

**DP800 ÇELİĞİ İÇİN MMC HASAR MODELİNİN ÇEŞİTLİ
SERTLEŞME MODELLERİ VE AKMA KRİTERLERİ ALTINDA
KALİBRASYONU**

RECEP YILDIZ

**YÜKSEK LİSANS TEZİ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

**DANIŞMAN
DOÇ. DR. NURİ ŞEN**

DÜZCE, 2024

T.C.
DÜZCE ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

DP800 ÇELİĞİ İÇİN MMC HASAR MODELİNİN ÇEŞİTLİ
SERTLEŞME MODELLERİ VE AKMA KRİTERLERİ ALTINDA
KALİBRASYONU

Recep YILDIZ tarafından hazırlanan tez çalışması aşağıdaki jüri tarafından Düzce Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı'nda **YÜKSEK LİSANS TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Tez Danışmanı

Doç. Dr. Nuri ŞEN
Düzce Üniversitesi

Jüri Üyeleri

Doç. Dr. Nuri ŞEN
Düzce Üniversitesi

Doç. Dr. Serkan APAY
Düzce Üniversitesi

Doç. Dr. Vedat TAŞTEMİR
Kütahya Dumlupınar Üniversitesi

Tez Savunma Tarihi: 25/07/2024

BEYAN

Bu tez çalışmasının kendi çalışmam olduğunu, tezin planlanmasından yazımına kadar bütün aşamalarda etik dışı davranışımın olmadığını, bu tezdeki bütün bilgileri akademik ve etik kurallar içinde elde ettiğimi, bu tez çalışmasıyla elde edilmeyen bütün bilgi ve yorumlara kaynak gösterdiğimi ve bu kaynakları da kaynaklar listesine aldığımı, yine bu tezin çalışılması ve yazımı sırasında patent ve telif haklarını ihlal edici bir davranışımın olmadığını beyan ederim.

25 Temmuz 2024

Recep YILDIZ

TEŞEKKÜR

Yüksek lisans öğrenimimde daima bana güvenen, akademik çalışmalarıyla motivasyon kaynağı olan ve bu tezin hazırlanmasında gösterdikleri her türlü destek ve yardımlardan dolayı çok değerli hocamlarım Arş. Gör. Tolgahan CİVEK'e ve Doç. Dr. Nuri ŞEN'e en içten dileklerimle teşekkür ederim.

Eğitim hayatım boyunca bana güvenen ve her türlü maddi manevi desteklerini benden esirgemeyen annem Satiye YILDIZ ve babam İbrahim YILDIZ'a sonsuz hürmet ve teşekkürlerimi sunarım.

Yüksek lisans eğitimim ve tez sürecim boyunca, hep yanımda olan, beni destekleyen ve motive eden sevgili eşim Lizge YILDIZ'a en içten teşekkürlerimi sunarım.

25 Temmuz 2024

Recep YILDIZ

İÇİNDEKİLER

Sayfa No

ŞEKİL LİSTESİ.....	vi
ÇİZELGE LİSTESİ.....	vii
KISALTMALAR.....	viii
SİMGELER	ix
ÖZET	x
ABSTRACT	xi
1. GİRİŞ.....	1
2. MATERYAL VE YÖNTEM	7
2.1. MALZEME VE TEST NUMUNELERİ	7
2.2. ÇEKME TESTLERİ	8
2.3. SERTLEŞME MODELLERİ	9
2.4. VERİM KRİTERLERİ	12
2.5. MMC HASAR MODELİ.....	14
2.6. FEA MODELLEME.....	15
3. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR	16
3.1. SERTLEŞME MODELLERİNİN VE AKMA KRİTERLERİNİN KUVVET-YER DEĞİŞTİRME EĞRİLERİ ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ.....	16
3.2. SERTLEŞME MODELLERİNİN VE AKMA KRİTERLERİNİN YENİLME ŞEKİL DEĞİŞTİRMELERİ VE MMC KIRILMA YÜZEYLERİ ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ	20
4. SONUÇ	24
5. KAYNAKLAR.....	26
ÖZGEÇMİŞ.....	30

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa No

Şekil 1.1. Farklı tür çeliklerin uzama ve mukavemet kapasiteleri.....	1
Şekil 1.2. Otomobillerde yüksek mukavemetli çeliklerin kullanıldığı yerler.....	2
Şekil 1.3. DP çeliğine ait şematik mikroyapı resmi	3
Şekil 1.4. Soğuk haddelenmiş, sade karbonlu ve çift fazlı çeliğe ait mukavemet-şekil değişimi grafiği	3
Şekil 1.5. DP çeliğine, sıcak haddeleme sonrası uygulanan ısı işlem grafiği.....	4
Şekil 2.1. a) Tek Eksenli, b) Düzlem Şekil Değiştirme ve c) MMC hasar modeli parametrelerini elde etmek için kesme gerilimi test numuneleri	8
Şekil 2.2. Haddeleme yönü, çapraz yön ve enine yön boyunca%10 deformasyona kadar deforme olmuş DP800 çeliğinin mühendislik gerilim gerinim grafiği ...	9
Şekil 2.3. Tek eksenli çekme testi simülasyonu için oluşturulan FEA modeli.....	10
Şekil 2.4. Sertleştirme modeli parametreleri için kullanılan parametre kalibrasyon şeması	11
Şekil 2.5. a) Hollomon ve b) voce sertleşme modellerine dayalı olarak tahmin edilen akış stres eğrileri.....	12
Şekil 2.6. Von-Misses ve Hill-48 akma kriterlerine göre elde edilen akma yüzeyleri ...	13
Şekil 2.7. r ve gerilme oranı değerlerinin ölçülen ve hesaplanan değerlerinin karşılaştırılması	13
Şekil 2.8. Başlangıçtaki ağ yapılarıyla oluşturulan FEA modelleri.....	15
Şekil 3.1. Hollomon sertleşmesi, a), b), c) ve Voce sertleşmesi, d), e), f) modellerinin Tek Eksenli, a,d), Düzlem gerinim, b,e), 'de hesaplanan kuvvet – yer değiştirme eğrileri üzerindeki etkisi ve Kesme, c,f), Von-Misses akma kriteri için deformasyonlar	18
Şekil 3.2. Hollomon sertleşmesi, a), b), c) ve Voce sertleşmesi, d), e), f) modellerinin Tek Eksenli, a,d), Düzlem gerinim, b,e), 'de hesaplanan kuvvet – yer değiştirme eğrileri üzerindeki etkisi ve Kesme, c,f), Hill-48 akma kriteri için deformasyonlar.....	19
Şekil 3.3. a) Von-Misses ve b) Hill-48 akma kriterleri için deneysel ve FEA kuvvet-deplasman verilerinin karşılaştırılmasından hesaplanan yüzde hata değerleri.....	20
Şekil 3.4. Hollomon, a,b) ve Voce, c,d), Von-Misses, a,c) ve Hill-48, b,d) ile eşleştirilmiş sertleştirme modellerinin MMC üzerindeki akma kriterlerinin etkisi kırılma yüzeyi.	21
Şekil 3.5 .a) Von-Misses ve b) Hill-48 akma kriteri için tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme testleri için sertleşme modellerinin yenilme gerinim değerlerine etkisi	22
Şekil 3.6. Tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme testlerinde sertleşme modellerinin ve akma kriterlerinin öngörülen kırılma yüzeyleri üzerindeki etkisi.	23

ÇİZELGE LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Çizelge 2.1. DP800 çeliğinin kimyasal bileşimi	7
Çizelge 2.2. DP800 çeliğinin sacın yuvarlanma, çapraz ve enine yönleri boyunca elde edilen akma gerilmeleri ve anizotropik katsayıları	9
Çizelge 2.3. Kalibre edilmiş sertleştirme modeli parametre değerleri.	11
Çizelge 2.4. Simülasyonlarda kullanılan Hill-48 akma kriterinin belirlenen parametreleri.....	13



KISALTMALAR

FEA	Sonlu Elemanlar Analizi
MMC	Modifiye Mohr-Coulomb
AHSS	Geliştirilmiş Yüksek Mukavemetli Çelikler
DP	Çift Fazlı Çelikler
FLD	Şekillendirme Sınır Diyagramı
M-K	Marciniak-Kuczynsk
GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman
CDM	Merkezi Farklar Yöntemi
EDM	Elektro Erozyonla İşleme



SİMGELER

G	İletkenlik
P	Güç (elektrik akımı için)
S	Siemens
σ	Öz İletkenlik
Ω	Ohm
Δr	Düzlemsel Anizotropi Katsayısı
r_m	Normal Anizotropi Katsayısı
r	Akma Gerilimi Değerleri
K, n	Hollomon Sertleşme Modeli Parametreleri
$V1, V2$	Voce Sertleşme Modeli Parametreleri
$\sigma(Tahmini, i)$	Sertleşme Modelleri Tarafından Tahmin Edilen Akış Stresini
$\sigma(Deneysel, i)$	Deneysel Akış Stresini
η	Gerilim Üç Eksenliliği
σ_m	Ortalama Gerilimi
σ_{vM}	Von Kayıp Gerilimi
θ	Lode Açısı
ζ	Normalleştirilmiş Deviatorik Değişmezi
A	Sertleşme Katsayısı
n	Gerinim Sertleşme Üssü
c_1	Kırılma Geriniminin Gerilim Üç Eksenliliğine Bağımlılığı

ÖZET

DP800 ÇELİĞİ İÇİN MMC HASAR MODELİNİN ÇEŞİTLİ SERTLEŞME MODELLERİ VE AKMA KRİTERLERİ ALTINDA KALİBRASYONU

Recep YILDIZ

Düzce Üniversitesi

Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

Yüksek Lisans Tezi

Danışman: Doç. Dr. Nuri ŞEN

Temmuz 2024, 29 sayfa

Sonlu Elemanlar Analizinin (FEA) sac şekillendirme proseslerinde kullanımı her geçen gün artmaktadır. Son yıllarda yapılan çalışmalarda, Lode açısı parametresi ve gerilim üç eksenliliğinin etkilerini içeren hasar modelleri, saclarda kırılma başlangıcını tahmin etmede yaygın olarak kullanılmaktadır. Ancak sertleşme modelinin ve akma kriterinin seçimi, oluşturulan kırılma yüzeyi üzerinde önemli etkilere sahip olabilir ve doğru şekilde kalibre edilmediği takdirde hatalı kırılma tahminlerine yol açabilir. Bu çalışmada, Modifiye Mohr-Coulomb (MMC) hasar modeli, iki farklı sertleşme modeli (Hollomon ve Voce) ve iki farklı akma kriteri (Von-Mises ve Hill-48) kullanılarak DP800 çeliği için kalibre edilmiştir. Sertleşme modellerinin ve akma kriterlerinin MMC'nin öngörülen kırılma yüzeyi üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Farklı deformasyon modları (tek eksenli gerilim, düzlem gerinim ve kayma) için kuvvet-yer değiştirme eğrilerini tahmin etme yetenekleri karşılaştırılmıştır. Sonuçlara göre her iki sertleşme modelinin tahminlerinde %6'ya varan hata payı olduğu ancak Voce sertleşme modelinin kuvvet-yer değiştirme davranışlarını tahmin etmedeki doğruluğunun yanı sıra kırılma davranışını tahmin etmede de başarılı olduğu görülmüştür.

Anahtar Sözcükler: Sonlu Elemanlar Analizi, Modifiye Mohr-Coulomb, Hasar modeli, DP800, Sac şekillendirme

ABSTRACT

THE CALIBRATION OF THE MMC DAMAGE MODEL UNDER VARIOUS HARDENING MODELS AND YIELDING CRITERIONS FOR DP800 STEEL

Recep YILDIZ

Düzce University

Graduate School, Department of Mechanical Engineering

Master's Thesis

Supervisor: Assoc. Prof. Dr. Nuri ŞEN

July 2024, 29 pages

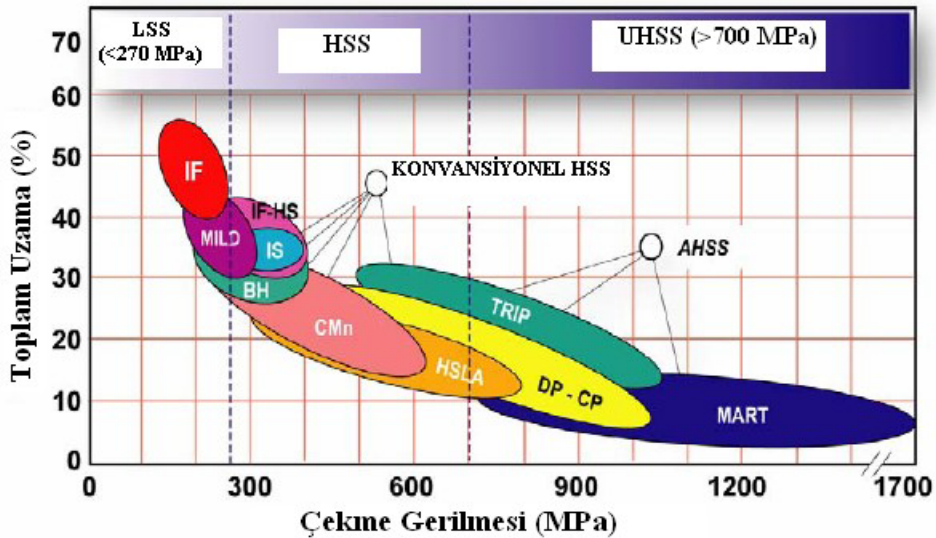
The use of Finite Element Analysis (FEA) in sheet metal forming processes has been increasing day by day. In recent studies, damage models that feature the effects of Lode angle parameter and stress triaxiality have been widely used in predicting fracture onset in sheet metals. However, the selection of the hardening model and yielding criterion can have significant impacts on the created fracture surface, and if not calibrated accurately, it can lead to erroneous fracture predictions. In this study, Modified Mohr-Coulomb (MMC) damage model has been calibrated for DP800 steel by using two different hardening models (Hollomon and Voce) and two different yielding criterions (Von-Mises and Hill-48). The effects of the hardening models and the yielding criterions on the predicted fracture surface of MMC have been investigated. Their prediction capability of the force-displacement curves for different deformation modes (uniaxial tension, plane strain and shear) have been compared. According to the results, it has been shown that both hardening models are accurate in their predictions up to 6% error, however, in addition to its accuracy in predicting force-displacement behaviours, the Voce hardening model has also been more successful in its fracture surface predictions.

Keywords: Finite Element Analysis, Modified Mohr-Coulomb, Damage model, DP800, Sheet metal forming

1. GİRİŞ

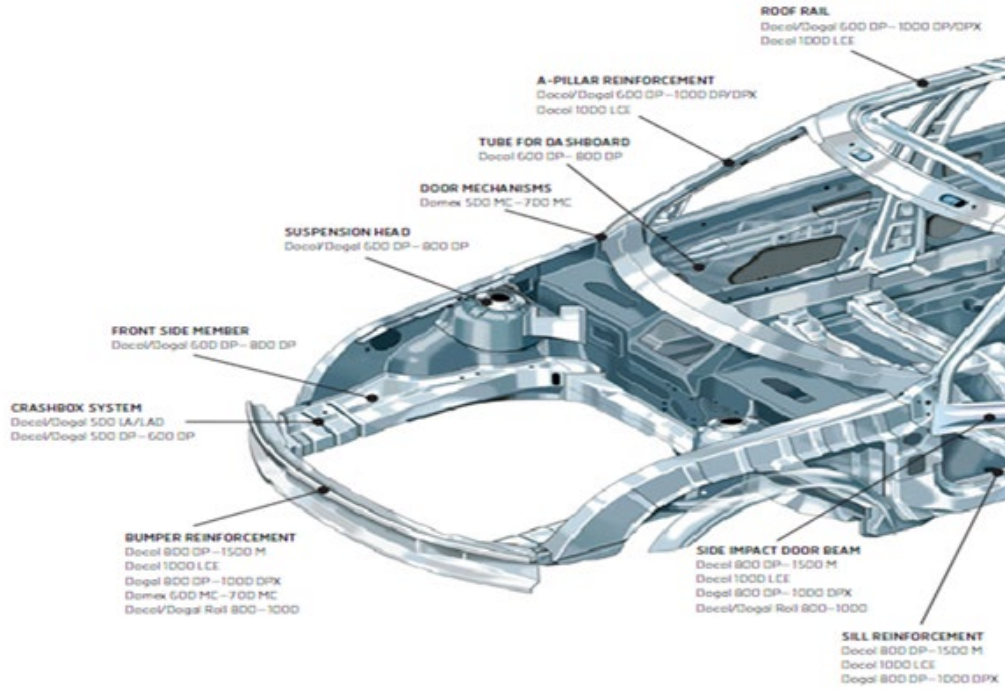
Günümüzde, teknolojik alanda yaşanan gelişmeler, kendini otomotiv sektöründe de göstermektedir. Otomotiv sektöründeki gelişimin önemli alanlarından biriside, yüksek mukavemetli çeliklerin geliştirilmesi ile olmuştur. Bu çeliklerin sağladıkları yüksek mukavemet değerleri ve şekillendirilebilirlik özellikleri sayesinde otomotiv sektöründe oldukça yaygın olarak kullanılmaktadır.

Günümüzde araçların yakıt tüketimini düşürmek ve aynı zamanda yolcu güvenliğini sağlamak otomotiv sektörünün her zaman birincil amacı olmuştur. Geliştirilmiş yüksek mukavemetli çelikler (AHSS) çok yüksek mukavemet, deformasyon sırasında mükemmel enerji absorpsiyonu ve gerinim sertleştirme özellikleri sebebiyle önemli avantajlar sağlamaktadır. Çift fazlı çelikler (DP) AHSS çelik grubundan olup, sağladıkları geniş mukavemet aralıkları, kaza anında yüksek enerji absorbe etme yetenekleri ve oldukça iyi şekillendirilebilirlik özellikleri ile otomotiv sektörünün tercih ettiği en önemli çelik türlerindendir. [1]. Şekil 1.1’de farklı çelik türlerinin çekme mukavemeti değerlerine kıyasla toplam uzama kapasiteleri gösterilmiştir.



Şekil 1.1. Farklı tür çeliklerin uzama ve mukavemet kapasiteleri [2].

Şekil 1.1 de verilen değerler incelendiğinde benzer uzama kapasiteleri için AHSS çeliklerinin çok daha yüksek bir mukavemete sahip oldukları görülmektedir. DP çelikleri de yüksek mukavemetleri sayesinde otomotiv parçalarının daha ince cidarlı olarak üretilmesine olanak sağlamaktadır. Bu durum toplam araç ağırlığının düşürülmesinde önemli bir rol oynamaktadır. DP çeliklerinin sağlamış olduğu bu faydalardan dolayı otomotiv sektöründe yaygın olarak kullanılmaktadır. Şekil 1.2’de DP çeliklerinin otomotiv gövdesinde yoğun olarak kullanıldığı kısımlar gösterilmektedir [3].

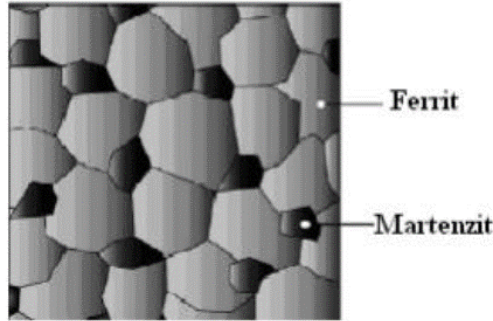


Şekil 1.2. Otomobillerde yüksek mukavemetli çeliklerin kullanıldığı yerler [3].

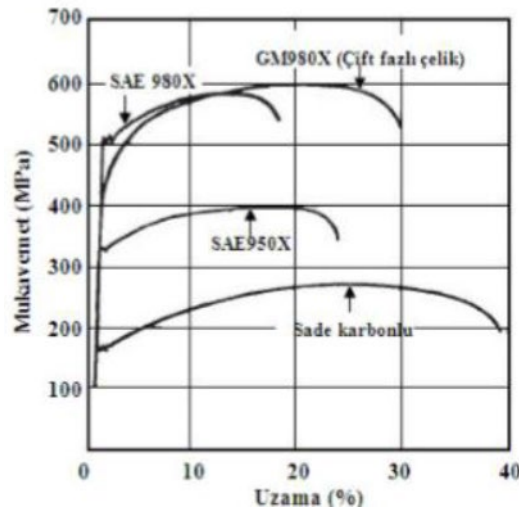
DP çeliklerin otomotiv sektörüne kazandırmış olduğu bu mükemmel özellikler iç yapılarındaki ferrit ve martenzit yapılarının dağılımlarından kaynaklanmaktadır. Şekil 1.3 te DP çeliğine ait iç yapı gösterilmiştir. DP çeliklerinin iç yapılarında, ferrit matriks içinde, adacıklar şeklinde, martenzit yapısı bulunur. Genellikle düşük karbonlu olarak üretilen bu çeliklerde ferrit ve martenzitin yanı sıra yapıda perlit, beynit ve kalıntı ostenit de bulunabilir. DP çeliğin yapısında bulunan ferrit fazı çeliğe şekillendirilebilirlik özellikleri sağlarken, martenzit yapısı ile çeliğe mukavemet kazandırılır. Çift fazlı çelikte bulunan martenzit fazı malzemenin mukavemetini arttırdığı gibi, darbeli çalışma, çökme ve eğilme gibi karakterlerini de iyileştirir. Şekil 1.4.’de verilmiş grafiğe bakıldığında DP çeliğinin diğer çelik türlerine göre çok daha yüksek bir mukavemete sahip olduğu

görülürken, şekillendirilebilme kabiliyeti ise diğer çelikler ile benzer bir oran göstermektedir. Bu durum DP çeliğinin diğer çeliklere göre daha yüksek enerji absorbe etmesini sağlamaktadır [4]. Çift fazlı çelikler interkritik bölgede (östenit+ferrit faz bölgesi) tavlama işlemi sonrasında uygun hızda soğutularak yeterli miktarda östenitin martenzit fazına dönüşümüyle elde edilmektedir. Kritik soğutma hızında var olan östenitin tamamı martenzit fazına dönüşerek yapı ferrit martenzit karışımı haline gelir [5]. DP çeliklerine uygulanan ısıt işlemleri Şekil 1.5 de görülmektedir. Sıcak haddeleme sonrası çelik bir miktar soğutulur ardından beklenir. Daha sonra ani soğutma ile yapısında bulunan östenit, martenzite dönüştürülür. Bu soğuma hızı değiştirilerek yapıda bulunan martenzit miktarı da değiştirilebilmektedir. Çeliğin içerisindeki bu martenzit oranları değiştirilerek çok çeşitli mukavemet değerlerine sahip DP çelikleri üretilebilmektedir (Örneğin; DP600, DP800, DP1000, DP1200).

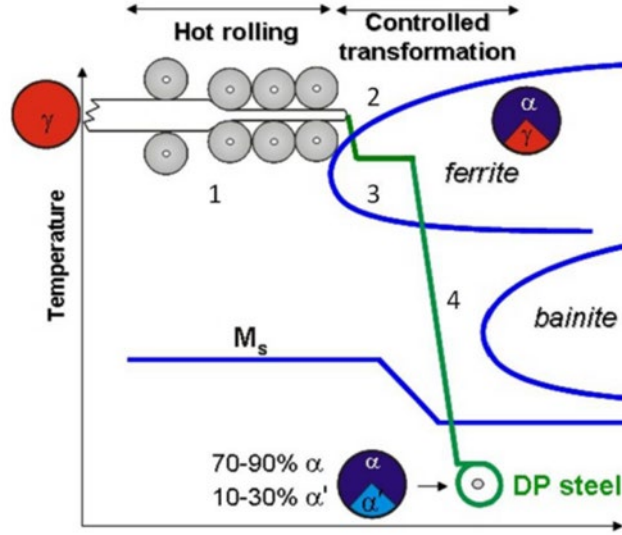
Ferrit-Martenzit (DP)



Şekil 1.3. DP çeliğine ait şematik mikroyapı resmi [6]



Şekil 1.4. Soğuk haddelenmiş, sade karbonlu ve çift fazlı çeliğe ait mukavemet-şekil değişimi grafiği [4]



Şekil 1.5. DP çeliğine, sıcak haddeleme sonrası uygulanan ısıt işlem grafiği

Sac metal şekillendirme proseslerinde sonlu elemanlar yönteminin kullanılması bir çok avantaj sağlamaktadır. Bu avantajları anlayabilmek için, bir tasarım için gerekli olan şekillendirilmiş sacı ele alacak olursak; sac şekillendirme işleminin gerçekleşmesi için kalıp imalatı yapılmalıdır. Yapılmış olan kalıp ile sac şekillendirme işlemi yapılırken, sac da yırtılma, kopma, yüzeyinde deformasyon, homojen olmayan uzama vb. durumlar görülebilir. Meydana gelen hatalar neticesinde, imal edilmiş olan kalıbın revize edilmesi, seçilmiş olan presin değiştirilmesi veya presleme parametrelerinin değiştirilmesi, sac kalınlığının değiştirilmesi yada kalıbın yeniden tasarlanması gibi çözümler üretilmesi gerekmektedir. Bu değişkenleri sırayla yada bir kaçının birlikte değiştirilerek tasarlanmış parça elde edilebilir. Sonlu elemanlar yönteminin kullanılması ile birlikte, şekillendirilmesi istenilen parça için, kalıp tasarımı ve şekillendirme parametreleri bilgisayar ortamında analiz edilerek, şekillendirme sırasında oluşabilecek hatalar önceden tespit edilebilir ve bu tespitler neticesinde uygun kalıp tasarımı ve presleme işlemi parametreleri belirlenir. Böylelikle kalıp imalatı ve şekillendirme işlemi çok daha kısa bir sürede tamamlanmış olur. DP çeliklerinin otomotiv parçası olarak kullanıldığı çoğu kısımda, sac metal şekillendirme işlemi yapılarak uygun tasarım elde edilir. Bu işlem yapılırken şekillendirilebilirlik ve kalıp tasarımı işlemleri sırasında sonlu elemanlar yöntemi etkin bir şekilde kullanılmaktadır. Sonlu elemanlar analizinin sağladığı bu avantajlar sayesinde, sac şekillendirme tasarım süreçleri ve kalıp tasarımı sürecinde deneme yanılma sırasında kaybedilen zamanın ortadan kalkması ve maliyetin düşmesi, sonlu elemanlar yönteminin önemini ortaya koymaktadır.

Bilgisayar destekli yapılan sonlu elemanlar analizlerinde, yırtılma olayı yüksek bir hassasiyette tahmin edilebilmektedir. Bu işlem yapılırken, şekillendirme sınır diyagramı(FLD), Marciniak-Kuczynsk (M-K) analizinin gerçekleştirilmesi, çeşitli hasar modellerinin kullanılması vb. gibi çeşitli yöntemlerden yararlanılır [8]. Analiz yapılırken hangi yöntem tercih edilirse edilsin, sac şekillendirme simülasyonlarında doğru bir hasar tahmini için seçilen sertleşme modeline ve akma kriterine göre bir kalibrasyon işleminin yapılması gerekmektedir [9].

Bilinen en geleneksel ve sıklıkla kullanılan hasar tahmin yöntemlerinden biri FLD'dir. FLD, bir dizi Nakajima testi yapılarak sacın hasara uğramasına neden olan sınırlayıcı majör ve minör gerinimlerin belirlendiği bir yöntemdir [10]. FLD yöntemi birçok uygulama için yaygın olarak kullanılmasına rağmen, FLD'yi elde etmek için gereken deney miktarının yüksek olması ve deneyleri gerçekleştirmek için harcanan uzun süre, zaman ve maliyet kaybına neden olabilir [11],[12]. Ayrıca FLD yöntemiyle yapılan hasar tahminleri, deformasyon sırasında sac üzerindeki gerinim yolunun değiştiği senaryolarda hatalı sonuçlara yol açabilmektedir [13], [14].

M-K analizi, sac metal içinde küçük bir kalınlık farkı veya oluk şeklinde bir kusurun olduğunu varsayan analitik bir şekillendirilebilirlik modelidir [15], [16]. Yırtılma gerinimi, oluğun içerisindeki gerinimin, kusur bölgesinin dışındakine göre kritik bir değere ulaştığında belirlenir [17]. Bununla birlikte, kusur bölgesi içindeki ve kusur bölgesi dışındaki kalınlığın oranı olan kusur oranı, tahmin edilen hasar gerinimleri üzerinde önemli bir etkiye sahiptir ve bu nedenle tahmin kabiliyetini geliştirmek için iyi tanımlanması gerekmektedir [18].

Sac metal şekillendirme simülasyonlarında kırılma tahmini, mikromekanik tabanlı veya fenomenolojik tabanlı modellere dayanan hasar modelleri aracılığıyla da gerçekleştirilebilir. Gurson [19], Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) [20] gibi mikromekanik tabanlı hasar modelleri, mikro yapıda boşlukların oluşması, büyümesi ve birleşmesi mekanizması yoluyla hasarın gelişimini dikkate alır. Xue-Wierzbicki [21], değiştirilmiş Mohr-Coulomb [22], Lou-Huh [23] ve Hosford-Coulomb [24] gibi fenomenolojik temelli hasar modelleri ise, gerilim üç eksenliliği, lode açısı gibi çeşitli parametrelerin etkilerini dikkate alarak, sac metal şekillendirme simülasyonu sırasında yırtılmayı tahmin eder.

Sac metal şekillendirme endüstrilerinde FEA için en önemli faktörlerden biri kullanılan modellerin basit olması ve kalibrasyon gereksinimlerinin az olmasıdır. Bu nedenle Fenomenolojik tabanlı hasar modelleri, Mikromekanik tabanlı ve merkezi farklar yöntemi (CDM) tabanlı hasar modellerine göre basitliği ve daha kolay uygulanabilirliği nedeniyle birçok sac şekillendirme simülasyonunda yaygın olarak tercih edilmektedir.

MMC hasar modeli, gerilme üç eksenliliği ve lode açısı parametresinin sac metal üzerindeki etkilerine dayanarak kırılmayı tahmin eden fenomenolojik temelli bir hasar modelidir [25]. Basitliği nedeniyle sac şekillendirme endüstrileri arasında kullanılan en bilindik hasar kriterlerinden birisidir. Kalibrasyonun yapılabilmesi için test numune sayısı artırılabilirse de, tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme deformasyonları için çekme testlerinin yapılması genellikle parametrelerinin elde edilmesi ve kalibre edilmesi için yeterli olmaktadır. Yırtılmaların belirlenmesinde hasar kriteri önemli bir rol oynasa da, sertleşme modelinin ve akma kriterinin seçimi FEA'da sac metal davranışını etkilediklerinden dolayı hayati öneme sahiptir [26]. Bu nedenle, hasar kriterleri, uygun sertleşme modeli ve akma kriterine göre kalibre edilmelidir. Literatürde pek çok çalışma, sertleşme modellerinin ve akma kriterlerinin hasar tahmini üzerindeki etkilerine dikkat çekmektedir. Örneğin Dizaji ve ark. [9], izotropik, kinematik ve birleşik sertleştirme gibi farklı sertleştirme kurallarının çeşitli hasar kriterleri üzerindeki etkisini incelemiştir. Uygun sertleştirme işleminin kullanılması durumunda hasar kriterlerinin tespit oranının arttığını göstermişlerdir. Ahn ve Seo [27], anizotropi ve diferansiyel sertleşmenin AZ31B magnezyum sacının hasar tespit tahmini üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Malzeme anizotropisi ve diferansiyel iş sertleşmesinin, AZ31B magnezyum sacının hasar tespit tahminini etkileyen birincil faktörler olduğunu belirtmişlerdir. Pek çok çalışmada sertleştirme kuralları ile akma kriterlerinin uygun şekilde birleştirilmesinin öneminden bahsedilmiştir [9], [27].

Görüldüğü üzere, DP çelikleri çok sık kullanılan çeliklerdir. Bu çeliklerin kullanımında FEA hasar tespitlerinin yapılması çok kritik bir öneme sahip olduğu anlaşılmaktadır. Sertleşme modelleri ve akma kriterlerinin analiz sonuçlarına ciddi etkileri olduğu da bir çok yapılan çalışmada bahsedilmiştir. Bu çalışmada DP800 çeliği için, farklı sertleşme modelleri ve akma kriterlerinin, MMC hasar yüzeyine olan etkileri incelenmiştir. Bu amaç doğrultusunda MMC hasar model parametreleri, dört farklı sertleşme modeli (Hollomon, Voce, Ghosh, Hocket and Sherby) ve üç farklı akma kriteri (Von-Misses, Hill-48, Barlat-89) için kalibre edilmiştir.

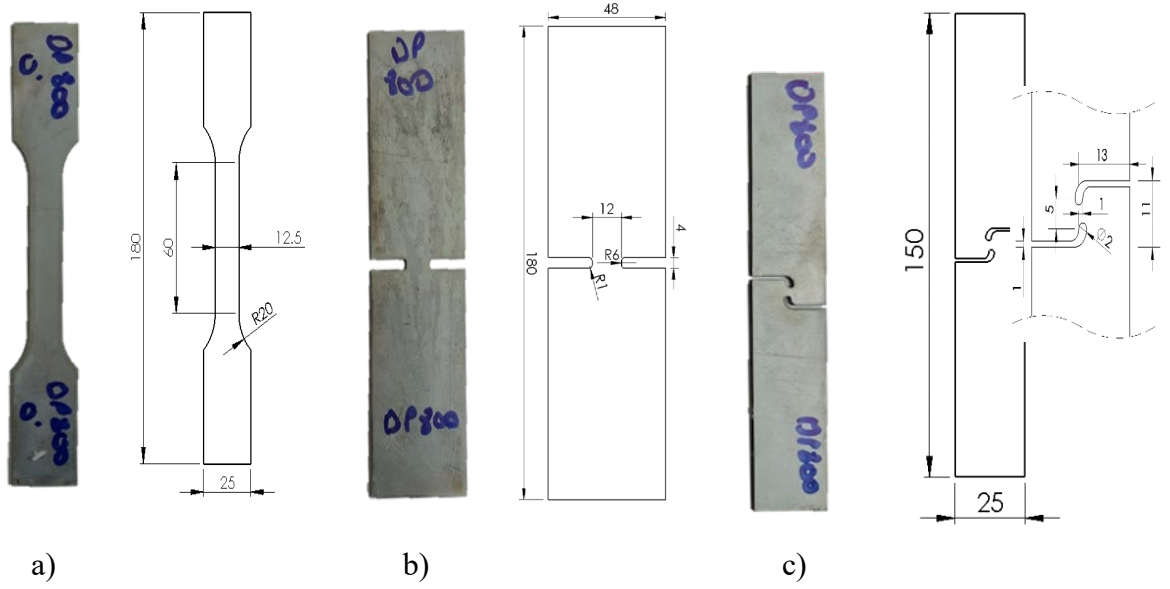
2. MATERYAL VE YÖNTEM

2.1. MALZEME VE TEST NUMUNELERİ

Bu çalışmada 1,2 mm kalınlığında DP800 çelik sacları kullanılmıştır. Çeliğin kimyasal bileşimi Çizelge 2.1’de gösterilmektedir. MMC hasar modeli, gerilim üç eksenliliği ve lode açısı parametresinin etkilerine dayanarak sac metaldeki yırtılma analiz edilmektedir. Bu nedenle, gerilim üç eksenliliği ve lode açısı parametresinin DP800 çeliği üzerindeki etkilerini elde etmek için üç farklı çekme numunesi (tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme) kullanılmış ve bunların çekme testi sonuçları, MMC hasar modeli parametrelerini kalibre etmek için kullanılmıştır. Çekme testi numunelerinin kesik kenarları boyunca oluşan yüzey kusurlarının ve ayrıca lazer kesim gibi kesme yöntemleriyle numunelere uygulanan ısı girdisinin çekme testi sonuçlarını değiştirebileceği bilinmektedir [28]. Bu nedenle yüzey kusurlarını ve ısı etkilerini ortadan kaldırmak amacıyla numunelerin kesilmesinde elektro erozyonla işleme (EDM) yöntemi kullanılmıştır. Kesilen çekme numuneleri Şekil 2.1’de gösterilmiştir.

Çizelge 2.1. DP800 çeliğinin kimyasal bileşimi [31]

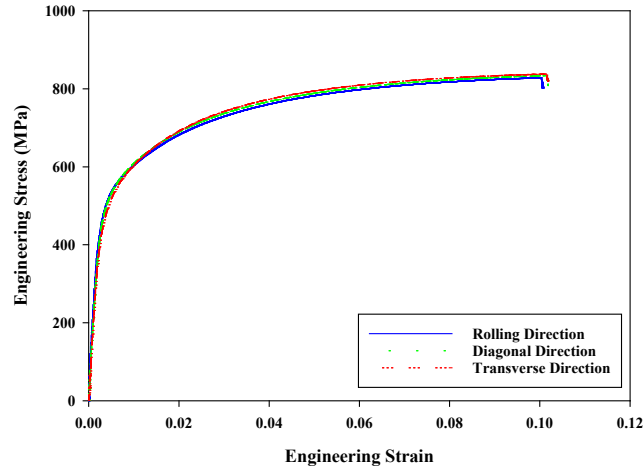
Malzeme	Fe	C	Si	Mn	P	S	Al	Ti	Nb	V
DP800	97,9	0,142	0,1908	1,489	0,0079	0,0039	0,0389	0,0013	0,0166	0,0124



Şekil 2.1. a) Tek eksenli, b) Düzlem şekil değiştirme ve c) MMC hasar modeli parametrelerini elde etmek için kesme gerilimi test numuneleri

2.2. ÇEKME TESTLERİ

Çekme testlerini gerçekleştirmek için 100 kN UTEST çekme test cihazı kullanıldı. Her bir çekme testi numunesi 0,001 s-1'de test edildi. Bununla birlikte, tek eksenli çekme testi numunesi, gerinim oranının DP800 çeliği üzerindeki etkisini incelemek için 0,01 s-1'de de test edildi. Sac metallere üzerindeki gerinimler, bir gerinim ekstensometresi ile 50 mm ölçüm uzunluğundan ölçüldü. Sac yönlülüğünün etkisini elde etmek için, tek eksenli çekme test numuneleri sacın haddeleme yönü (0°), diyagonal yönü (45°) ve enine yönü (90°) boyunca kesildi. Daha sonra %10 deformasyona kadar çekme testleri gerçekleştirildi ve numunelerin genişliği ve kalınlığı, çekme testlerinin ölçü bölümü boyunca $\pm 0,001$ mm doğrulukla bir mikrometre ile ölçüldü. Gerçekleşen testlerin gerilim gerinim grafiği Şekil 2.2 de gösterilmiştir. Sacın r değerlerini hesaplamak için en az beş farklı ölçüm alınmış ve bunların ortalama değerleri kullanılmıştır. Sac metalin haddeleme, diyagonal ve enine yönler boyunca r değerleri, Denklem 2.1'de gösterildiği gibi gerçek genişlik geriniminin gerçek kalınlık gerinimine oranı alınarak hesaplandı. Düzlemsel anizotropi katsayısı, Δr ve normal anizotropi katsayısı, r_m , sırasıyla Denklem 2.2 ve 2.3'te gösterilen denklemlere göre hesaplandı. Üç yön boyunca akma gerilimi değerleri, r değerleri, düzlemsel ve normal anizotropi katsayıları Çizelge 2.2'de gösterilmektedir.



Şekil 2.2. Haddeleme yönü, çapraz yön ve enine yön boyunca %10 deformasyona kadar deforme olmuş DP800 çeliğinin mühendislik gerilim gerinim grafiği

$$r_{0,45,90} = \frac{\varepsilon_{genişlik}}{\varepsilon_{kalınlık}} = \frac{\ln\left(\frac{w}{w_0}\right)}{\ln\left(\frac{t}{t_0}\right)} \quad (2.1.)$$

$$\Delta_r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (2.2.)$$

$$r_m = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.3.)$$

Çizelge 2.2. DP800 çeliğinin sacın yuvarlanma, çapraz ve enine yönleri boyunca elde edilen akma gerilmeleri ve anizotropik katsayıları

Malzeme	σ_0	σ_{45}	σ_{90}	r_0	r_{45}	r_{90}	Δ_r	r_m
DP800	515 MPa	524 MPa	507 MPa	1.04	0.90	0.84	0.04	0.92

2.3. SERTLEŞME MODELLERİ

Tek eksenli çekme testi yapılırken, numune başlangıçta nihai çekme gerilmesinin ulaştığı gerilme seviyesine kadar düzgün bir şekilde deforme olur. Nihai çekme gerilimine ulaşıldıktan sonra sac üzerinde bir boyun oluşur ve deformasyonun geri kalanı çoğunlukla numunenin boyun bölgesi boyunca meydana gelir [29]. Boyun verme olgusu nedeniyle, tek eksenli çekme testinden elde edilen akış gerilimi verileri yalnızca metal levhanın

akma gerilimi ile nihai çekme gerilimi arasında geçerlidir. Ancak birçok şekillendirme işlemi sırasında 1 gerinime kadar ulaşabilen büyük gerinim değerleri gözlenebilmektedir [30]. Bu nedenle, tek eksenli çekme testinden elde edilen akma gerilimi verilerinin seçilen bir sertleşme modeliyle daha büyük gerinimlere kadar tahmin edilmesi gerekmektedir. Sacın akış geriliminin sacın davranışı üzerinde önemli bir etkisi olduğundan, sertleşme modelinin seçimi ve sabitlerinin uygun kalibrasyonu FEA'da hayati bir süreçtir. Bu çalışmada denklemleri şekilde gösterilen bir gerinim sertleşme modeli (Hollomon) ve bir gerilim doygunluğu modelinin (Voce) sabitleri Denklem 4 ve 5 sırasıyla kalibre edildi ve simülasyonlarda kullanıldı. Sertleşme modellerine ait parametrelerin kalibrasyonu tersine mühendislik yöntemiyle gerçekleştirilmiştir. Parametrelerin başlangıç değerleri, Denklem 6'da gösterilen hata fonksiyonu en aza indirilerek tahmin edildi. Daha sonra, Şekil 2.3'de gösterildiği gibi, tek eksenli çekme testini başlangıçta tahmin edilen parametrelerle simüle etmek için bir FEA modeli oluşturuldu. Tahmin edilen kuvvet-şekil değiştirme eğrileri daha sonra oluşturuldu. Tek eksenli çekme testlerinden deneysel olarak elde edilen kuvvet-yer değiştirme eğrileriyle karşılaştırılmıştır. Son olarak sertleşme modellerinin parametreleri, deneysel olarak elde edilen ve tahmin edilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri arasında tatmin edici bir eşleşme elde edilene kadar yeniden ayarlandı. Parametre kalibrasyon şeması kısaca Şekil 2.4'te gösterilmektedir. Elde edilen son sertleştirme modeli parametreleri ve ekstrapolasyonlu akış eğrileri sırasıyla Çizelge 2.3 ve Çizelge 2.4'te gösterilmektedir.

$$\sigma_{Hollomon} = K\epsilon^n \quad (2.4.)$$

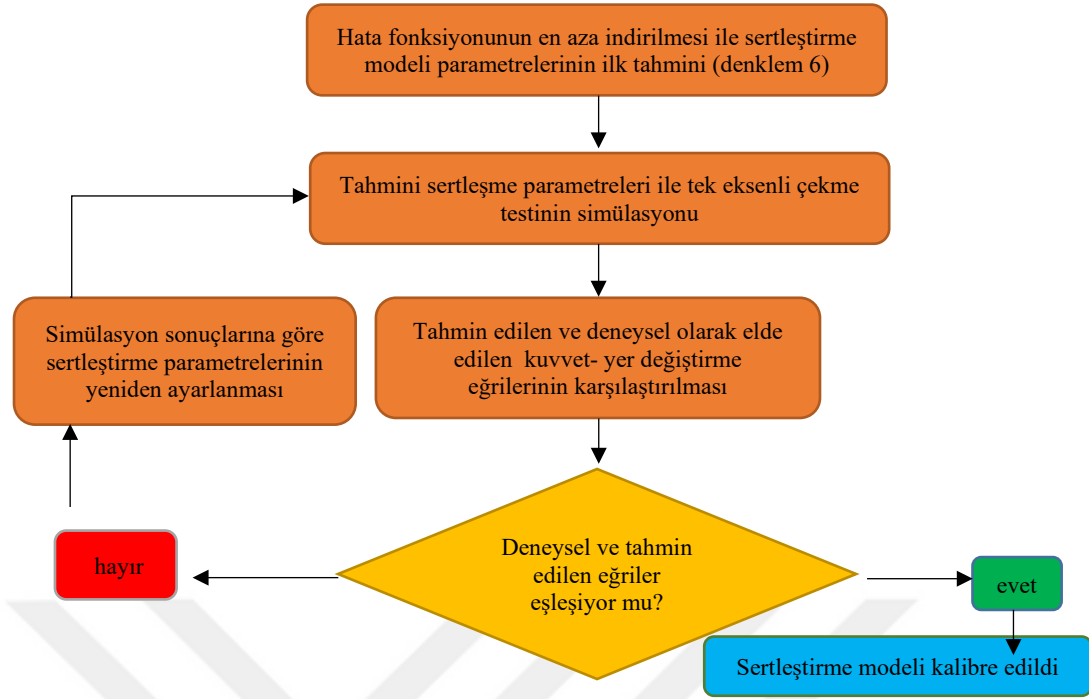
$$\sigma_{Voce} = \sigma_0 + V_1[1 - \exp(-V_2\epsilon)] \quad (2.5.)$$

$$\sum error = \sum_{i=0}^k (\sigma_{Tahmini,i} - \sigma_{Deneysel,i})^2 \quad (2.6.)$$

Burada, K ve n Hollomon sertleşme modeli parametrelerini temsil eder, V1 ve V2 Voce sertleşme modeli parametrelerini temsil eder ve $\sigma(Tahmini,i)$ ve $\sigma(Deneysel,i)$ sırasıyla sertleşme modelleri tarafından tahmin edilen akış stresini ve deneysel akış stresini temsil eder.



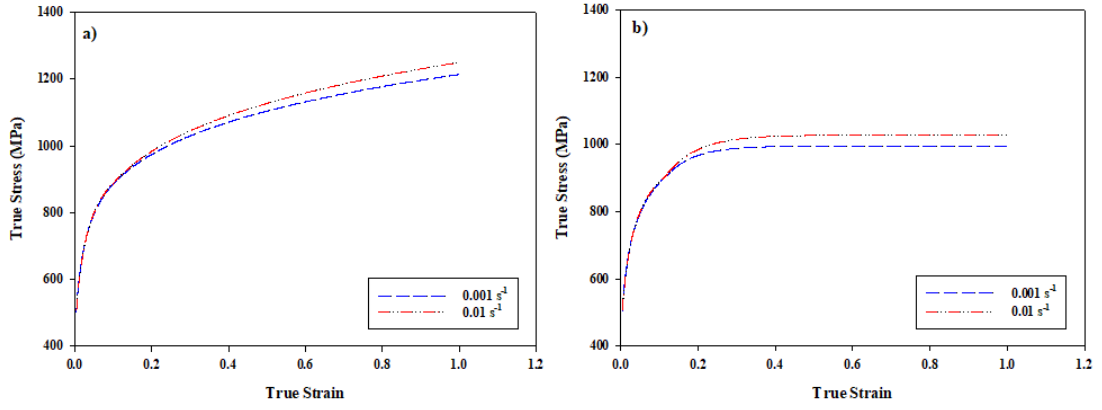
Şekil 2.3. Tek eksenli çekme testi simülasyonu için oluşturulan FEA modeli



Şekil 2.4. Sertleştirme modeli parametreleri için kullanılan parametre kalibrasyon şeması

Çizelge 2.3. Kalibre edilmiş sertleştirme modeli parametre değerleri.

Sertleştirme Modelleri	Gerinim Oranı (s ⁻¹)	Parametreler	Değerler
Hollomon	0.001	K	1213.98
		n	0.137
	0.01	K	1250
		n	0.149
Voce	0.001	σ_0	503.2 MPa
		V1	492
		V2	14.4
	0.01	σ_0	507.9 MPa
		V1	520
		V2	12.5



Şekil 2.5. a) Hollomon ve b) voce sertleşme modellerine dayalı olarak tahmin edilen akış stres eğrileri

2.4. AKMA KRİTERLERİ

Sac metaldeki akma, plastik deformasyonun başladığı an olarak tanımlanır. Sac üzerindeki akma sıcaklık, mikroyapı, plastik deformasyon, plastik gerinim yolu vb. gibi değişkenlere bağlı olarak farklılık gösterebilir. Plastik deformasyonun başlangıcını ve bunun ne kadar sürdüğünü belirlemek için esas olarak Von-Mises ve Hill-48 gibi çeşitli akma kriterleri kullanılır. Von-Mises, çeliğin tüm yönler boyunca mekanik özelliklerinin eşit olduğunu dikkate alan izotropik bir akma kriteri iken Hill-48 akma kriteri, çeliğin mekanik özelliklerindeki farklılıkları dikkate alan anizotropik bir akma kriteridir. Bu çalışmada Von-Mises ve Hill-48 akma kriterleri

MMC hasar modelinin kırılma yüzeyi üzerindeki etkilerini araştırmak için kullanıldı. Von-Mises ve Hill-48 akma kriterlerinin matematiksel ifadeleri Denklem 7 ve 8'de verilmiştir.

$$\bar{\sigma}_{Von-Mises} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (2.7.)$$

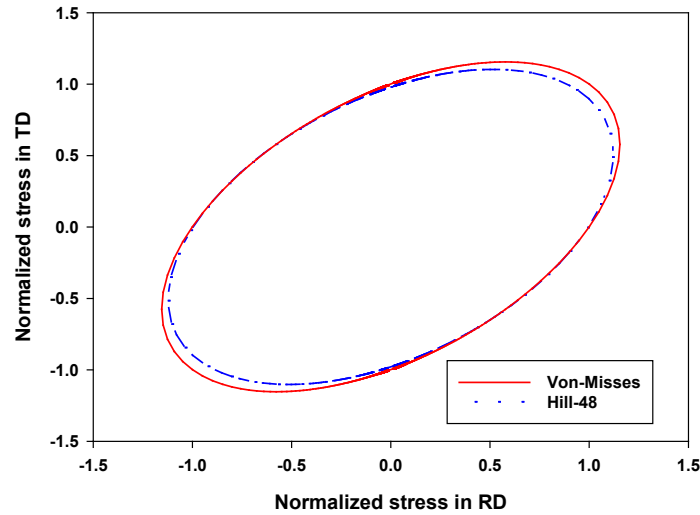
$$\bar{\sigma}_{Hill-48} = \frac{\sqrt{a_1(\sigma_y - \sigma_z)^2 + a_2(\sigma_z - \sigma_x)^2 + a_3(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 3a_4\tau_{zx}^2 + 3a_5\tau_{yz}^2 + 3a_6\tau_{xy}^2}}{\sqrt{2}} \quad (2.8.)$$

Burada σ_1 , σ_2 ve σ_3 sırasıyla x, y ve z koordinatları boyunca asal gerilmeleri temsil eder ve a_1 -...- a_6 Hill-48 akma kriterinin katsayılarını temsil eder.

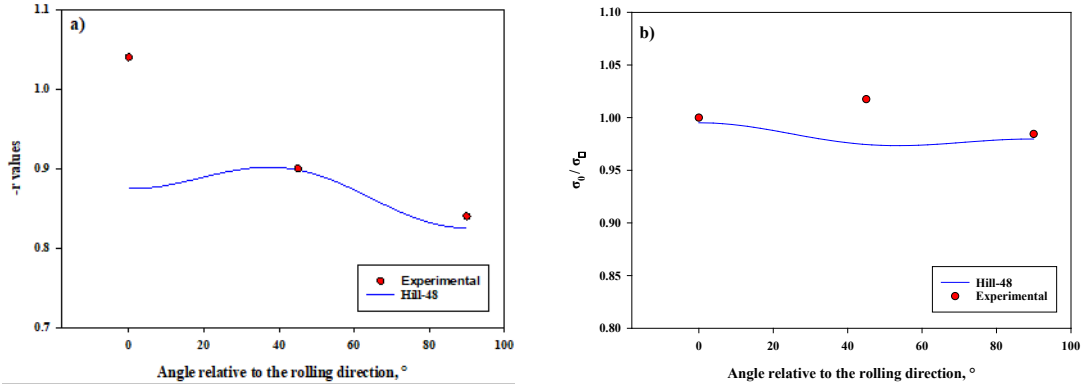
Hill-48 akma kriterinin katsayıları, katsayıların sacın haddeleme, diyagonal ve enine yönlerinde ölçülen r ve akma gerilimi değerlerine göre hesaplandığı karma yaklaşıma göre belirlenmiştir. Hill-48 akma kriterine ait belirlenen parametreler Çizelge 2.4'te verilmiştir. Von-Misses ve Hill-48 akma kriterlerine göre elde edilen akma yüzeyleri Şekil 2.6'te verilmiştir. Hill-48 akma kriterine ait belirlenen parametreler Tablo 4'te verilmiştir. Hesaplanan ve deneysel olarak elde edilen r ve σ değerlerinin karşılaştırılması Şekil 2.7'de değerler verilmiştir. Hill-48 akma kriterine ait katsayıların parametrelerinin belirlenmesinde karma yaklaşım yöntemi nedeniyle model hem r değerlerini hem de σ değerlerini eşleştirememiş, bunun yerine model her ikisine de yaklaşmıştır.

Çizelge 2.4. Simülasyonlarda kullanılan Hill-48 akma kriterinin belirlenen parametreleri.

Akma Kriteri	Parametreler					
	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6
Hill-48	1.1409	1.0717	0.9450	2	2	2.0650



Şekil 2.6. Von-Misses ve Hill-48 akma kriterlerine göre elde edilen akma yüzeyleri



Şekil 2.7. r ve gerilme oranı değerlerinin ölçülen ve hesaplanan değerlerinin karşılaştırılması

2.5. MMC HASAR MODELİ

Hasar modelleri, FEA'da sac metal şekillendirme simülasyonlarındaki arızayı tespit etmek için kullanılan araçlardır. Sac metal şekillendirme simülasyonlarında arızanın belirlenmesinde birçok hasar modeli kullanılabilir de, kalibrasyon işleminin daha kolay olması ve basit olması nedeniyle fenomenolojik modeller daha çok kullanılmaktadır. MMC hasar modeli, sacların şekillendirilebilirliğini etkileyen ana değişkenler olarak bilinen gerilim üç eksenliliği ve lode açısı parametrelerinin etkilerini dikkate alarak, sacın deforme olmasındaki hasar şekillerini tahmin etmektedir [31]. Gerilme üç eksenliliği, lode açısı parametresi ve MMC hasar modeline ilişkin ifadeler sırasıyla Denklem 9-11'de verilmiştir.

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{vM}} \quad (2.9.)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos(\zeta) \quad (2.10.)$$

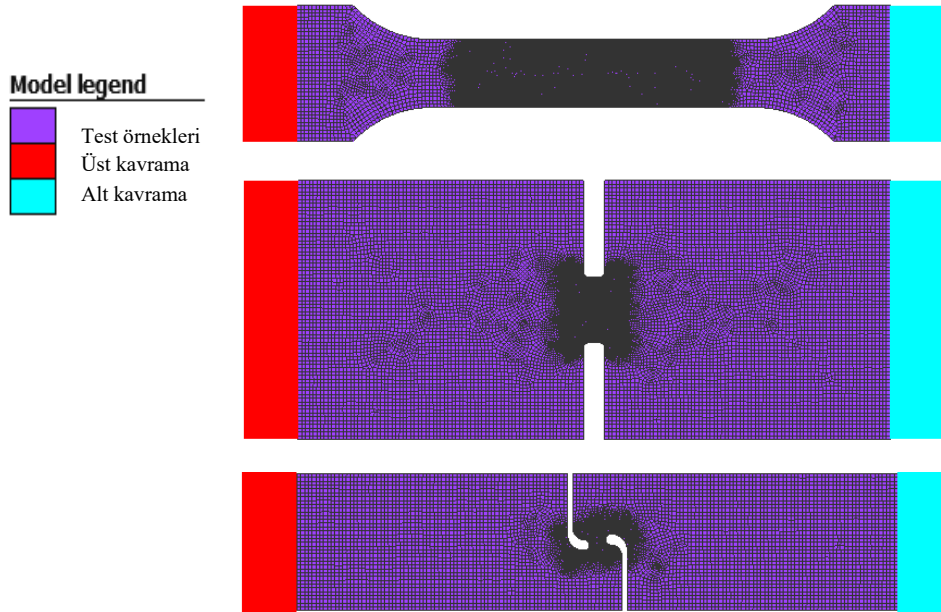
$$\bar{\epsilon}_f = \left\{ \frac{A}{C_2} \left[C_\theta^s + \frac{\sqrt{3}}{2-\sqrt{3}} (C_\theta^{ax} - C_\theta^s) \left(\sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) - 1 \right) \right] x \sqrt{\frac{1+C_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (2.11.)$$

Burada η , σ_m ve σ_{vM} sırasıyla gerilim üç eksenliliğini, ortalama gerilimi ve von kayıp gerilimi temsil eder. θ , ζ ve $\bar{\theta}$ olarak gösterilen gösterimler sırasıyla lode açısını, normalleştirilmiş deviatorik değişmezi ve lode açısı parametresini temsil eder. Denklem

11'de verilen $\bar{\epsilon}_f$, A , n , c_1 , c_2 , C_θ^s , C_θ^{ax} gibi notasyonlar MMC hasar modelinin parametrelerini temsil etmektedir. $\bar{\epsilon}_f$ hasar gerinimini belirtir, A ve n sırasıyla sertleşme katsayısını ve gerinim sertleşme üssünü temsil eder, c_1 kırılma geriniminin gerilim üç eksenliliğine bağımlılığını tanımlar, c_2 kırılma yüzeyinin yüksekliğini etkiler, C_θ^s miktarı açıklar Kırılma yüzeyinin lode açısına bağımlılığının hesaplanmasında, C_θ^{ax} , lode açısı parametresine göre kırılma yüzeyinin asimetrisini kontrol eder ve $\bar{\theta} > 0$ için 1 olarak alınır.

2.6. FEA MODELLEME

Bu çalışmada simülasyonları gerçekleştirmek için FEA yazılımı olarak Simufact Forming 2023.3 kullanılmıştır. Tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme olmak üzere üç tür çekme testi numunesi modellendi ve yazılıma aktarıldı. Numuneleri germek için çeneler modellendi ve çeneler ile numuneler arasında yapıştırılmış temaslar verildi. Numunelerin gerilmesi için üst kavramaya 0,11 mm/s hızla eksenel bir hareket tanımlandı. Numuneleri ayırıştırmak için altı yüzlü ağ elemanları kullanıldı. Oluşturulan ağın başlangıç eleman boyutu 0,7 mm idi ve deformasyon bölgesinin etrafındaki ağ 2 kat inceltilti. Başlangıç mesh yapısına sahip oluşturulan FEA modelleri Şekil 2.8'da gösterilmiştir.



Şekil 2.8. Başlangıçtaki ağ yapılarıyla oluşturulan FEA modelleri.

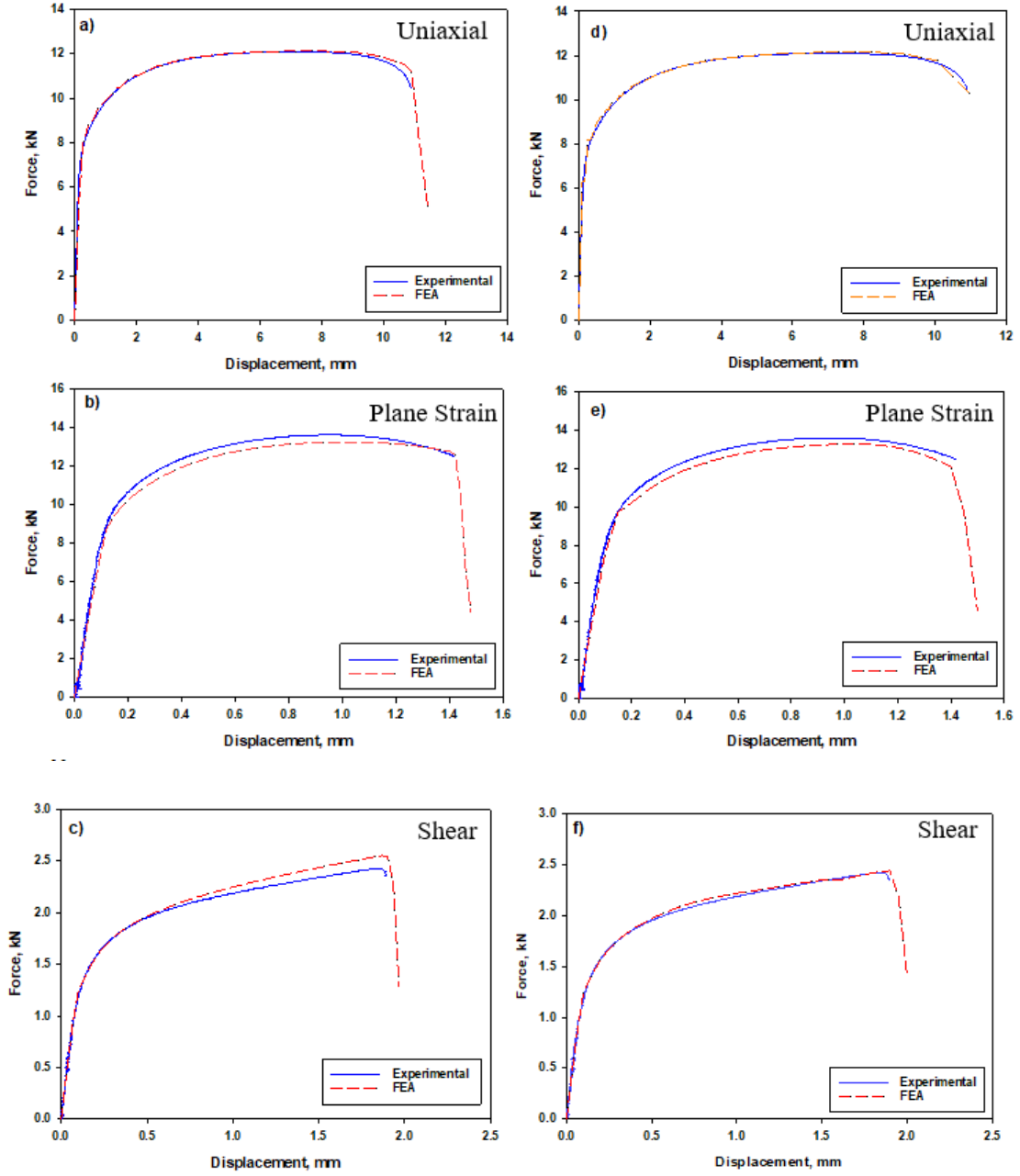
3. BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1. SERTLEŞME MODELLERİNİN VE AKMA KRİTERLERİNİN KUVVET-YER DEĞİŞTİRME EĞRİLERİ ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

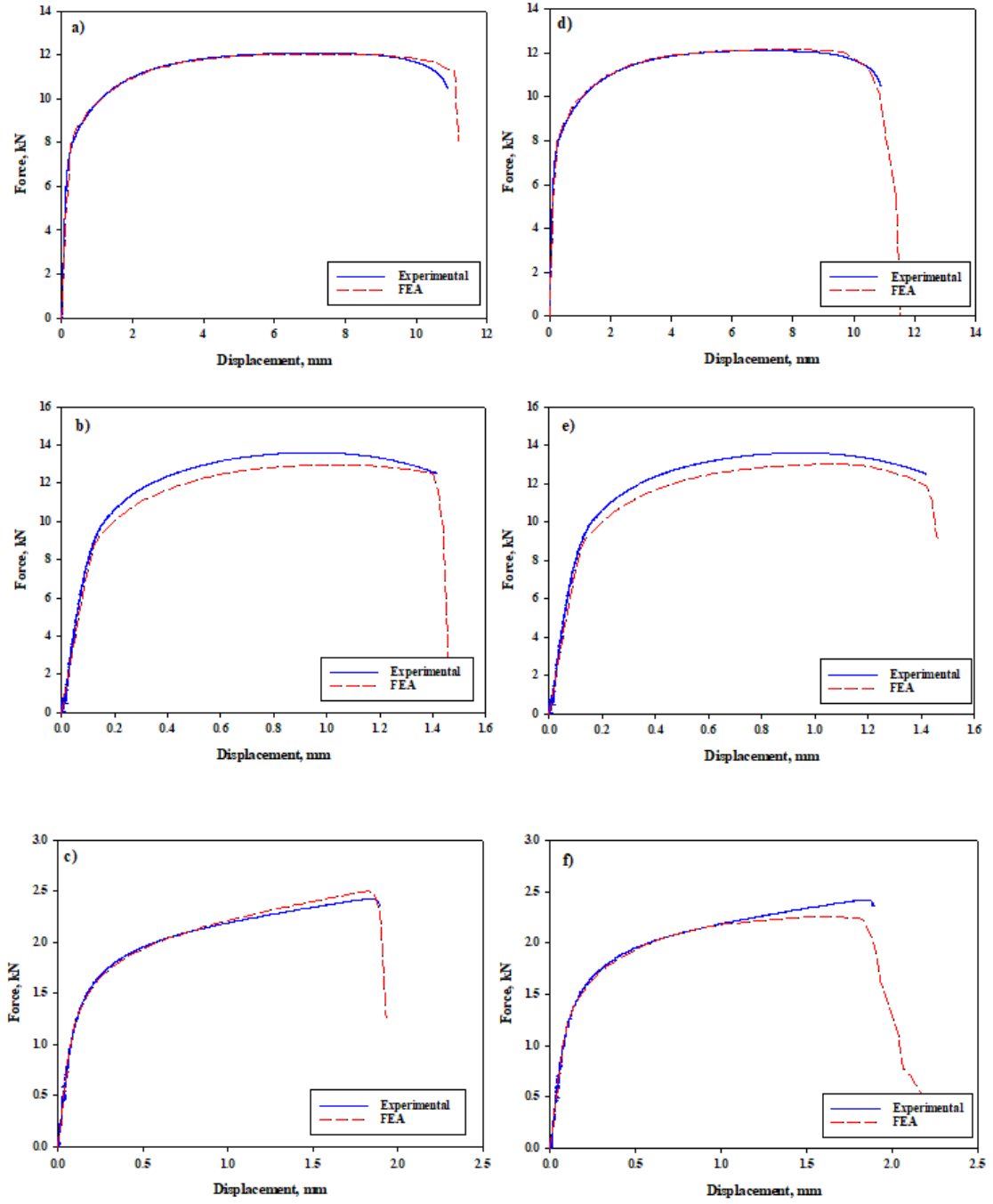
Sertleşme modelleri ve akma kriterleri, sacın şekillendirme işlemleri sırasındaki davranışını etkileyen temel faktörlerden biridir. Bu nedenle sertleşme modellerinin ve akma kriterlerinin seçimi ve parametrelerinin doğru kalibrasyonu FEA modellerinin tahmin kabiliyetinde önemli bir rol oynamaktadır [9]. Hollomon ve Voce sertleşme modellerinin Von-Misses ve Hill-48 akma kriterleri için kuvvet-yer değiştirme tepkileri üzerindeki etkisi ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılması sırasıyla Şekil 3.1 ve Şekil 3.2'de gösterilmiştir. Hem Hollomon hem de Voce sertleşme modellerinin deneysel kuvvet-yer değiştirme eğrilerine ilişkin tahminlerinde oldukça doğru olduğu görülmektedir. Her iki sertleşme modelinin de tek eksenli çekme testinin kuvvet-yer değiştirme tepkisini doğru bir şekilde tahmin ettiği görülürken, her iki model arasında düzlem gerinim ve kesme testleri için kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin tahmininde bazı farklılıklar fark edildi. Her ne kadar her iki sertleştirme modeli de düzlem gerinim testi için kuvveti düşük tahmin etmiş olsa da, Voce sertleştirme modeli için kuvvetin yetersiz tahmin düzeyi Hollomon sertleştirme modelinden çok daha yüksek olmuştur. Öte yandan Hollomon sertleşme modeli kesme testinde kuvveti fazla tahmin ederken, Voce sertleşme modeli kuvvet-yer değiştirme tepkisini doğru bir şekilde tahmin edebilmiştir. Voce sertleşme modelinin, Hollomon sertleşme modeline kıyasla hem düzlem gerinim hem de kesme testlerinde daha düşük kuvvet tepkilerini öngördüğü görülmektedir. Bu durum düzlem gerinim testinde kuvvet-yer değiştirme tahmininin bozulmasına neden olurken, Hollomon modeline kıyasla kesme testinde kuvvet-yer değiştirme eğrisinin tahminini iyileştirmiştir. Kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin tahminlerinde hesaplanan hata yüzdesi Şekil 3.3'te gösterilmiştir [32].

Von-Misses akma kriteri kullanıldığında, düzlem gerinim testinde Voce sertleşme modelinin hata yüzdesi Hollomon sertleşme modeline (%3,10) göre biraz daha yüksek (%3,66) ve bunun tersine, Kesme testinde hata yüzdesi, Hollomon sertleştirme modeline (%2,96) kıyasla Voce sertleştirme modelinde (%1,49) daha düşük olmuştur. Voce sertleştirme modelinin, akış geriliminin belirli bir miktarda gerinimden sonra doygunluğa ulaştığı bir gerilim doygunluğu modeli olduğu göz önüne alındığında, Hollomon

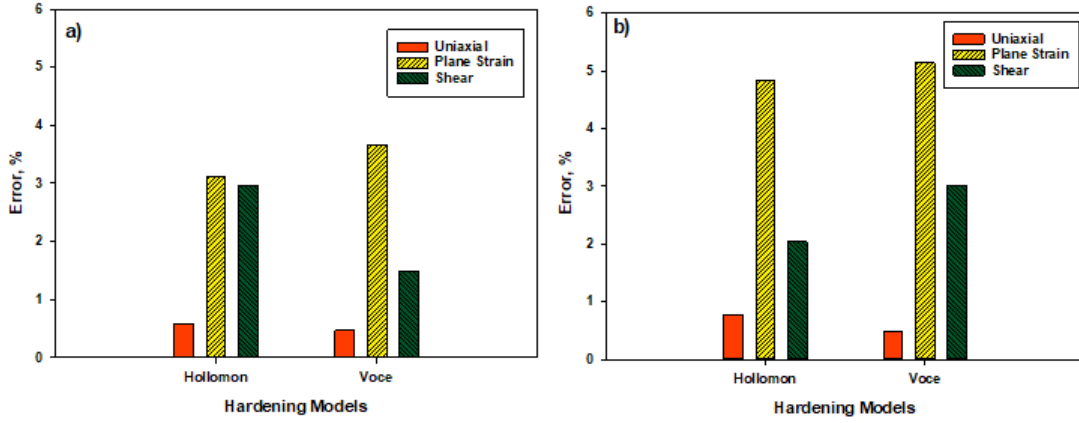
sertleştirme modeline kıyasla Voce sertleştirme modeli için kuvvet değerlerinin daha düşük tahminleri makuldür. Sacdaki anizotropik davranış Hill-48 akma kriteri ile etkinleştirildiğinde, düzlem gerinim ve kesme testlerinde öngörülen kuvvet değerleri her iki sertleşme modeli için de azalma göstermiştir. Bu, Voce sertleşme modelinin daha da düşük tahmin edilmesine neden oldu (Şekil 3.2d. ve 3.2e.) ve hem düzlem gerinim (%5,14) hem de kayma (%3,02) testleri için daha büyük hata yüzdelere yol açtı (Şekil 3.3b.). Benzer şekilde Hill-48 akma kriteri, Hollomon modeli için düzlem gerinim testinde öngörülen kuvvet değerlerinde daha fazla azalmaya neden olmuş ve bu da daha büyük bir hata yüzdesine (%4,83) yol açmıştır. Öte yandan Von-Misses akma kriteri ile eşleştirilen Hollomon modeli, kesme testindeki kuvvet değerlerini fazla tahmin ettiğinden (Şekil 3.1c.), Hill-48 akma kriteri nedeniyle kuvvet değerlerinin azalması, kesme testi için tahmin yeteneğinin geliştirilmesine katkıda bulunmuştur (Şekil 3.2c.) ve bu, Von-Misses akma kriteri ile karşılaştırıldığında daha düşük bir hata yüzdesine (%2,04) neden olmuştur.



Şekil 3.1. Hollomon sertleşmesi, a), b), c) ve Voce sertleşmesi, d), e), f) modellerinin Tek Eksenli, a,d), Düzlem gerinim, b,e),de hesaplanan kuvvet – yer değıştirme eğrileri üzerindeki etkisi ve Kesme, c,f), Von-Misses akma kriteri için deformasyonlar



Şekil 3.2. Hollomon sertleşmesi, a), b), c) ve Voce sertleşmesi, d), e), f) modellerinin Tek Eksenli, a,d), Düzlem gerinim, b,e),’de hesaplanan kuvvet – yer değiştirme eğrileri üzerindeki etkisi ve Kesme, c,f), Hill-48 akma kriteri için deformasyonlar.



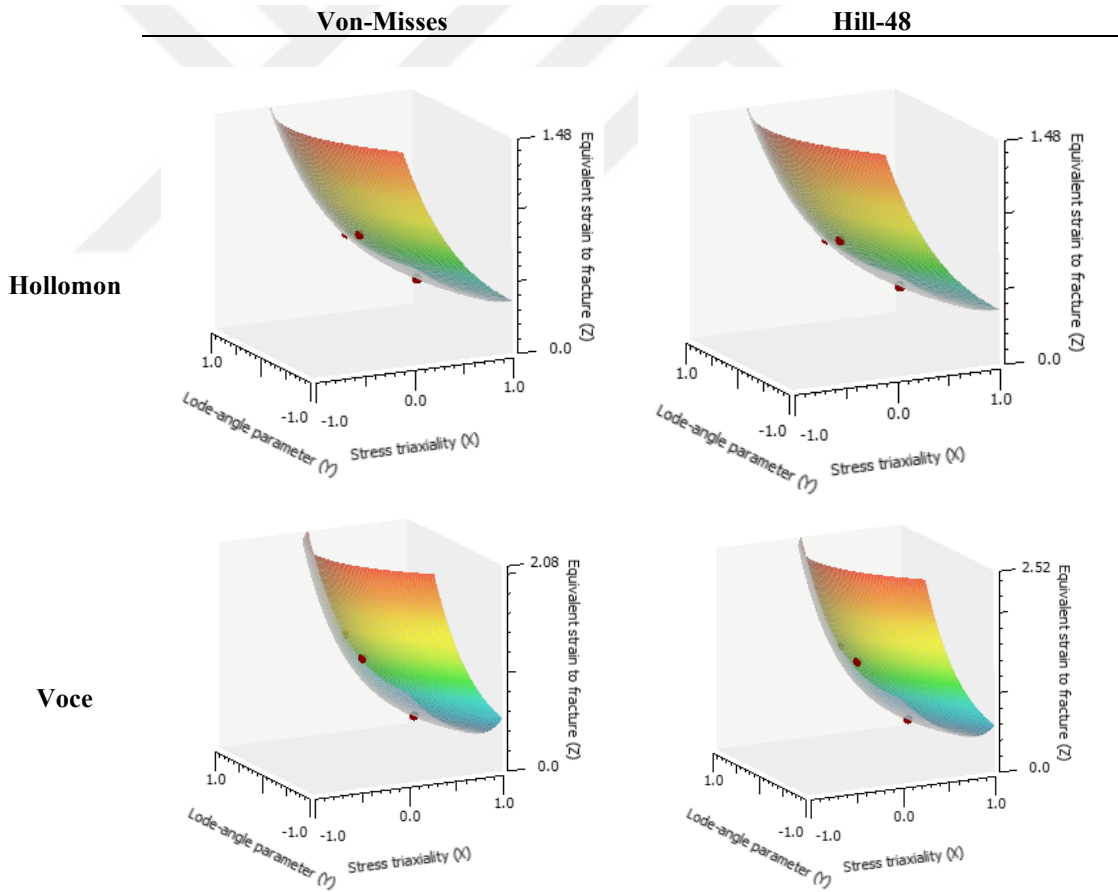
Şekil 3.3. a) Von-Mises ve b) Hill-48 akma kriterleri için deneysel ve FEA kuvvet-deplasman verilerinin karşılaştırılmasından hesaplanan yüzde hata değerleri

3.2. SERTLEŞME MODELLERİNİN VE AKMA KRİTERLERİNİN YENİLME ŞEKİL DEĞİŞTİRMELERİ VE MMC KIRILMA YÜZEYLERİ ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ

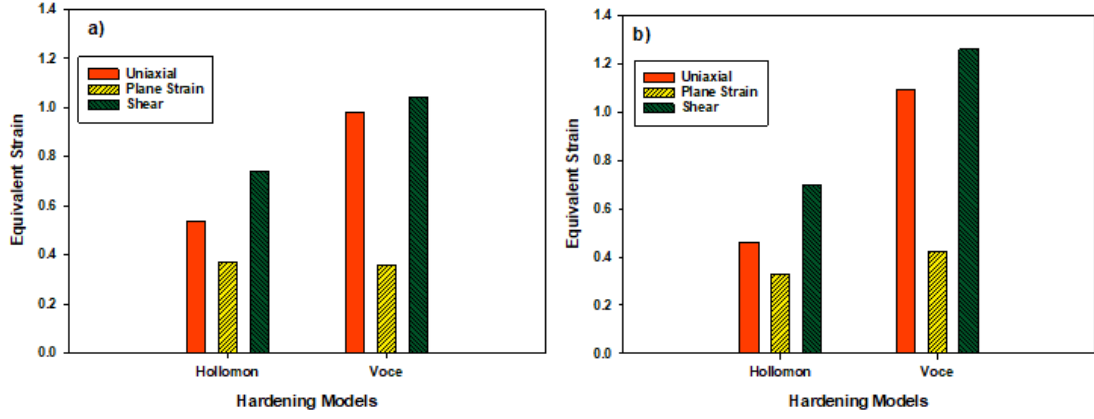
Hasar kriterlerinin kullanımı ve bunların kalibrasyonları, sac metaldeki kırılma konumlarını belirlemek için sac metal şekillendirme simülasyonlarında hayati adımlardan biridir. Bununla birlikte, sertleşme modelinin seçimi ve eşleştirilmiş akma kriteri, oluşturulan kırılma yüzeyini önemli ölçüde etkileyerek farklı hasar şekillenmelerine neden olabilir. Sertleşme modellerinin ve akma kriterlerinin MMC kırılma yüzeyine etkisi Şekil 3.5'te gösterilmiştir. Görüldüğü gibi gerilme üç eksenliliğinin çeliğin şekillendirilebilirliği üzerindeki etkisi hem sertleşme modelleri hem de akma kriterleri açısından ön plana çıkmıştır. Etkili olmasına rağmen, lode açısı parametresi, diğer taraftan, kalıbın şekillendirilebilirliği üzerinde daha düşük bir etkiye sahip olmuştur.

Hem sertleşme modelleri hem de akma kriterleri için çelik, gerilim üç eksenliliği, sac metallerin şekillendirilebilirliğindeki en önemli faktörlerden biri olarak bilinir ve yüksek değerleri, hasar gerinimlerini önemli ölçüde azaltır [33]. Tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kayma deformasyonlarında çekme testleri sırasında sacın kritik bölgesinde ölçülen ortalama gerilim üç eksenlilik değerleri sırasıyla 0,33, 0,57 ve 0'dır [34]. Tek eksenli, düzlem gerinim ve kesme testlerinde FEA'dan ölçülen hasar gerinimleri Şekil 3.6'da gösterilmiştir. En düşük hasar geriniminin düzlem gerinim testinden ölçüldüğü, en yüksek hasar geriniminin ise düzlem gerinim testinden ölçüldüğü görülmektedir. Daha yüksek gerilim üç eksenlilik değerlerinin sac üzerindeki şekillendirilebilirlik etkisinin

azalması doğrultusunda kesme testi. Lode açısı parametresinin, düşük veya eksi gerilim üç eksenlilik değerleri için sacın şekillendirilebilirliği üzerinde etkili bir parametre olduğu bilinmektedir [35]. En düşük gerilme üç eksenlilik değeri kayma testi olup, bu çalışmada MMC kırılma yüzeyinin kalibrasyonu gerilme üç eksenlilik değerlerinin pozitif aralığında gerçekleştirilmiştir. Böylece Şekil 3.5.'teki lode açısı parametre eksenli boyunca daha düz bir eğrilik elde edilmiştir. Ancak Voce sertleştirme modeli, Şekil 3.5'te gösterildiği gibi lode açısı parametresi boyunca biraz daha büyük bir eğrilik öngörmüştür. Voce sertleştirme modelinin bir gerilim doygunluğu modeli olduğu göz önüne alındığında, Şekil 3.5'te gösterildiği gibi numunelerin kırılması için daha büyük gerilim değerleri almıştır. Şekil 3.6. Voce sertleşme modeli hem düzlem gerilim hem de kayma testlerinde yenilme gerilimlerini orantılı olarak arttırdığından Lode açısı parametresinin etkisi bir miktar artmıştır.

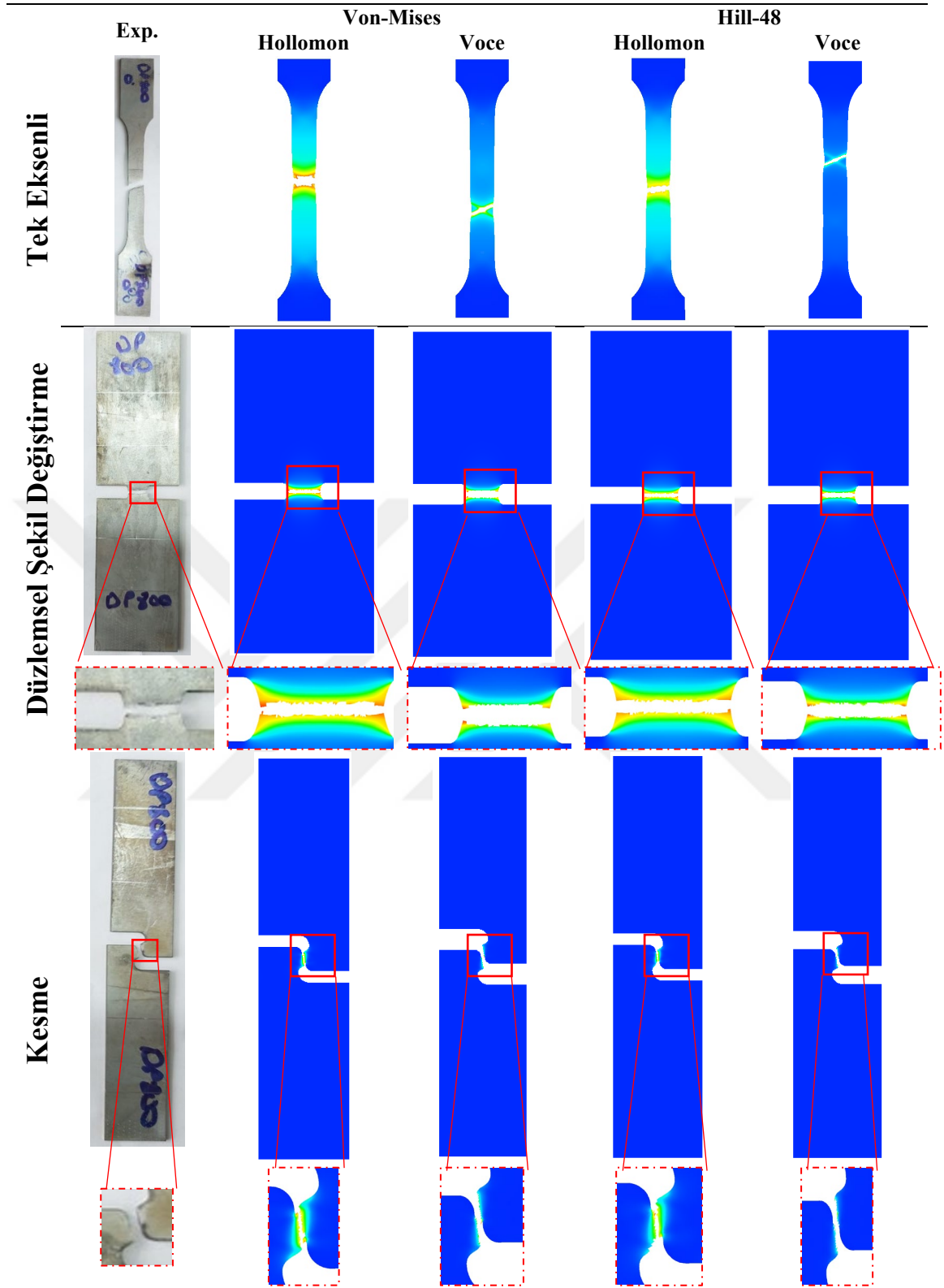


Şekil 3.4. Hollomon, a,b) ve Voce, c,d), Von-Mises, a,c) ve Hill-48, b,d) ile eşleştirilmiş sertleştirme modellerinin MMC üzerindeki akma kriterlerinin etkisi kırılma yüzeyi.



Şekil 3.5 .a) Von-Misses ve b) Hill-48 akma kriteri için tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme testleri için sertleşme modellerinin yenilme gerinim değerlerine etkisi

Von-Mises ve Hill-48 akma kriterleri kullanıldığında Voce ve Hollomon sertleşme modellerinin tahmin edilen kırılma yüzeyleri Şekil 3.7'de gösterilmiştir. Tek eksenli numune için tahmin edilen kırılma yüzeylerinden görülebileceği gibi, Hollomon sertleşme modeli tahmin edilmiştir. fincan ve koni şeklini andıran bir kırılma yüzeyi. Ancak Voce sertleşme modeli, tek eksenli test deneyinde elde edilen kırılma yüzeyine daha benzer bir kırılma yüzeyi öngörmüştür. Düzlem gerinim testi için Hollomon sertleşme modeliyle düze yakın bir kırılma yüzeyi tahmin edilmiştir. Ancak Voce sertleşme modeli, kırılma yüzeyi boyunca görünür bir eğriliğin görülebildiği bir kırılma yüzeyi öngörmüştür. Kayma testi için her modelin öngördüğü kırılma yüzeyleri oldukça benzer olmuş ve önemli bir fark görülmemiştir. Genel olarak bakıldığında Voce sertleşme modelinin Hollomon sertleşme modeline göre numunenin kırılma yüzeyini daha iyi tahmin ettiği görülmektedir. Hill-48 akma kriteri, DP800 çeliğinin öngörülen kırılma yüzeylerini önemli ölçüde değiştirmemiştir ve dolayısıyla etkisi minimum düzeyde olmuştur.



Şekil 3.6. Tek eksenli, düzlemsel şekil değiştirme ve kesme testlerinde sertleşme modellerinin ve akma kriterlerinin öngörülen kırılma yüzeyleri üzerindeki etkisi.

4. SONUÇ

Bu çalışmada, Von-Mises ve Hill-48 akma kriterleri ile eşleştirilen Hollomon ve Voce sertleşme modellerinin öngörülen kuvvet-yer değiştirme eğrileri, yenilme şekil değiştirmeleri ve kırılma yüzeyleri üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Çalışmadan aşağıdaki sonuçlar çıkarılmıştır:

Voce ve Hollomon sertleştirme modellerinin her ikisi de kuvvet-yer değiştirme eğrilerini %6 hata altında tahmin edebilmiştir. Von-Mises akma kriteri kullanıldığında Voce sertleşme modeli düzlem gerinim testinde kuvvet değerlerini %3,66 hatayla eksik tahmin etmiş, kesme testinde ise kuvvet değerlerini %1,5 hatayla doğru tahmin etmiştir. Hill-48 akma kriteri Voce sertleşme modeliyle eşleştirildiğinde, Voce sertleşme modeli düzlem şekil değiştirme ve kesme testlerindeki kuvvet değerlerini sırasıyla %5,14 ve %3,02 oranında eksik tahmin etmiştir.

Hollomon sertleşme modeli Von-Mises akma kriteri ile eşleştirildiğinde Hollomon sertleşme modeli düzlem gerinim testindeki kuvvet değerlerini %3,10 hatayla eksik tahmin ederken, kesme testindeki kuvvet değerlerini %2,96 hatayla fazla tahmin etmiştir. Hill-48 akma kriteri Hollomon sertleşme modeliyle eşleştirildiğinde Hollomon sertleşme modeli düzlem gerinim testinde kuvvet değerlerini %4,83 eksik tahmin ederken, kesme testinde kuvvet değerlerini %2,04 hatayla fazla tahmin etmiştir.

İki sertleştirme modeli karşılaştırıldığında Voce sertleştirme modelinin öngördüğü kuvvet değerleri Hollomon sertleştirme modelinin öngördüğünden biraz daha düşük çıkmıştır. Ancak Hill-48 akma kriteri her iki sertleşme modeliyle eşleştirildiğinde tahmin edilen kuvvet değerlerinde ciddi bir azalma görülmüştür. Voce sertleştirme modelinin bir gerilim-doygunluk modeli olması, Hollomon'un ise gerinim sertleşmesi olması, Hollomon modeline kıyasla Voce modelinin kuvvet değerlerinin daha düşük tahmin edilmesinin ana nedeni olduğu düşünülmüştür.

Her test için ölçülen başarısızlık gerinimleri, Voce sertleştirme modelinde Hollomon sertleştirme modeline göre çok daha yüksek olmuştur. Bu, MMC kırılma yüzeyini hafifçe etkilemiş, Lode açısı parametresinin etkisini biraz arttırmıştır. Öte yandan, eşleştirilmiş akma kriterinin tahmin edilen kırılma yüzeyleri üzerinde önemli bir etkisi olmamıştır.

Sertleşme modelleri tahmin edilen kırılma yüzeyleri üzerindeki etkileri açısından karşılaştırıldığında, Voce sertleşme modelinin deneysel testlerde gözlemlenen kırılma yüzeylerini daha iyi tahmin ettiği görülmüştür.



5. KAYNAKLAR

- [1] Assab KORKMAZ (2009, 2 Nisan). *Geliştirilmiş Yüksek Mukavemetli Çelik Sacların (Advanced High Strength Steel, AHSS) Şekillendirilmesinde Takım Çeliklerinden Beklenen Özellikler*. [Online]. Erişim: <https://docplayer.biz.tr/5034548-Gelistirilmis-yukse-mukavemetli-celik-saclarin-advanced-high-strength-steel-ahss-sekillendirilmesinde-takim-celiklerinden-beklenen-ozellikler.html>
- [2] Uluslar Arası Demir Çelik Enstitüsü Otomotiv Uygulamaları Komitesi (2005, 1 Mart). International Iron & Steel Institute Committee on Automotive Applications. *Advanced High Strength Steel (AHSS) Application Guidelines*, [Online]. Erişim: <https://www.scribd.com/document/199405132/Ahss-Guidelines-v-23>
- [3] Jacobian (2016, 10 Mayıs). *Otomotiv de Yüksek Mukavemetli Çeliklerin Kullanımı, Analiz Simulasyon*, [Online]. Erişim: <https://analizsimulasyon.com/otomotiv-yukse-mukavemetli-celiklerin-kullanimi/>
- [4] F. Hayat, “TRIP çeliklerinin otomotiv endüstrisinde kullanımının incelenmesi”, *Gazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi*, c. 25, sayı 4, ss.701-712, 2010.,
- [5] E. Samalcı ve F. Kabakcı, “Çift fazlı çeliğin çekme özelliklerine mikroyapının etkisi”, *Gazi Üniv.Müh.Fak.Der.*, c. 26, sayı 2, s.263-272, 2011.
- [6] Kılınç, T.,, “Otomotiv Endüstrisinde Yüksek Mukavemetli Sacların Şekillendirilmesinde Kullanılan Takım Çeliklerindeki Gelişmeler”, YTÜ Lisans Bitirme Tezi, 2007
- [7] H. S. S. Aljibori ve A. M. Hamouda, "Finite element analysis of sheet metal forming process", *Eur. J. Sci. Res.*, c. 33, sayı 1, ss. 57-69, 2009.
- [8] F. Varol, “MIG lehimleme yöntemi ile dual fazlı çelik sacların birleştirilebilirliğinin ve mekanik özelliklerin incelenmesi”, Doktora tezi. Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, 2013.
- [9] N. Kaya, M. İ. Karamangil ve R. Bozkurt, "Biyel üzerine açılan yağlama deliklerinin yorulma dayanımına etkisinin incelenmesi", *Otekon'02, Otomotiv Teknolojileri Kongresi*, Bursa, 24-26 Haziran, 2002.

- [10] S.B. Kim, H. Huh, H.H. Bok, et al. "Forming limit diagram of auto-body steel sheets for high-speed sheet metal forming", *J Mater Process Technol*, c. 211, ss. 851–862, 2011.
- [11] A.F. Ávila ve E.L.S. Vieira, "Proposing a better forming limit diagram prediction: a comparative study", *J Mater Process Technol*, c. 141, ss. 101–108, 2003.
- [12] S.P.S. Sivam, N. Harshavardhana ve R. Rajendran, "Artificial Neural Network prediction of forming limit diagram for directionally-rolled, size scaled copper strips", *Proc Inst Mech Eng Part C J Mech Eng Sci*, c. 238, ss. 3299–3307, 2024.
- [13] S. Heibel, W. Nester, T. Clausmeyer ve diğerleri, "Failure assessment in sheet metal forming using a phenomenological damage model and fracture criterion: experiments, parameter identification and validation", *Procedia Eng*, c. 207, ss. 2066–2071, 2017.
- [14] J. Wang, L. Yang, M. Sun, T. Liu ve H. Li, "Effect of energy input on the microstructure and properties of butt joints in DP1000 steel laser welding", *Materials and Design*, c. 90, ss. 642–649, 2016.
- [15] M.M. Shahzamanian ve P.D. Wu, "Study of forming limit diagram (FLD) prediction of anisotropic sheet metals using Gurson model in MK method", *Int J Mater Form*, c. 14, ss. 1031–1041, 2021.
- [16] A.F. Ávila ve E.L.S. Vieira, "Proposing a better forming limit diagram prediction: a comparative study", *J Mater Process Technol*, c. 141, ss. 101–108, 2003.
- [17] L. Zhao, R. Sowerby ve M. Sklad, "A theoretical and experimental investigation of limit strains in sheet metal forming", *Int. J. Mech. Sci.*, c. 38, sayı 12, ss. 1307–1317, 1996.
- [18] Y. Bao Wang, C. Sheng Zhang, Z. Jie Meng ve diğerleri, "A novel three-dimensional M-K model by integrating GTN model for accurately identifying limit strains of sheet metal", *Trans Nonferrous Met Soc China (English Ed)*, c. 33, ss. 1953–1962, 2023.
- [19] A.L. Gurson, "Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part 1—yield criteria and flow rules for porous ductile media", *J. Eng. Mater. Technol.*, c. 99, ss. 2–15, 1977.

- [20] V. Tvergaard ve A. Needleman, "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar", *Acta Metall*, c. 32, ss. 157–169, 1984.
- [21] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y.-W. Lee, et al., "Calibration and evaluation of seven fracture models," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 47, pp. 719-743, 2005.
- [22] Y. Bai ve T. Wierzbicki, "Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture", *Int J Fract*, c. 161, ss. 1–20, 2010.
- [23] Y. Lou, H. Huh, S. Lim, et al. "New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals", *Int J Solids Struct*, c. 49, ss. 3605–3615, 2012.
- [24] C. Roth ve D. Mohr, "Ductile Fracture Experiments with Locally Proportional Loading Histories", *Int. J. Plast.*, c. 79, Eylül 2015. DOI: 10.1016/j.ijplas.2015.08.004.
- [25] E. Dai, Z. Lv, P. Yuan, ve diğerleri, "Ductile fracture of anisotropic QP980 steel sheet by using the isotropic/anisotropic modified Mohr-Coulomb models", *Eng. Fract. Mech.*, c. 290, 109522, 2023.
- [26] Y. Lou ve H. Huh, "Extension of a shear-controlled ductile fracture model considering the stress triaxiality and the Lode parameter", *Int. J. Solids Struct.*, c. 50, ss. 447–455, 2013.
- [27] M. Aghaei ve S. Ziaei-Rad, "A micro mechanical study on DP600 steel under tensile loading using Lemaitre damage model coupled with combined hardening", *Mater. Sci. Eng. A*, c. 772, 138774, 2020.
- [28] B. Goshert, O. R. Terrazas, D. K. Matlock, ve diğerleri, "Sample edge effects on tensile properties and sheet formability", *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, c. 418, 2018. DOI: 10.1088/1757-899X/418/1/012064.
- [29] J. Hu, Z. Marciniak, ve J. Duncan, *Mechanics of sheet metal forming*. Elsevier, 2002.
- [30] T. Altan ve A. E. Tekkaya, *Sheet Metal Forming FUNDAMENTALS*. Materials Park, Ohio: ASM International, 2012. DOI: 10.31399/asm.tb.smff.9781627083164.
- [31] X. Wei, Y. Liu, ve X. Zhang, "Effect of non-linear tension-compression loading reversal on the hardening behavior and initiation fracture strain of a cold-rolled TRIP780 steel sheet", *Materials Today Communications*, c. 30, ss. 103076, 2022.

- [32] M. Djouabi, A. Ati, ve P. Y. Manach, "Identification strategy influence of elastoplastic behavior law parameters on Gurson–Tvergaard–Needleman damage parameters: Application to DP980 steel", *Int. J. Damage Mech.*, c. 28, ss. 427–454, 2019.
- [33] M. S. Mirza, D. C. Barton, ve P. Church, "The effect of stress triaxiality and strain-rate on the fracture characteristics of ductile metals", *J. Mater. Sci.*, c. 31, ss. 453–461, 1996.
- [34] N. Şen, T. Civek, ve O. Elkoca, "Determination of Modified Mohr-Coulomb Damage Model Parameters for DH780 Steel in Finite Element Analysis", *Düzce Üniversitesi Bilim ve Teknol. Derg.*, c. 11, ss. 2309–2320, 2023.
- [35] K. Danas ve P. Ponte Castañeda, "Influence of the Lode parameter and the stress triaxiality on the failure of elasto-plastic porous materials", *Int. J. Solids Struct.*, c. 49, ss. 1325–1342, 2012.

ÖZGEÇMİŞ

KİŞİSEL BİLGİLER

Adı Soyadı : Recep YILDIZ

Yabancı Dili : İngilizce

ÖĞRENİM DURUMU

Derece	Alan	Okul/Üniversite	Mezuniyet Yılı
Y. Lisans	Makine Mühendisliği	Düzce Üniversitesi	2024
Y. Lisans	İş Sağlığı ve Güvenliği	Kütahya Dumlupınar Üniversitesi	2023
Lisans	Makine Mühendisliği	Karadeniz Teknik Üniv.	2020
Lise		Mustafa Kaya Anadolu Lisesi	2013

TEZDEN ÇIKAN YAYIN

Şen N, Civek T, Yıldız R. “The calibration of the MMC damage model under various hardening models and yielding criteria for DP800 steel”. *Ironmaking & Steelmaking*. 2024;0(0).

