, B., Aksen, T.A., Esener, E. ve Firat, M. 2022. On the Effect of Numerical Parameters in Finite Element Through Thickness Modeling for Springback Prediction, *Research on Engineering Structures and Materials*, 8(4), 799-809. <https://doi.org/10.17515/resm2022.415st0308tn>
- Aksen T.A., Ozsoy, M. ve Firat, M. 2023. Earing Prediction Performance of Homogeneous Polynomial-based Yield Function Coupled With The Combined Hardening Model for Anisotropic Metallic Materials, *Pamukkale University Journal of Engineering Sciences*, <https://doi.org/10.5505/pajes.2023.79804>
- Aksen T.A. ve Firat, M. 2023. Effect of The Yield Surface Evolution on The Earing Defect Prediction, *Revista de Metalurgia*, 59(1), e235. <https://doi.org/10.3989/revmetalm.235>